

Міністерство освіти і науки України
Одеська державна академія будівництва та архітектури
Інститут проблем міцності імені Г. С. Писаренка Національної
академії наук України
University of West Attica (Greece)
University «Sjever» (Croatia)

VIII Міжнародна конференція
АКТУАЛЬНІ ПРОБЛЕМИ ІНЖЕНЕРНОЇ
МЕХАНІКИ

VIII International Conference
ACTUAL PROBLEMS OF ENGINEERING
MECHANICS



ТЕЗИ ДОПОВІДЕЙ
ABSTRACTS OF REPORTS

Одеса, 11-14 травня 2021 року



А 43 **Актуальні проблеми інженерної механіки** : тези доп. VIII Міжнар. наук.-практ. конф. / під заг. ред. М. Г. Сур'янінова. — Одеса : ОДАБА, 2021. — 453 с.
ISBN 978-617-7900-40-4

ОРГКОМІТЕТ КОНФЕРЕНЦІЇ

Антонюк Н.Р. – технічний редактор журналу «Вісник ОДАБА», к.т.н., доцент, vestnik@ogasa.org.ua

Балдук П.Г. – відповідальний секретар конференції, к.т.н., професор кафедри будівельної механіки Одеської державної академії будівництва та архітектури, pavel9baldook@gmail.com

Зіньковський А.П. – заст. директора з наукової роботи Інституту проблем міцності імені Г.С. Писаренка, д. т. н., професор, zinkovskii@ipp.kiev.ua

Клименко С.В. – зав. кафедри залізобетонних конструкцій та транспортних споруд Одеської державної академії будівництва та архітектури, д.т.н., професор, concrete_ogasa@mail.ru

Ковров А.В. – голова оргкомітету конференції, ректор Одеської державної академії будівництва та архітектури, к.т.н., професор, rector@ogasa.org.ua

Кругій Ю.С. – проректор Одеської державної академії будівництва та архітектури, д.т.н., професор, yurii.krutii@gmail.com

Сур'янінов М.Г. – заступник голови оргкомітету конференції, зав. кафедри будівельної механіки Одеської державної академії будівництва та архітектури, д.т.н., професор, sng@ogasa.org.ua

Харченко В.В. – директор Інституту проблем міцності імені Г.С. Писаренка Національної академії наук України, академік НАН України, д.т.н., професор, khar@ipp.kiev.ua

Шваб'юк В.І. – Луцький національний технічний університет, д.т.н., професор, Shvabyuk@lutsk-ntu.com.ua

Хендрік Досс – професор університета прикладних наук м. Майнц (Німеччина), hendrik.doss@dosscom.de

Kyriazopoulos A. – Professor, University of West Attica, akyriazo@teiath.gr

Demakos K. – Professor, University of West Attica, cdemakos@gmail.com

Pneumatikos N. – Associate Professor, University of West Attica, pnevma@teiath.gr

Milkovich Marin – rector of the University «Sjever», professor, rektor@unin.hr

Затверджено до друку Організаційним комітетом конференції.

СОДЕРЖАНИЕ

Anishchenko O. S., Kukhar V. V., Oginskiy I. K. Korenko M. G. Prysiazhnyi A. H. Cold drawing schedules for RSt 34-2 (1.0034) steel wire for correction of overheating defects and breakless ensuring	13
Bazhenov V. A., Krivenko O. P., Vorona Yu. V. Buckling and vibrations of elastic shells under thermomechanical loads	17
Bedov A. I., Vagapov R. F., Gabitov A. I., Salov A. S. Nonlinear problems of equilibrium for axisymmetric membranes	21
Gabitov A. I., Salov A. S., Ryazanova V. A., Timofeev A. A., Timofeev V. A. Efficient technologies for making gypsum binders	25
Gabitov A. I., Salov A. S., Ryazanova V. A., Timofeev A. A., Timofeev V. A. Efficient technologies for making gypsum binders	29
Gorbatyuk N. V., Adigamov A. E., Kobelev O. A., Pashkov A. N. Reducing the environmental impact of mining production through the use of man-made waste	32
Gorbatyuk N. V., Adigamov A. E., Kobelev O. A., Shakhov S. I. Engaging man-made waste in the closed cycle of mining production	35
José R. Albiol-Ibáñez The effect of polymeric fibers on shear stress in reinforced concrete beams: reduction of stirrups	37
Kravchenko S. A., Posternak O. O., Kostyuk A. I., Stolevich I. A. Microcrack appearance and coefficient of tension intensity ceramicsite concrete on multicomponent binding	38
Kussa R. O., Zurnadzy V. I., Efremenko V. G., Dabala M., Franceschi M., Shymchuk O., Zaichuk N. P. Comparison of transformation and mechanical behaviours of 0.2 wt.% c structural trip-assisted steels with different chemical compositions	40
Pavlikov A.M., Harkava O. V., Pinchuk N. M., Saiko K. G., Chaika O. S. Calculation of new generation floor slabs in cottages	43
Stolevich I. A., Kostyuk A. I., Kravchenko S. A., Posternak O. O. Expanded clay concrete mixtures and concretes on carbonate sand propertie improvement	48
Trofimova L. E. Topological approach to investigation of mechanochemical effects in metal corrosion processes under tension	49
Verameichyk A. I., Zheltkovich A. E., Hwisevich V. M. Features of simulation of wear –out crushing tool of wood raw material chopper after surface plasma hardening	53
Vinnichenko V. I., Riazanov A. N. Riazanov A. A. Rakhimov R. Z., Vinnichenko O. V. Theoretical and experimental studies of energetics of the dolomite decarbonization process	57
Sanjay Mavinkere Rangappa. Natural fiber composites: sustainable and eco-friendly materials	61
Выровой В.Н., Суханов В.Г., Суханова С.В., Елькин А.В. Генезис структуры строительных композитов	63

Krutii Yu., Surianinov M., Osadchiy V., Kolomiichuk V. Development of analytical calculation method for axisymmetric oscillations of circular and annular plates on variable Winkler elastic foundation	66
Азизов Т. Н., Кочкарев Д. В., Цыганенко Л. А., Цыганенко Г. М., Срибняк Н. Н. Перемещения арматуры перпендикулярно ее оси для определения крутильной жесткости железобетонных элементов с нормальными трещинами	68
Астахов В. І., Бровко Д. В., Єрємєнко О. Ю. Дослідження факторів, які впливають на виникнення ушкоджень залізобетонних конструкцій	72
Багно О. М., Щурук Г. І. Поширення хвиль Лемба в системі шар ідеальної рідини - стисливий пружний шар із початковими напруженнями	74
Балдук П. Г., Яременко О. О., Балдук Н. П. Розрахунок багатопрольотної одноповерхової рами на стійкість	76
Барабанов И. Н., Тхай В. Н. Агрегирование идентичных механических систем с колебаниями	80
Бекирова М. М. Напряженное состояние сжатых железобетонных элементов с учетом ползучести и влияния агрессивной среды	81
Березін Л. М. Оцінка впливу на надійність машини конструктивної зміни одного з механізмів	84
Беспалова А. В., Файзулина О. А. Лебедев В. Г. Фроленкова О. В., Чумаченко Т. В. Контактный теплообмен режущего алмазного диска с пограничным слоем воздуха	87
Бурлаков В. І. Вдосконалення технології фінішної обробки робочих поверхонь інструментів із ПКНБ	92
Валовой О. І., Єрємєнко О. Ю., Валовой М. О., Стоянович С. В. Гібридизація арматури, як спосіб подолання основних недоліків сталеві та композитної арматури	95
Валовой О. І., Попруга Д. В., Валовой М. О., Афанасьев В. В. Вплив склопластикової композитної арматури на прогини згинальних елементів	99
ВАН Чжуан, Кондращенко В. И., ВЭЙ Я. Многоуровневый подход к оптимизации материала композиционных шпал	102
Verameichuk A. I. Simulation of the process of punching a hole in sheet metal with a cylindrical punch in ANSYS Explicit Dynamics in the Euler formulation	106
Вировой В. М., Коробко О. О., Піщев О. В., Варич Г. С. Структурна організація та функціонування конструкцій-системи	108
Вінниченко В. І., Рязанов О. М., Рязанов А. О. Рахімов Р. З., Вінниченко О. В. Дослідження доломітового в'язучого	111
Вовк П. Е., Чаюн И. М. Характеристики предельного состояния каната	115
Герасимчук О. М., Кононученко О. В. Прогнозування кривих утоми за характеристиками статичної міцності та мікроструктури вихідного матеріалу	119

Глухов Ю. П. Моделивання захисного покриття для пружної основи з початковими напруженнями	124
Гоменюк С. І., Козуб В. Ю. Застосування паралельних обчислень у скінченно-елементному аналізі конструкцій	126
Горбатьок С. М., Денискина Т. В., Балахніна Е. Е., Чиченева О. Н. Метод расчета формы валков для винтовой прокатки	129
Ковальчук С. Б., Горик А. В., Антоненко А. В. Особливості та передумови розв'язання задачі плоского згину прямого композитного бруса довільного перерізу	133
Ковальчук С. Б. Горик А. В. Аналитическое решение задачи о термоупругом изгибе многослойной балки с различной температурой продольных граней	137
Гоц В. І., Пальчик П. П., Пальчик С. П., Бердник О. Ю. Вплив технологічних факторів на властивості будівельних матеріалів на основі спучених алунітизованих висококремнеземних гірських порід	140
Гоц В. І., Бердник О. Ю., Майстренко А. А., Пальчик П. П., Амеліна Н. О. Дослідження поверхні руйнування бетонів армованих базальтовим волокном з покриттями оксиду титану і цирконію. фібробетонні композити	143
Гоц В. І., Ластівка О. В., Бердник О. Ю., Томін О. О. Вплив модифікуючих добавок на властивості порошкових покриттів	145
Григор'єва Л. О. Системи збору енергії на основі п'єзоелектричних перетворювачів	148
Гришин А. В. Нелінійний розрахунок берегозахисної споруди від динамічного впливу хвиль, що розбиваються	152
Гузій С. Г., Отрош Ю. А., Курская Т. Н. Сравнительная характеристика интумесцентных красок для огнезащиты деревянных конструкций	156
Данченко Ю. М. Дослідження хімічної природи та властивостей поверхні дисперсних матеріалів на основі кварцу	159
Дворжак В. М. Визначення сили корисного опору при проколі швейною голкою матеріалу	164
Ерофеев М. Н., Кравченко И. Н., Кузнецов Ю. А., Гончаренко В. В., Федоров А. О., Калашникова Л. В. Совершенствование технологии перемешивания компонентов бетонорастворных смесей в смесителях	167
Ємельяненко М. Г., Саєнко Л. В., Гордієнко А. Т., Юніс Башир, Доброходова О. В. Результати моделювання роботи вібраційного преса з двочастотним приводом	170
Жданов А. А., Петров В. Н. Вертикальная круговая цилиндрическая оболочка при температурном климатическом воздействии	173
Зеленський А. Г., Дем'яненко А. Г. Метод розв'язання граничних задач математичної теорії товстих трансверсально ізотропних пластин	179
Калинина Т. А., Думанская В. В., Калинин А. А., Сидорова Н. В. Покрытия из бетонных элементов мощения с ребристым основанием	181

Карнаухова Г. С., Кіріченко Д. О. Круглі плити на пружній основі зі змінним коефіцієнтом постелі	184
Карпюк І. А., Клименко Е. В., Карпюк В. М., Постернак А. А., Майстренко О. Ф., Целикова А. С. Расчет прочности наклонных сечений бетонных балок с BFRP	187
Кіцель Н. В., Козловська Т. Ф., Мартиненко М. Ю. Методика проведення лабораторних робіт для студентів-механіків з використанням комп'ютеризованих вимірювально-діагностичних комплексів	198
Ключник Д. В., Дем'яненко А. Г., Зеленський А. Г. Деякі особливості коливань та стійкості підсилених прямокутних пластинок та циліндричних оболонок за дії рухомого інерційного навантаження	202
Ковальчук О. Ю., Зозулинець В. В. Дослідження деформацій усадки/розширення лужних бетонів із використанням активного заповнювача	206
Козачок О. П., Мартиняк Р. М. Локальне зношування пружних тіл з виступами за ковзного контакту	209
Козуб Ю. Г., Козуб Г. А., Дирда В. И. Напряженно-деформированное состояние эластомерных виброрейсмоизоляторов	211
Колодяжний А. П., Меднікова М. А. Дослідження неоднорідності напруженого стану в оболонках з круговим отвором	214
Кондратенко В. Е., Девятьярова В. В., Седых Л. В., Мадгозиев Ф. У. Влияние критической скорости при обработке основного вала конусных дробилок на точность обработанных поверхностей	216
Кондратьев А. В., Смозюк Л. В., Шевцова М. А., Набокін Т. П., Царіцинський А. А. Дослідження напружено-деформованого стану пошкодженої розшаруванням композитної пластини	222
Кондращенко В. И., Титов С. П., Чан Тхи Монг Тху Структурно-имитационная модель ротационного уплотнения бетонных смесей	226
Кононов Ю. М., Шевченко В. П., Лимар О. О. Про вплив границі на частоти коливань прямокутної пластини в ідеальній рідині	229
Кошель Г. В., Кошель С. О. Аналіз складного механізму з структурною групою ланок четвертого порядку	232
Кошель С.О., Кошель Г.В. Структурні перетворення складного механізму з трьома кривошипями	234
Кривенко П.В., Гелевера О.Г., Ковальчук О.Ю., Рогозіна Н.В. Залежність білості декоративних шлаколужних цементів від хімічного складу доменного шлаку	237
Кривенко П.В., Руденко І.І., Константиновський О.П., Бойко О.В. Обмеження транспорту іонів CL- I SO42- В шлаколужному бетоні при експлуатації в морській воді	242
Крутий Ю.С., Сурьянинов Н.Г., Шиляев А.С. Устойчивость сжатых стержней при изменении их жесткости по закону четвертой степени	246
Крутий Ю.С., Бекшаев С.Я., Осадчий В.С. Определение критической	

силы продольно сжатого вертикального стержня с учетом собственного веса	249
Круглій Ю.С., Сур'янінов М.Г., Петраш С.В. Розробка аналітичного методу розрахунку балок на змінній пружній основі вінклера	252
Ксєншкевич Л.Н., Барабаш И.В., Стрельцов К.А., Крантовская Е.Н., Облегченные бетоны на механоактивированном вяжущем	254
Куроп'ятник О.С. Створення канатних транспортних систем з самохідними вагонами на базі підвісних канатних доріг	257
Кушнир А.М., Кучменко И.М., Чуб О.А. Основы автоматизации формирования матриц численно-аналитического метода граничных элементов при расчете пространственных рамных конструкций	259
Лаповская С.Д., Демченко Т.Н., Клапченко В.И., Краснянский Г.Е. Ускоренная оценка морозостойкости бетона с учетом реальных условий эксплуатации бетонной конструкции	260
Мартинов І.Е., Шовкун В.О., Кладько Н.С. Оптимізація конструкції адаптера касетного підшипникового вузла	266
Майорова Е.В., Журибеда М.Н. Состав работ по определению метрологических характеристик на основных стадиях создания композитных конструкций агрегатов воздушных судов транспортной категории	269
Марченко Г.П., Солтис І.Ф., Турчин О.Ю. До питання про поверхневе зношування викружок головок залізничних рейок на кривих ділянках колії	272
Махінько А.В., Махінько Н.О. Моделювання вітрових впливів на силоси та силосні парки	274
Михаил Альтер. Тенденции развития металлургии и опыт эксплуатации доменных печей америки и китая	278
Мірошніков В.Ю., Савін О.Б. Анализ напряженного состояния слоя с двумя цилиндрическими упругими включениями и смешанными граничными условиями	285
Муляр І.Д. Нанесение гидроизоляционных битумных мастик аппаратами безвоздушного напыления	289
Неутов С.П., Головата З.О., Кіріченко Д.О. Напружено-деформований стан приопорних ділянок залізобетонних балок	293
Николаев А.П., Кондращенко Е.В., Кондращенко В.И. Технологическая стабильность портландцемента	296
Новський О.В., Марченко М.В., Мосічева І.І., Новський В.О. Випробування призматичних паль в особливі складних умовах біля морського узбережжя	299
Новський О.В., Бічев І.К., Новський В.О., Єресько О.Г. Вплив часу на несучу здатність паль у водонасичених глинистих ґрунтах	302
Носко М.І., Фролов Я.В., Бобух О.С., Самсоненко А.А., Ремез О.А. Еспериментальні дослідження параметрів деформації армуючого шару під час горячої прокатки алюмінієвого композиту	305

Озерянський Б.М., Чаюн І.М. Вплив технологічного деформованого стану на прямолінійність арматурних канатів після виготовлення	308
Павліков А.М., Кочкар'єв Д.В., Гарькава О.В., Андрієць К.І. Коефіцієнт зміцнення бетону трубобетонних елементів на основі умов пластичності	313
Панова О.В., Краснянський Г.Ю., Азнаурян І.О. Оцінка характеристик екранування електромагнітного випромінювання облицювальних будівельних матеріалів	317
Парута В.А., Лавренюк Л.И., Гнып О.П., Гринева И.И. Влияние процессов, проходящих в контактной зоне «кладка – штукатурное покрытие», на разрушение стеновой конструкции	318
Паршина О. А., Паршина М. Ю., Паршин Ю. И., Гуренко А. Ю. Моделювання трансформації показників якості в процесі механічної обробки виробів з високими фізико-механічними властивостями	323
Петровська Ю.Р. Особливості зовнішнього дизайну елементів стаціонарних та пересувних оглядових конструкцій	328
Пилипака С.Ф., Волина Т.Н. Транспортирование частицы вертикальным шнеком с соосным цилиндром, которые вращаются вокруг общей оси	330
Пушкарьова К.К., Гадайчук Д.Р., Гончар О.А., Кушнерова Л.О., Каверин К.О., Іонов Д.С. Особливості процесів структуроутворення та синтезу міцності портландцементних композицій, модифікованих нанокarbonатними добавками	332
Ракша С.В., Анофриев П.Г., Куропятник А.С., Плитченко С.А. Исследование влияния упруго-массовых характеристик звеньев испытательного стенда осей на его собственные частоты колебаний	336
Ромашко В.М., Ромашко-Майструк О.В. Розрахунок зчеплення арматури з розтягнутим бетоном в залізобетонних елементах	340
Рубанка М.М., Місяць В.П. Підвищення довговічності роботи з'єднання валів	342
Савченко С.В., Антонюк Н.Р. Оценка влияния модификатора и наполнителя на физико-механические и эксплуатационные свойства штукатурных растворов	344
Семенов Е., Сурьянинов Н. Биомеханика самораскручивания винта, соединяющего внутрикостную часть имплантата и абатмента с фиксируемой на нем ортопедической конструкцией	347
Семенюк М.П., Трач В.М., Подворний А.В. Вільні коливання циліндричних анізотропних оболонок в просторовій постановці	350
Скрипинець А.В., Данченко Ю.М., Саєнко Н.В., Черкашина А.Н. Біота хімікорозійності к властивості епоксиполімерного покриття для захисту конструкцій з клеєної деревини	354
Сметанкіна Н.В., Меркулова А.І., Меркулов Д.О., Постний О.В., Місюра С.Ю. Розв'язання задачі термопружності багат шарових циліндричних оболонок складної форми методом занурення	356
Сорока Н.Н. Область прочности армированного сечения	358

Сторожук Є.А., Максимюк В.А., Максимюк В.А., Чернишенко І.С. Нелінійно-пружний стан композитної циліндричної оболонки, ослабленої рядом прямокутних отворів	363
Сурьянинов Н.Г. Неутов С.Ф., Корнеева И.Б. Лабораторные испытания модели дорожной плиты из сталефибробетона	365
Тарасевич В.И., Гасан Ю.Г., Долгошей В.Б. Оптимизация технологии получения серогипсового композита	369
Твардовский И.А. Решение инженерной задачи по разработке специальных приспособлений для обслуживания высотных зданий со сплошными фасадными системами	370
Телипко Л.П., Солод В.Ю., Романюк А.Д. К вопросу учета диссипации энергии податливого основания представленного осесимметричной столбчатой моделью	374
Ткаченко Н.Е. Линейные плоские электромагнитные волны в диэлектриках в терминах электродинамики	376
Трач В.М., Хоружий М.М. Дослідження нелінійного напружено-деформованого стану нетонких анізотропних оболонок із композитів під дією комбінованого навантаження	379
Фомін О.В., Скок П.О., Ватуля Г.Л., Ловська А.О. Визначення вертикальних прискорень несучої конструкції вагона-платформи з пружно-фрикційними повздовжніми балками	381
Фомін О.В., Ватуля Г.Л., Ловська А.О., Огороков А.М., Павлюченков М.В., Петренко Д.Г. Експериментальне дослідження міцності несучої конструкції вагона-платформи при маневровому співударянні	383
Цапко Ю.В., Василишин Р.Д., Горбачова О.Ю., Бондаренко О.П. Удосконалення технології застосування деревини у якості покриття для підлоги	385
Цапко Ю.В., Горбачова О.Ю., Мазурчук С.М., Бондаренко О.П. Дослідження стійкості термомодифікованої деревини до впливу природних умов	387
Цапко Ю.В., Горбачова О.Ю., Бондаренко О.П., Мазурчук С.М. Обґрунтування умов застосування термомодифікованого шпону для захисту дерев'яних виробів від вологи	388
Цапко Ю.В., Бондаренко О.П., Горбачова О.Ю., Мазурчук С.М. Дослідження процесу водопоглинання термічно модифікованою деревиною	389
Чейлях Я.О., Чейлях О.П., Кайминг Ву. Вплив легування на структуру, метастабільність і властивості FE-CR-MN (безнікелевих) корозійностійких аустенітно-ферритних сталей	390
Чейлях Я.О., Чейлях О.П., Шимізу К. Вплив відпуску на структуру, міжфазний розподіл легуючих елементів та властивості метастабільного наплавленого металу	392
Чепурна С.М., Рищенко Т.Д., Попова О.А., Дудка О.М. Бетони з добавкою високодисперсної крейди для реконструкції, реновації та	

утримання міських об'єктів	395
Chernukha A., Ostapov K., Beliuchenko D., Cherkashyn O., Gornostal S. Evolution of the possibility of fire protection of wooden building structures with a xerogel composition	397
Чиченева О.Н., Пашков А.Н., Балахнина Е.Е., Девятьярова В.В., Сизова Е.И. Оценка надежности цилиндрического соединения с натягом банджа валка прокатного стана	401
Чухліб В.Л., Дуванський О.М. Існуючі та запропонована технологія виготовлення корпусів запірної арматури	408
Чухліб В.Л., Палієнко В.О., Viba N. Аналіз напружено-деформованого стану при куванні товстостінних циліндрів з заковуванням кінців	410
Чучмай А.М. Моделирование предварительно напряженных железобетонных конструкций в расчетном комплексе SOFiStiK	412
Савченко Ю.В., Шаповал О.О., Козечко В.А., Воскобойник В.О. Моделивання процесів забезпечення безпеки в системах механічного навантаження	414
Шваб'юк В.І., Ротко С.В., Шваб'юк В.В., Гришкова А.В. Розподіл контактних напружень в ортотропній балці-смузі, що навантажена жорстким штампом	418
Шмельов Ю.М., Яковлев Р.П., Брусакова О.В., Петченко М.В. Фактори оптимізації використання тепловізора для виявлення безпілотних літальних апаратів	422
Волкова В.Є., Шаповал І.В. Дослідження динамічної поведінки баштової споруди з приєднаним гасником під дією кінематичного збурення	426
Выровой В.Н., Суханов В.Г., Суханова С.В., Елькин А.В. Генезис структуры строительных композитов	428
Янин А.Е., Емельянова Т.А., Новикова С.Н. Экспериментальные исследования деформативных свойств бетонов на сульфатостойком шлакопортландцементе как материале жестких покрытий сельскохозяйственных аэродромов	430
Сурьянинов Н.Г., Лазарева Д.В., Семенов Е.И., Сенников О.Н. Численный анализ зубочелюстной системы при эндодонто-эндооссальной имплантации	434
Мурашко О.В., Кубійович М.І., Безушко Д.І., Арсірій А.М. Сейсмостійкість будівель з безригельним каркасом із діафрагмами та ядрами жорсткості з урахуванням впливу несучого стінового заповнення	436
Мікуліч О.А., Шваб'юк В.І., Лаговський І. Є. Використання псевдоконтинууму Коссера для дослідження затухання імпульсних навантажень у пінистих матеріалах з закритими порами	438
Дзюба Л.Ф., Ліщинська Х.І., Чмир О.Ю., Томенко В.І. Дослідження напружень у вузлі спряження стінки циліндричного резервуара з дном	439
V. Lytovchenko, M. Pidhornyy, M. Bondarenko, I. Fedyuk, O. Shapovalov.	

Investigation of the Stability Conditions of an Automated Control System for a Centrifugal CVT of Automotive Special Equipment	442
Петухова Е.А., Горносталя С.А., Щербак С.Н. Исследование возможности применения нитинола в спринклерном оросителе	444
Рашкевич Н.В. Розробка інструментарію для проведення досліджень впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів на стійкість схилів	447
Стреляев Ю.М., Тігова О.О. Вдавлювання циліндричного плоского штампа з заокругленим краєм в пружний півпростір при немонотонному навантажуванні	451

COLD DRAWING SCHEDULES FOR RST 34-2 (1.0034) STEEL WIRE FOR CORRECTION OF OVERHEATING DEFECTS AND BREAKLESS ENSURING

Anishchenko O.S.¹, PhD, Associate Professor,

Kukhar V.V.^{1,*}, DSc, Professor

Oginskiy I.K.², DSc, Professor

Korenko M.G.³, PhD, Associate Professor,

Prysiashnyi A.H.¹, PhD, Associate Professor,

¹Pryazovskyi State Technical University, Mariupol, *kvv.mariupol@gmail.com

²Zaporizhzhia National University, Zaporizhia

³Kryvyi Rih State University of Economics and Technology, Kryvyi Rih

The analysis of wire drawing current state and prospects shows [1] that in the world there is a tendency to expand the range of materials by chemical composition, initial state, finishing mechanical properties and the attendant decrease in production. Development of drawing in small batches complex technologies allows making wire and deformed semi-finished products from operational properties and schedules, which are inaccessible to the multihole drawing machine. Achieving these goals is facilitated by the increasing use of mathematical modeling to assess the stress-strain and thermal state of materials, taking into account their plastic and thermophysical properties, accumulated damage and cracks, followed by assessment of their healing properties. Such materials to some extent reduce the stability of dies, but this is quite acceptable with low series and frequent changes in the range of forgings. Recycling of worn or defective wire is increasingly used. In particular, defects can occur when drawing steel wire with intermediate annealing, when it is possible to overheat individual wire coils. Due to the deterioration of mechanical properties, its further processing by pressure is almost impossible. Overheating defects are usually eliminated by additional heat treatment [2], which increases the cost of the wire.

The purpose of this work is to develop cold drawing schedules of superheated wire, which ensure the metal continuity in the deformation process while increasing its strength.

The research included the RSt34-2 (EN 1.0034) steel wire with an initial diameter $D = 4$ mm, wound in coils weighing 1 ton each, which at 1140 – 1160 °C and exposure at this temperature for 3 hours were overheated. Cold drawing schedules were tested at drawing speeds from 2.25 m/s in the first pass to 0.086 m/s in the last passes. Annealing of the samples was performed in an electric furnace at 900 - 930 °C for 2 hours. The mechanical properties of the wire were researched according to DIN EN ISO 6892-1-2020 on a machine P-0.5 with a force of 5 kN. Metallographic studies have shown that in the longitudinal and transverse

sections of the wire, grains formed after overheating at 1140 - 1160 °C are small and equilibrium. Their diameter ranges from 6 to 24 μm in the transverse and from 5 to 70 μm in the longitudinal section of the wire, which indicates overheating of the metal under study. Thermomechanical processing (TMP) of the wire was conducted by the following schedules: (1) Cold drawing (properties correspond with DIN EN ISO 6892-1-2020); (2) Cold drawing + annealing (properties correspond with DIN EN ISO 6892-1-2020); (3) Cold drawing + overheating; (4) Cold drawing + overheating + cold drawing; (5) Cold drawing + overheating + cold drawing + annealing.

Overheating of the wire sharply reduces its yield ability: the drawing ratio of the samples is reduced by 4.5 - 10 times compared to the limit value regulated by DIN EN ISO 6892-1-2020. Due to the thick layer of scale on the surface, ultimate strength and yield strength low values with abnormally low yield ability, the use of wire is impossible even as a binding material. The existing technological processes for drawing carbon steels turned out to be unacceptable: the wire could not be cleaned of scale, as repeated bending between the rollers of the machine led to its breakage. Etching of large coils in sulfuric acid did not remove scale on the turns of the wire located in the coils central part. The most acceptable option for cleaning the surface of the wire was to pull it before entering the die holder through five worn wires with the initial working channel diameter equal to the wire diameter. In this case, the main layer of scale was lost in worn drawing die, and its remnants in the form of small grains fell off during the first drawing pass into the soap box when the wire entered the deforming die.

Cold drawing of superheated wire in standard schedules was accompanied by frequent breaks, especially in the first pass. The frequency of breaks did not depend on the lubricant used. Considering this, the drawing on the first pass was later conducted without lubrication, and starting from the second pass, during the drawing of wire virtually clean from scale we used household soap dry powder.

Wire breaks during drawing occurred between the deforming die with the wire coil placed on it, in the tong jaws and between tongs and the deforming die. The reasons of wire breaks at its entrance to the deforming die were increased drawing speed, large coil mass and low yield strength of the wire material. At the initial moment of wire deformation at a drawing speed of 0.418 m/s, the back-pull load Q required to unwind the coil on the support bearing, exceeded 2.5 kN. The back-pull stress, $\sigma_Q = Q/F_0$ (here F_0 is the cross-sectional area of the wire at the entrance to the deforming die) exceeded the yield strength of superheated steel. This caused wire plastic deformation before its drawing and subsequent breakage due to low yield ability ($\delta = 2.0 - 4.6\%$). The continuity of the metal was preserved by reducing the drawing speed to 0.245 m/s and dividing the wire coil after the first drawing pass into coils weighing 60 – 80 kg, which did not cause a significant surge of back-pull load in subsequent passes, even with a twofold increase in drawing speed.

Wire breaks in the tongs at the exit of the deforming die were eliminated by experimental selection of the optimal drawing speed V and drawing ratio on the i -

i-th pass ($\mu_i = d_{i-1}^2 / d_i^2$, where d_{i-1} and d_i are wire diameters before and after drawing on the *i*-th pass), taking into account the allowable wear of the die: the first pass – $V = 0.245$ m/s, $\mu = 1.27 - 1.34$; the second pass – $V = 0.418$ m/s, $\mu = 1.29 - 1.52$; the following passes – $V = 0.518$ m/s, $\mu = 1.20 - 1.38$.

The mechanical properties of the wire with a diameter of 2.55 mm and 2.05 mm, obtained by cold drawing in selected schedules, were acceptable for its further processing into nails or usage as a binding material. The increase in strength during cold drawing of wire with overheating defects was much more intense than during cold rolling of the same steel. The equations for dependence of wire ultimate strength and yield strength from the drawing ratio were obtained.

An equation that allows to predict the acceptable cross-sectional area of the wire end sections during drawing has been devised. An inequation has been created that connects the parameters of the Korber - Eichinger equation and the sharpening of the wire ends with burrs and reductions in the cross-sectional area due to the deepening of the tongs jaws when clamping the wire ends. The authors experimentally proved that the design of drawing overheated wire technology taking into account the conditions of this inequation guarantees the elimination of breaks both at the end sections of the wire (at the beginning of drawing) and at a stable stage of the process. In particular, it was possible to develop technologies for drawing overheated wire made of RSt 34-2 steel with abnormally low mechanical properties and thus to abolish additional heat treatment that eliminates overheating defects.

The results show that when the drawing speed is reduced from 0.418 m/s to 0.245 m/s, the back force stress decreases from 203 MPa to 163.8 MPa, the limit drawing ratio increases per pass from 1.025; 1.05 and 1.108 to 1.09; 1.11 and 1.17, i.e. the diameter of the wire at the die exit can be reduced by 0.10-0.12 mm. Qualitatively the same result can be obtained by reducing the difference between the diameter of the wire pointed (sharpened) end and the diameter of the die from 0.5 mm to 0.1 mm. In this regard, to prevent wire breaks, it is advisable to choose the drawing routes, taking into account the available die of the rolls in the grinding machine. The diameter of the wire in each pass must be selected so that it does not exceed the diameter of its end section after sharpening in the appropriate die by more than 15%. If it was possible to eliminate the crumpling and cutting of burrs on the wire ($p_i = 0$), the limit drawing ratio on the first pass would increase from 1.05 to 1.135 ($\sigma_Q = 203$ MPa), as the route of drawing 4 mm \rightarrow 3.9 mm could be replaced by 4 mm \rightarrow 3.75 mm.

Practical verification of the strength criterion showed its acceptability for the development of technology for drawing superheated wire. In particular, the drawing ratio in one pass can be significantly increased by reducing the back force by forcibly untwisting the coil with a linear speed 20 - 30% smaller than the drawing speed ($V = 0.245$ m/s). In this case, the surge of the back force disappears, which allows to use deforming die with a diameter of 3.45 mm at $\Delta_1 = 0.25$ mm at the first pass. Wire drawing in the second pass takes place in changed conditions.

During rolling in the grinding machine, the diameter of the wire end is reduced to 2.52 mm. Lubrication with soap powder helps to reduce the coefficient of friction from 0.5 to 0.1 at the drawing steady stage. With a lighter shape with a coil which does not weigh more than 80 kg, at a drawing speed of $V = 0.418$ m/s, the back force is reduced to 46 MPa. Under these conditions, the calculation according to the strength criterion provides a limit drawing ratio on the second pass $\mu_2 = 1.52$ along the route of drawing 3.45 mm \rightarrow 2.80 mm. On the third pass it is necessary to make a wire with a diameter of 2.55 mm, which is carried out with a drawing speed of 0.518 m/s. Under drawing conditions, it is allowed to reduce the diameter of the deforming die to 2.32 mm. On the fourth pass it was impossible to draw the wire along the route 2.55 mm \rightarrow 2.05 mm, because due to the sharpening of the wire end with a diameter of 1.67 mm, it broke in the tongs at the drawing initial moment. Verification of this experimental fact by analytical calculations for inequality confirmed the probability of wire breakage: $(\sigma_U^e)_i / (\sigma_U^d)_i = 0.88$. In this regard, the drawing routes on the fourth and fifth passes 2.55 mm \rightarrow 2.32 mm \rightarrow 2.05 mm were chosen based on the presence of a deforming die with a diameter of 2.32 mm. It should be noted that the fifth pass could be avoided if the grinding machine had a caliber with a diameter of 1.8 mm.

[1]. Radionov A. A. and Radionova L. V. 2013 Russian Internet Journal of Industrial Engineering 1 3-11

[2]. Totten G. E. 2006 Steel Heat Treatment: Metallurgy And Technologies (Taylor & Francis Group)

РЕЖИМЫ ХОЛОДНОГО ВОЛОЧЕНИЯ СТАЛЬНОЙ ПРОВОЛОКИ RST34-2 (1.0034) ДЛЯ ИСПРАВЛЕНИЯ ДЕФЕКТОВ ПЕРЕГРЕВА И ОБЕСПЕЧЕНИЯ БЕЗОБРЫВНОСТИ

Разработана технология рециклинга проволоки из стали RSt34-2 (EN 1.0034) с дефектом «перегрев» способами холодного волочения. При степени вытяжки 1,20–1,52 за один проход и скоростях волочения от 0,245 м/с до 0,518 м/с технология обеспечивает повышение прочности до уровня, достаточного для использования проволоки в качестве обвязочного, армирующего материала или материала заготовок для изготовления гвоздей. Получены аналитические зависимости предела прочности и предела текучести перегретой проволоки от степени её вытяжки при волочении. Предложено неравенство, связывающее напряжение, возникающее в начальный момент волочения в поперечном сечении заостренного участка конца проволоки, и напряжение среза заусенцев, возникающих при заточке, с пределом прочности стали. Неравенство позволяет рассчитывать предельную степень вытяжки на каждом переходе.

BUCKLING AND VIBRATIONS OF ELASTIC SHELLS UNDER THERMOMECHANICAL LOADS

Bazhenov V.A., Doctor of Technical Sciences, Professor
Krivenko O.P., Candidate of Science (Engineering), Senior Researcher
Vorona Yu.V., Candidate of Science (Engineering), Senior Researcher
Kyiv National University of Construction and Architecture, Kyiv,
e-mail: olakop@ukr.net

A refined numerical method for studying the behavior of shells of an inhomogeneous structure under the action of mechanical and temperature loads is presented. The method allows one to consider nonlinear deformation, buckling, postbuckling behavior and natural vibrations of a wide class of thin elastic shells under the action of mechanical loads, a given temperature field and any combination of them. The method is developed on the basis of unified methodological positions of 3-D thermoelasticity and the use of a moment finite element scheme (MFES). A model of a linear elastic continuous medium is used, the properties of which correspond to the generalized Duhamel–Neumann law, at large displacements and small deformations. A universal spatial finite element (FE) with additional variable parameters has been developed. On the basis of it a unified design model has been created, taking into account the geometric features of structural elements of the thin shell (constant or piece wise-varying thickness, ribs, cover plates, cavities, channels, holes, inserts, facets). The multilayer material of the thin shell is also taken into account. The nonlinear problem is solved by an effective combined step-by-step method with automatic correction of the algorithm parameters during the calculation [1, 2]. Modal analysis is performed at each loading step [3, 4]. A computer complex has been implemented, which is characterized by the automation of the process of solving the problem, as well as by wide possibilities of visualization and documentation of the calculation results.

The issues of convergence, accuracy and range of applicability of the obtained linear and nonlinear solutions are numerically investigated [1, 2, 5, 6]. It is shown that temperature fields introduce a number of features into the process of solving the problem in comparison with mechanical loading. The effect of the shell geometry, sharp bends in the mid-surface, boundary conditions, and various laws of temperature load changes on the behavior of the structure has been studied. The fast convergence of the obtained solutions on coarse meshes and the high efficiency of the MFES in comparison with the conventional FEM schemes are shown.

Assessment of the effect of thermo-mechanical load on the parameters of natural vibrations of the shell is carried out in two stages. At the first stage, a new

stress-strain state (SSS) of the structure is determined using a geometrically nonlinear method. Then the natural frequencies and mode shapes of a shell which shape and SSS has been disturbed by the action of the applied load, are determined. This approach has opportunity for buckling analysis using two methods – static and dynamic. So, the algorithm enables us to use an alternative (dynamic) method for determining critical loads for a wide class of shell constructions in addition to the classical (static) method. In addition, the modal analysis of the loaded structure is of independent importance, since a necessary element of the study of the dynamics of shells is the determination of natural frequencies and modes of small vibrations, especially the frequencies from the lower range.

The issues of nonlinear deformation, buckling and vibrations of spherical panels with combined fixation of the boundary are considered. Thin shallow panels of constant thickness have one section of the boundary clamped and the other hinged. Preheated shells are under uniform pressure. The effect of the preheating value and sequential partial replacement of one type of fixation by another on the stability and natural vibrations of the shells of revolutions [7] and shells rectangular in plan [8] is examined. Analysis of the effect of the preheating value and various combined fixation of the border on the buckling and natural vibrations of the shells of revolutions reveals the following. A nonlinear dependence of the value of the upper critical load \bar{q}_{cr}^{up} on the change in the region of the hinged support (φ_0) is obtained for options $T = 0^\circ$ and 20°C (Fig. 1). The nonlinear dependence on the parameter is associated with a change in the deformation shape of the panel [1, 2]. Changes in natural frequencies and vibration modes of the shell have been investigated depending on the type of combined fixation of the boundary, preheating, and the level of power load (Fig. 2).

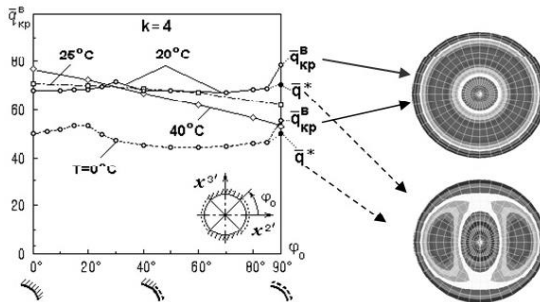


Fig. 1

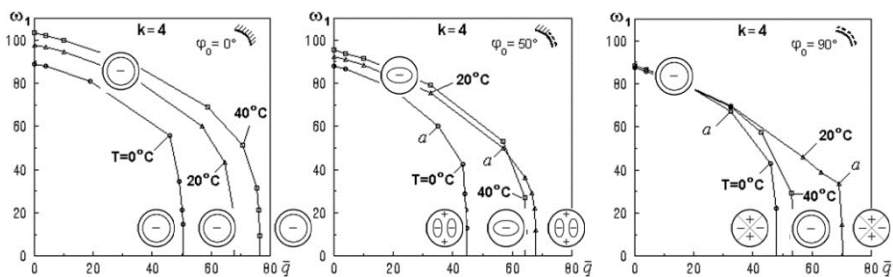


Fig. 2

The developed method is used for investigation of the buckling of a thin ribbed shell with the determination of frequencies and modes of natural vibrations at each step of loading [9]. The dependences of the characteristics of natural vibrations on the growth of static mechanical load are obtained. Comparison of diagrams for smooth and ribbed panels is performed (Fig. 3). The effect of the sequential action of thermal and mechanical loads on the stability and natural vibrations of a spherical panel with a hole has been investigated (Fig. 4) [10].

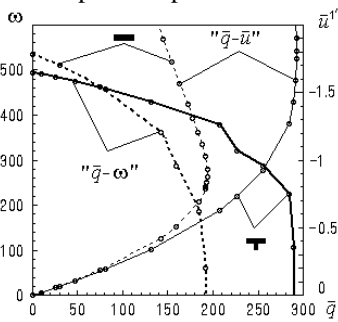


Fig. 3

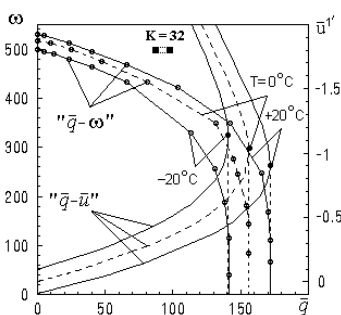


Fig. 4

On the example of parabolic shells imitating the fairing of a launch vehicle [11], investigations of the effect of the shell geometric parameters on natural vibrations have been carried out [12]. The convergence and accuracy of the solutions has been researched. Good agreement with the results of article [11] is obtained. The largest vibration amplitudes are observed in the middle part of the shell, nearer to the clamped edge. There is no wave formation in the upper part of the shell. The natural frequencies of the paraboloid vibrations decrease with a successive increase in its height. During operation, shell structures are often subjected to various changes in the temperature field, which can significantly affect their dynamic characteristics. The effect of uniform and non-uniform heating on the vibrations of parabolic shells with different heights has been carried out in detail [13].

[1]. Bazhenov V.A., Krivenko A.P., Solovei N.A. Nonlinear deformation and stability of elastic shells of an inhomogeneous structure. – K.: CJSC "Vipol", 2010. – 316 p. (ukr)

- [2]. Bazhenov V.A., Krivenko O.P., Solovei N.A. Nonlinear deformation and stability of elastic shells of inhomogeneous structure: Models, methods, algorithms, poorly-studied and new problems. – M.: Publishing house "LIBROKOM", 2013. – 336 p. (rus)
- [3]. Bazhenov V., Krivenko O. Buckling and natural vibrations of thin elastic inhomogeneous shells. – LAP LAMBERT Academic Publishing. Saarbruken, Deutschland, 2018. – 97 p.
- [4]. Bazhenov V.A., Krivenko A.P. Buckling and vibrations of elastic inhomogeneous shells under thermomechanical loads. – K.: Karavella, 2020. – 187 p. (ukr)
- [5]. Bazhenov V.A., Solovei N.A., Krivenko O.P. Modeling of nonlinear deformation and buckling of elastic inhomogeneous shells // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles – K.: KNUBA, 2014. – Issue 92. – Pp. 121-147.
- [6]. Solovei N.A., Krivenko O.P., Malygina O.A. Finite element models for the analysis of nonlinear deformation of shells stepwise-variable thickness with holes, channels and cavities // Magazine of Civil Engineering, 2015. – No. 1. – Pp. 56-69. (rus)
- [7]. Krivenko O.P. The effect of heating on the stability and natural vibrations of a spherical panel with the changing combined fixation of the boundary // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles – K.: KNUBA, 2015. – Issue 96. – Pp. 48-65. (ukr)
- [8]. Krivenko O.P. The effect of preliminary heating and combined fixation of the boundary on the stability and natural vibrations of panels under action of pressure // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles – K.: KNUBA, 2016. – Issue 97. – Pp. 107-120. (ukr)
- [9]. Krivenko O.P. Effect of static loads on the natural vibrations of ribbed shells // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles – K.: KNUBA, 2018. – Issue 101. – Pp. 38-44.
- [10]. Bazhenov V.A., Krivenko O.P. Buckling and vibrations of the shell with the hole under the action of thermomechanical loads // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles – K.: KNUBA, 2020. – Issue 104. – P. 136-146.
- [11]. Chernobryvko M.V., Avramov K.V. Natural vibrations of parabolic shells // Mathematical methods and phys.-mech. fields, 2014. – 57, № 3. – С. 78 – 85. (rys)
- [12]. Bazhenov V.A., Krivenko O.P., Vorona Yu.V. Modal analysis of thin parabolic shells // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles. – K.: KNUBA, 2019. – Issue 102. – P. 171-179. (ukr)
- [13]. Bazhenov V.A., Krivenko O.P., Vorona Yu.V. Effect of heating on the natural vibrations of thin parabolic shells // Strength of Materials and Theory of Structures: Scientific-and-technical collected articles. – K.: KNUBA, 2019. – Issue 103. – P. 3-16.

УСТОЙЧИВОСТЬ И КОЛЕБАНИЯ УПРУГИХ ОБОЛОЧЕК ПРИ ТЕРМОСИЛОВЫХ НАГРУЗКАХ

Излагается уточненный численный метод исследования поведения оболочек неоднородной структуры при действии силовых и температурных нагрузок. Метод позволяет рассматривать нелинейное деформирование, устойчивость, закритическое поведение и собственные колебания широкого класса тонких упругих оболочек при действии механических нагрузок, задаваемого температурного поля и любого их сочетания. Метод разработан на основе единых методологических позиций трехмерной термоупругости и использования моментной конечно-элементной схемы. Используется модель линейно-упругой сплошной среды, свойства

которой отвечают обобщенному закону Дюамеля–Неймана, при больших перемещениях и малых деформациях. Разработан универсальный пространственный конечный элемент с дополнительными переменными параметрами. На его основе создана единая расчетная модель, учитывающая геометрические особенности конструктивных элементов тонкой оболочки (постоянная или ступенчатая толщина, ребра, накладки, выемки, каналы, отверстия, вставки, граненность). Нелинейная задача решается эффективным комбинированным шаговым методом. Модальный анализ выполняется на каждом шаге нагружения. Такой подход дает возможность определять критические нагрузки по двум критериям – статическому и динамическому, что позволяет повысить надежность получаемых решений. Проведенные исследования указанного класса задач показал эффективность метода.

УДК 624.04

NONLINEAR PROBLEMS OF EQUILIBRIUM FOR AXISYMMETRIC MEMBRANES

Bedov A.I., PhD of Engineering, Professor

Moscow National Research State University of Civil Engineering, Moscow, Russia,

Vagapov R.F.¹, PhD of Engineering, Assistant Professor,

Gabitov A.I.², Doctor of Engineering, Professor,

Salov A.S.³, PhD of Engineering, Assistant Professor

Ufa State Petroleum Technological University, Ufa, Russia,

[¹vagapov.rf@gmail.com](mailto:vagapov.rf@gmail.com), [²gabitov.azat@mail.ru](mailto:gabitov.azat@mail.ru), [³salov@list.ru](mailto:salov@list.ru)

The results of calculating the problems of equilibrium of circular and annular membranes with greater deflections as compared with thickness of membrane, deformations and squares of angular displacement to be comparable with each other but small in comparison with the unit are presented herein. Quite a very large number of papers are devoted to such problems but we do not focus thereon referring the reader to the detailed review contained in [1, 2]. Main attention was paid by the researchers to the solution of equilibrium problems for isotropic membranes in a geometrically nonlinear formulation meeting the well-known Voppl assumptions. The main objective of the first part hereof is to study under the same assumptions the effect of elastic orthotropy of the membrane material on the stress-strain behavior. While the second part of the paper specifies the solutions of several problems of elastoplastic equilibrium of axisymmetric isotropic membranes on the basis of the deformation theory of plasticity. When setting these solutions the calculation methods proposed in [3, 5] were used. 1. We consider the problem of elastic equilibrium of an orthotropic membrane under a uniform load q . Let us refer the membrane to the cylindrical coordinate system $r\theta z$ (Fig. 1). The dependences between membrane deformations and displacements are described by equations:

$$\varepsilon_{\Theta} = \frac{u}{r}, \quad \varepsilon_r = \frac{du}{dr} + \frac{1}{2} \left(\frac{dw}{dr} \right)^2. \quad (1)$$

Here, r, u, w are the radial coordinate, the corresponding displacement and deflection of the membrane related to the R_1 -radius of the outer contour of the membrane. For the case of polar symmetric orthotropy, the dependences between deformations and dimensionless strains are represented as

$$\varepsilon_{\Theta} = \frac{n_{\Theta}}{\lambda} - \nu n_r, \quad \varepsilon_r = -\nu n_{\Theta} + n_r. \quad (2)$$

The equilibrium equations for a membrane element may be presented as

$$n_{\Theta} = \frac{d}{dr}(n_r r), \quad \frac{d}{dr}(n_r r \sin \varphi) = 2Q_r. \quad (3)$$

Each equation from table 1 depending on geometric scheme of the membrane and kind of load case may be easily reduced to one of the equations (4) or (5). The given table is covering all kinds of problems solved herein.

Equations (4) and (5) under the corresponding boundary conditions are integrated numerically. Therewith, the boundary value problem is reduced to the Cauchy problem with the use of the shooting method based on the iterative Steffensen algorithm [7].

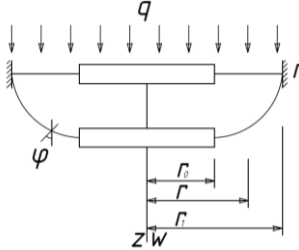


Figure 1. Original calculating scheme

The solution to the problem of elastic equilibrium of an isotropic ($\alpha = 0$) of the uniformly loaded circular membrane under large deflections (4) may also be expressed as infinite power series proposed by D. Prescott [7]:

$$y = \sum_{n=1}^{\infty} a_n x^n.$$

In problems of annular membranes equilibrium (5) a similar method may be applied, with the same series therewith being formally obtained, but relating to a new argument:

$$y = \sum_{n=1}^{\infty} a_n (x - x_0)^n.$$

An expression for the general term of a similar series is obtained:

$$a_n x^n = -\frac{x^n}{n(n-1)a_1^2} \sum_{k=2}^{n-1} \left[k(-1)^k a_k \sum_{i=1, j=n-k+1}^{i=n-k+1, j=1} a_j a_i \right] \quad (6)$$

This expression enables to get values a_n starting with $n=3$. The first coefficient of the series is found from the boundary conditions of the problem, and $a_2 = -1/2 a_1^2$. Reasonable good convergence (within 3%) of analytical and numerical solutions for the problems of elastic equilibrium of annular membranes is achieved when 10 terms of the series are taken into account.

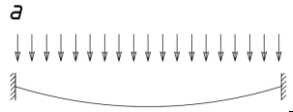
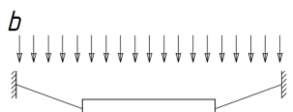
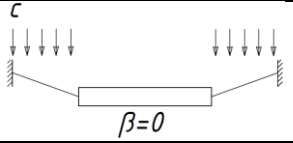
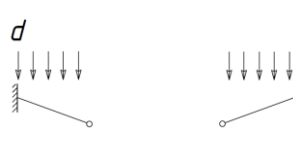
Below are the results of the numerical solution of specific problems (for membranes with the inner contour radius of $r_0 = 0,5$) as characteristic functions:

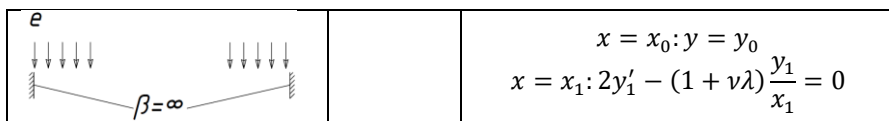
$$f_1 = n_{\Theta}/Q^{2/3} = (\lambda/4)^{1/3} [2y' - y/x], \quad f_2 = n_r/Q^{2/3} = \left(\frac{\lambda}{4}\right)^{1/3} y/x;$$

$$f_4 = w/Q^{1/3} = (4/\lambda)^{1/3} \int_x^{0,5} \frac{(x-x_0)}{y} dx, \quad (7)$$

$$f_3 = u/Q^{2/3} = (1/2\lambda)^{2/3} [2y' - (1+\nu\lambda)y/x] (2x)^{1/2}$$

Table 1. Kinds of problems solved

Calculated schemes	Resolving equations	Boundary conditions
	$y'' - \alpha \frac{y}{x^2} + \frac{x^2}{y^2} = 0 \quad (4)$	$x = 0: y = 0$ $x = x_1: 2y'_1 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_1}{x_1} = 0$
		$x = x_0: 2y'_0 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_0}{x_0} = 0$ $x = x_1: 2y'_1 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_1}{x_1} = 0$
	$y'' - \alpha \frac{y}{x^2} - \frac{(x-x_0)^2}{y^2} = 0 \quad (5)$	$x = x_0: 2y'_0 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_0}{x_0} = 0$ $x = x_1: 2y'_1 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_1}{x_1} = 0$
		$x = x_0: 2y'_0 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_0}{x_0} = \beta \frac{y_0}{(2x_0)^{1/2}}$ $x = x_1: 2y'_1 - (1 + \nu\lambda) \frac{y_1}{x_1} = 0$



The analysis of solving all the problems indicated in Table 1 also enabled to solve the problem of the support, in a certain sense the optimal support, when the membrane is close to being equal in strength. Maximum radial ($\beta = 0$) and ($\beta = \infty$) tangential stresses correspond to extremes c and e , in both cases resulting in large values of stress intensity. It should also be noted that for these cases we have the largest rangeability in the stress intensity during the transition from the inner contour of the membrane to the outer one. All the above, as well as the fact that the stress functions in both cases are increasing from the outer contour to the inner one, made it possible to take the equality of radial tangential stresses on the inner contour of the membrane as the criterion of "optimality". As a result, an analytical dependence was obtained to determine the optimal supporting parameter that for the case of an isotropic annular membrane coincides with the expression obtained in [4, 7, 9] with a similar criterion of "optimality":

$$\beta = (1 - \nu\lambda) / \lambda r_0. \quad (8)$$

For membranes made of materials with strong orthotropy of mechanical properties ($\nu\lambda > 1$), the solution of problems using this criterion is possible only with additional radial load case of the ring.

Under the calculations it was assumed $\lambda = 3,152$; $\nu\lambda = 1,18$, [4].

- [1]. R.F. Vagapov. Review of work on membranes calculation theory// Deposited to RSRIIC state building of USSR, № 7964. – M.: 1988. – 40 с.
- [2]. V.I. Trofimov. Large-span spatial coatings made of aluminum sheet. M.: Stroyizdat, 1975. 166 с.
- [3]. H. Engel'. Carrier systems. – M.: AST, 2007. – 344 p.
- [4]. A.S. Grigor'ev, V.M. Trushina, V.A. Shadrin. Equilibrium of rectangular and circular orthotropic membranes with large deflections // Modern problems of mechanics and aviation. M.: Mechanical engineering, 1982. P. 106-113.
- [5]. M.A. Ivanov. Calculation of membrane coatings of circular outline in plan view // Suspension roofs. M., 1973. Issue 8. P. 43-70.
- [6]. R.F. Vagapov, A.S. Grigor'ev. Equilibrium of axisymmetric membranes//Static and dynamics of flexible systems. M.: Science, 1987. P. 186-193.
- [7]. A.I. Gabitov, V.A. Ryazanova, A.S. Salov, A.M. Gaisin, A.A. Timofeev. Manufacture of construction materials by energy-saving technology through the example of the Bashkir region // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. 2020. Volume 907, Issue 1, 25 August 2020, Article 012049

НЕЛИНЕЙНЫЕ ЗАДАЧИ РАВНОВЕСИЯ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ МЕМБРАН

В работе в геометрически и физически нелинейной постановке, отвечающей допущениям Фёпеля-Кармана, рассматриваются задачи равновесия круговых и

кольцевых мембран из упруго-ортотропного, а также упруго-пластического изотропного материала. Внешний контур считается неподвижным, внутренний – свободным, либо подкрепленным упругим кольцом или жестким диском. Нагрузка предполагается равномерно распределенной по поверхности мембраны.

Представлены результаты расчетов круглых и кольцевых мембран при больших прогибах в сравнении с толщиной, деформациях и квадратах углов поворота, соизмеримых между собой, но малых в сравнении с единицей. Полученные краевые задачи сводятся к задаче Коши, которая численно интегрируется методом пристрелки, основанном на итерационном алгоритме Стеффенсона. Для кольцевых мембранных конструкций предполагается и аналитическое решение в виде степенного ряда, подобного ряду Прескотта для круговой мембраны.

Результаты численных решений задач представлены в виде характеристических безразмерных функций. Анализ этой информации позволит решить задачу о подкреплении, в определенном смысле оптимальном, когда мембрана близка к равнопрочной.

UDK 691.5

EFFICIENT TECHNOLOGIES FOR MAKING GYPSUM BINDERS

**Gabitov A.I.¹, Doctor of Engineering, Professor,
Salov A.S.², PhD of Engineering, Assistant Professor,
Ryazanova V.A.³, PhD of Engineering, Assistant Professor,
Timofeev A.A.⁴, Assistant Professor,
Timofeev V.A., Assistant Professor**

Ufa State Petroleum Technological University, Ufa

[1gabitov.azat@mail.ru](mailto:gabitov.azat@mail.ru), [2salov@list.ru](mailto:salov@list.ru), [3vryazanova@hotmail.com](mailto:vryazanova@hotmail.com), [4tiandre@mail.ru](mailto:tiandre@mail.ru)

One of main methods for phosphogypsum utilization is the production of gypsum binders characterized by a wide variety of the proposed options and flow charts being implemented. The production of phosphogypsum binders both in our country and abroad goes in three main directions, i.e. burnt, autoclaved and anhydrite (hard-burnt) binders [1, 2].

The production of phosphogypsum binders is associated with certain difficulties due to chemical composition and physical and mechanical properties of the raw materials. The moisture content of the material, as well as phosphoric and sulfuric acid residues found in phosphogypsum, the soluble salts thereof and other impurities complicate the dehydration process negatively affecting the final properties of gypsum binders [3].

Analysis of the dehydration of unwashed phosphogypsum being made in a wide range of acidity thereof has shown that one of reasons for the deterioration of binding properties is unstable phase composition thereof, in particular, formation

of a lot of insoluble anhydrite influenced by acidic phosphate and fluoride compounds.

The hemihydrate obtained by dehydration of “reagent grade” calcium sulfate in a solution of pure phosphoric acid is hydrating far more slowly as compared to the hemihydrate obtained by dehydration of chemically pure gypsum in distilled water. Delayed hydration and, accordingly, low strength characteristics of the binder are due to the formation of phosphate films on the crystal surface that are slowing down the hemihydrate dissolution, with the concentration of hemihydrate in the solution of the hardening mixture being reduced more than twice from 7-8 to 3 g/l [4].

The activity of impurities was also due to formation of complex slightly soluble salts, “poisoning” of active centers of the growing crystal with impurity ions, formation of impermeable films on the crystal surface, and fixation of impurities on the surface of faces during nucleation and growth of crystals [1,5].

There are different views on impurities affecting the hardening mechanism of phosphogypsum binder. Anyway, despite the different views the majority of scientists unanimously think that it is unlikely to obtain a binder with satisfactory properties without prior purification of phosphogypsum from impurities [6].

The maximum total amount of Na^+ and K^+ should not exceed 0.15%. The content of P_2O_5 impurity (aqueous) according to various sources should not exceed 0.1-0.5% depending on the method of phosphogypsum processing and the requirements for the binder properties.

The known methods of phosphogypsum purification from impurities to be actually used may be divided into the following types: 1 - washing of phosphogypsum with water; 2 - adding of neutralizing additives; 3 - thermal method.

Methods of the first and second groups and the combination thereof provide a high degree of purification. Additional washing of phosphogypsum with water is the most common method for extracting soluble impurities.

The most promising technologies are those where the harmful impurities of phosphogypsum are neutralized by putting them into slightly soluble or insoluble compounds.

Most of the third group methods are based on burning phosphogypsum to soluble anhydrite with further hydration thereof and repeated burning to hemihydrate. They are not widely used since the increased energy cost and scarce additives are required therefor, and also the constancy of the binder properties is not provided under the changing phosphogypsum composition.

A number of companies like ICI (England), Mitsubishi (Japan), “CdF Chimie” (France) [7] and others were involved in the development of the technology for producing high-quality gypsum binders. Currently, the α -hemihydrate is generally made from phosphogypsum by “Giulini Chemie GmbH” method (Germany), being applied in Germany (“Babcock BSchH”, “Knapsak”, etc.), France, Scotland, Ireland, Russia (Voskresensk Industrial Group “Minudobreniya”) and others. The manufacturing process includes:

phosphogypsum washing; making of working pulp; autoclave pulp processing; autoclaved product filtration; drying and grinding of the finished product. Carboxymethylcellulose is used as an active additive therein [8].

There are actually no fundamental differences in industrial versions of process flow for making autoclave binders from phosphogypsum. There are slight differences in the methods and equipment for washing, filtration and drying. The additives recommended for regulating the growth of hemihydrate crystals also differ [9].

VNIISTrom named after P.P. Budnikov has developed an efficient method for making a high-strength water-proof binder from phosphogypsum. Phosphogypsum is dehydrated in an autoclave with a hydraulic component (Portland cement), therewith the calcium hydroxide being released in the autoclave under hydration of the hydraulic component is neutralized by acidic impurities of phosphogypsum, i.e. the latter act as a pozzolanic additive preventing hydrosulfoaluminate destruction of the system, thereby enabling Portland cement use with no extra addition of pozzolanic additives thereto, and no prior washing of phosphogypsum [10].

However, the high cost of the resulting binder and the complicated technological process prevent from wide application of the autoclave method for processing phosphogypsum into a binder.

Adequate studies on the technology of processing phosphogypsum into anhydrite binders were made in the USSR more than 30 years ago. An anhydrite binder with a breaking strength up to 25 MPa (with sodium sulfate addition - 2%) was obtained after 7 days, with the phosphogypsum being burnt in 8m furnace at 600-1000°C [11].

The development of phosphogypsum processing production therewith is prevented by the need for high-temperature burning, as well as by the related disadvantages of phosphoanhydrite binders i.e. delayed setting and the need to use hardening activating additives.

The wide-scale industrial production of anhydrite binders in some countries mainly was on the basis of natural anhydrite and fluoroanhydrite i.e. hydrofluoric acid production waste, when mechanochemical activation of raw materials only is required for obtaining a finished binder [12].

The Research and Educational Center for Innovative Technologies at the Architectural and Construction Institute of the Ufa State Petroleum Technical University is currently making active research in this area. ACI USPTU specialists make R&D support and quality control of materials and work done on the most of the construction sites in the city of Ufa and the Republic of Bashkortostan.

[1]. Mirsayev R.N., Babkov V.V., Yunusova S.S., Kuznetsov L.K., Nedoseko I.V., Gabitov A.I. Phosphogypsum waste of the chemical industry in the production of walling items // Moscow, Chemistry, 2004.

[2]. Ermilova E.Yu., Kamalova Z.A., Rakhimov R.Z. The study of the composite cement effect with a complex mineral additive on the physical and mechanical and other operational properties of mortars // News of KazGASU. 2016. No.1 (35). Pp.165-171.

- [3]. Udalova E.A., Gabitov A.I., Shuvaeva A.R., Nedoseko I.V., Chernov A.R., Yamilova V.V. Actual status and promising opportunities for application of phosphogypsum for the binder making // History and Education of Natural Science. 2016. No.4. Pp.55-58.
- [4]. Ivanitsky V.V., Klassen P.V., Novikov A.A. et al. Phosphogypsum and application thereof // M.: Chemistry, 1990.
- [5]. Gabitov A.I., Udalova E.A., Salov A.S., Chernova A.R., Pyzhjanova D.V., Yamilova V.V. Historical aspects of production and application of hollow ceramic blocks // History of science and technology. 2017 No.6. Pp.58-65.
- [6]. Mirsayev R.N., Akhmadulina I.I., Babkov V.V., Nedoseko I.V., Gaitova A.R., Kuzmin V.V. Gypsum slag compositions from industrial waste in construction technologies // Construction materials. 2010. No.7. Pp. 4-6.
- [7]. Narkevich I.P., Pechkovsky V.V. Utilization and disposal of waste in the inorganic substance technology. M.: Chemistry, 1984. P.239.
- [8]. Meshcheryakov Yu.G., Fedorov S.V. Industrial processing of phosphogypsum // St.-Petersburg, Stroyizdat SPb Publ., 2007. P.104.
- [9]. Rakhimov R.Z. Ways for reducing the cement intensity of construction products / Popular Concrete Science. St.-Petersburg - LLC "Stroybetony", 2008, 107 (21) Pp.24-28.
- [10]. Babkov V.V., Sakhibgareev R.R., Chuikin A.E., Terekhov I.G., Salov A.S. Physical and chemical aspects of cement composites hardening at late stages // Bashkir Chemical Journal. 2005. V.12. No.4. Pp.124-129.
- [11]. Gaitova A.R., Akhmadulina I.I., Pechenkina T.V., Pudovkin A.N., Nedoseko I.V. Nanostructural aspects of hydration and hardening of gypsum and gypsum-slag compositions based on calcium sulfate dihydrate // Construction materials. 2014. No.1-2. Pp.46-51.
- [12]. Ratinov V.B., Stekanov D.I. Physical and chemical fundamentals for making high-strength cast stones // Construction materials. 1984. No.11. Pp. 6-7.

EFFICIENT TECHNOLOGIES FOR MAKING GYPSUM BINDERS

A number of various proposed options and flow charts applied for the production of gypsum binders are considered herein. Large volumes of inorganic waste amount to millions of tons therefore the phosphogypsum utilization to get effective gypsum binders is an urgent issue. The production of phosphogypsum binders both in our country and abroad is indicated to go in three main directions - burnt, autoclaved and anhydrite (hard-burnt) binders.

EFFICIENT TECHNOLOGIES FOR MAKING GYPSUM BINDERS

Gabitov A.I.¹, Doctor of Engineering, Professor
Salov A.S.², PhD of Engineering, Assistant Professor
Ryazanova V.A.³, PhD of Engineering, Assistant Professor
Timofeev A.A.⁴, Assistant Professor
Timofeev V.A., Assistant Professor

Ufa State Petroleum Technological University, Ufa

[1gabitov.azat@mail.ru](mailto:gabitov.azat@mail.ru), [2salov@list.ru](mailto:salov@list.ru), [3vryazanova@hotmail.com](mailto:vryazanova@hotmail.com), [4tiandre@mail.ru](mailto:tiandre@mail.ru)

One of main methods for phosphogypsum utilization is the production of gypsum binders characterized by a wide variety of the proposed options and flow charts being implemented. The production of phosphogypsum binders both in our country and abroad goes in three main directions, i.e. burnt, autoclaved and anhydrite (hard-burnt) binders [1, 2].

The production of phosphogypsum binders is associated with certain difficulties due to chemical composition and physical and mechanical properties of the raw materials. The moisture content of the material, as well as phosphoric and sulfuric acid residues found in phosphogypsum, the soluble salts thereof and other impurities complicate the dehydration process negatively affecting the final properties of gypsum binders [3].

Analysis of the dehydration of unwashed phosphogypsum being made in a wide range of acidity thereof has shown that one of reasons for the deterioration of binding properties is unstable phase composition thereof, in particular, formation of a lot of insoluble anhydrite influenced by acidic phosphate and fluoride compounds.

The hemihydrate obtained by dehydration of “reagent grade” calcium sulfate in a solution of pure phosphoric acid is hydrating far more slowly as compared to the hemihydrate obtained by dehydration of chemically pure gypsum in distilled water. Delayed hydration and, accordingly, low strength characteristics of the binder are due to the formation of phosphate films on the crystal surface that are slowing down the hemihydrate dissolution, with the concentration of hemihydrate in the solution of the hardening mixture being reduced more than twice from 7-8 to 3 g/l [4].

The activity of impurities was also due to formation of complex slightly soluble salts, “poisoning” of active centers of the growing crystal with impurity ions, formation of impermeable films on the crystal surface, and fixation of impurities on the surface of faces during nucleation and growth of crystals [1,5].

There are different views on impurities affecting the hardening mechanism of phosphogypsum binder. Anyway, despite the different views the majority of

scientists unanimously think that it is unlikely to obtain a binder with satisfactory properties without prior purification of phosphogypsum from impurities [6].

The maximum total amount of Na^+ and K^+ should not exceed 0.15%. The content of P_2O_5 impurity (aqueous) according to various sources should not exceed 0.1-0.5% depending on the method of phosphogypsum processing and the requirements for the binder properties.

The known methods of phosphogypsum purification from impurities to be actually used may be divided into the following types: 1 - washing of phosphogypsum with water; 2 - adding of neutralizing additives; 3 - thermal method.

Methods of the first and second groups and the combination thereof provide a high degree of purification. Additional washing of phosphogypsum with water is the most common method for extracting soluble impurities.

The most promising technologies are those where the harmful impurities of phosphogypsum are neutralized by putting them into slightly soluble or insoluble compounds.

Most of the third group methods are based on burning phosphogypsum to soluble anhydrite with further hydration thereof and repeated burning to hemihydrate. They are not widely used since the increased energy cost and scarce additives are required therefor, and also the constancy of the binder properties is not provided under the changing phosphogypsum composition.

A number of companies like ICI (England), Mitsubishi (Japan), "CdF Chimie" (France) [7] and others were involved in the development of the technology for producing high-quality gypsum binders. Currently, the α -hemihydrate is generally made from phosphogypsum by "Giulini Chemie GmbH" method (Germany), being applied in Germany ("Babcock BSchH", "Knapsak", etc.), France, Scotland, Ireland, Russia (Voskresensk Industrial Group "Minudobreniya") and others. The manufacturing process includes: phosphogypsum washing; making of working pulp; autoclave pulp processing; autoclaved product filtration; drying and grinding of the finished product. Carboxymethylcellulose is used as an active additive therein [8].

There are actually no fundamental differences in industrial versions of process flow for making autoclave binders from phosphogypsum. There are slight differences in the methods and equipment for washing, filtration and drying. The additives recommended for regulating the growth of hemihydrate crystals also differ [9]. VNIISTrom named after P.P. Budnikov has developed an efficient method for making a high-strength water-proof binder from phosphogypsum. Phosphogypsum is dehydrated in an autoclave with a hydraulic component (Portland cement), therewith the calcium hydroxide being released in the autoclave under hydration of the hydraulic component is neutralized by acidic impurities of phosphogypsum, i.e. the latter act as a pozzolanic additive preventing hydrosulfoaluminate destruction of the system, thereby enabling Portland cement use with no extra addition of pozzolanic additives thereto, and no prior washing of phosphogypsum [10].

However, the high cost of the resulting binder and the complicated technological process prevent from wide application of the autoclave method for processing phosphogypsum into a binder.

Adequate studies on the technology of processing phosphogypsum into anhydrite binders were made in the USSR more than 30 years ago. An anhydrite binder with a breaking strength up to 25 MPa (with sodium sulfate addition - 2%) was obtained after 7 days, with the phosphogypsum being burnt in 8m furnace at 600-1000°C [11].

The development of phosphogypsum processing production therewith is prevented by the need for high-temperature burning, as well as by the related disadvantages of phosphoanhydrite binders i.e. delayed setting and the need to use hardening activating additives.

The wide-scale industrial production of anhydrite binders in some countries mainly was on the basis of natural anhydrite and fluoroanhydrite i.e. hydrofluoric acid production waste, when mechanochemical activation of raw materials only is required for obtaining a finished binder [12].

The Research and Educational Center for Innovative Technologies at the Architectural and Construction Institute of the Ufa State Petroleum Technical University is currently making active research in this area. ACI USPTU specialists make R&D support and quality control of materials and work done on the most of the construction sites in the city of Ufa and the Republic of Bashkortostan.

- [1]. Mirsayev R.N., Babkov V.V., Yunusova S.S., Kuznetsov L.K., Nedoseko I.V., Gabitov A.I. Phosphogypsum waste of the chemical industry in the production of walling items // Moscow, Chemistry, 2004.
- [2]. Ermilova E.Yu., Kamalova Z.A., Rakhimov R.Z. The study of the composite cement effect with a complex mineral additive on the physical and mechanical and other operational properties of mortars // News of KazGASU. 2016. No.1 (35). Pp.165-171.
- [3]. Udalova E.A., Gabitov A.I., Shuvaeva A.R., Nedoseko I.V., Chernov A.R., Yamilova V.V. Actual status and promising opportunities for application of phosphogypsum for the binder making // History and Education of Natural Science. 2016. No.4. Pp.55-58.
- [4]. Ivanitsky V.V., Klassen P.V., Novikov A.A. et al. Phosphogypsum and application thereof // M.: Chemistry, 1990.
- [5]. Gabitov A.I., Udalova E.A., Salov A.S., Chernova A.R., Pyzhjanova D.V., Yamilova V.V. Historical aspects of production and application of hollow ceramic blocks // History of science and technology. 2017 No.6. Pp.58-65.
- [6]. Mirsayev R.N., Akhmadulina I.I., Babkov V.V., Nedoseko I.V., Gaitova A.R., Kuzmin V.V. Gypsum slag compositions from industrial waste in construction technologies // Construction materials. 2010. No.7. Pp. 4-6.
- [7]. Narkevich I.P., Pechkovsky V.V. Utilization and disposal of waste in the inorganic substance technology. M.: Chemistry, 1984. P.239.
- [8]. Meshcheryakov Yu.G., Fedorov S.V. Industrial processing of phosphogypsum // St.-Petersburg, Stroyizdat SPb Publ., 2007. P.104.
- [9]. Rakhimov R.Z. Ways for reducing the cement intensity of construction products / Popular Concrete Science. St.-Petersburg - LLC "Stroybetony", 2008, 107 (21) Pp.24-28.

- [10]. Babkov V.V., Sakhibgareev R.R., Chuikin A.E., Terekhov I.G., Salov A.S. Physical and chemical aspects of cement composites hardening at late stages // *Bashkir Chemical Journal*. 2005. V.12. No.4. Pp.124-129.
- [11]. Gaitova A.R., Akhmadulina I.I., Pechenkina T.V., Pudovkin A.N., Nedoseko I.V. Nanostructural aspects of hydration and hardening of gypsum and gypsum-slag compositions based on calcium sulfate dihydrate // *Construction materials*. 2014. No.1-2. Pp.46-51.
- [12]. Ratinov V.B., Stekanov D.I. Physical and chemical fundamentals for making high-strength cast stones // *Construction materials*. 1984. No.11. Pp. 6-7.

EFFICIENT TECHNOLOGIES FOR MAKING GYPSUM BINDERS

A number of various proposed options and flow charts applied for the production of gypsum binders are considered herein. Large volumes of inorganic waste amount to millions of tons therefore the phosphogypsum utilization to get effective gypsum binders is an urgent issue. The production of phosphogypsum binders both in our country and abroad is indicated to go in three main directions - burnt, autoclaved and anhydrite (hard-burnt) binders.

UDC 504.55.052/054:622.34

REDUCING THE ENVIRONMENTAL IMPACT OF MINING PRODUCTION THROUGH THE USE OF MAN-MADE WASTE

Gorbatyuk N.V., PhD in Technical Sciences, Associate Professor

V.I. Vernadsky Crimean Federal University, Simferopol, gorbatyuk54@bk.ru

Adigamov A.E., PhD in Technical Sciences, Associate Professor,

Kobelev O.A., D.Sc. in Engineering, Professor,

Pashkov A.N., PhD in Technical Sciences, Associate Professor

National University of Science and Technology «MISiS», Moscow

Every year there is an increase in the volume of consumption of georesources, which leads to an intensification of their extraction from the subsurface. This causes an increase in the accumulation of man-made waste stored on the surface, which has a significant impact on the environment. The term of existence of man-made massifs is unlimited, therefore, the environmental damage can subsequently significantly exceed the economic benefit from the extracted resources.

At the same time, it is necessary to consider that in man-made waste, useful components remain in significant volumes and the waste itself can be raw materials for secondary use. In this regard, it is necessary to introduce the concept of non-waste (low-waste) production.

The creation of closed-loop production using secondary products is a paradigm for the development of mineral resources. This will significantly reduce the impact on the environment. Industrial waste is perceived as a "by-product" of

mining production. They must be qualified as a secondary (intermediate) product used for subsequent use or processing [1].

The main direction of using industrial waste can be the replacement of traditional, specially extracted aggregate when creating a backfill or construction mixture (table 1).

The re-use of man-made waste in a non-waste technological chain, in addition to their disposal, significantly reduces the risk of environmental impact of mining and processing production [2].

Before using man-made waste in construction and backfill mixes, it is necessary to consider that they have useful components in their composition, although not in a significant amount. In this regard, it should be noted that before using man-made waste in mixtures, it is necessary to extract useful components by deep processing.

When choosing the compositions of building and laying mixes, it is necessary to consider their features. It should be noted that the mixtures used to produce laying works in the extraction of minerals have a higher water-solid ratio in comparison with the solutions used in construction.

Table 1. Test results of backfill mixtures.

№	Backfill components						Spreading, mm	Cone draft, cm	Uniaxial compression strength, MPa			
	Magnesian slag		Enrichment waste of water-soluble ores		Lingosulfanate % of solid	Water, mass. %			Duration of hardening, days			
	masses. %	Fraction content less than 0.071 mm	masses. %	Fraction content less than 0.071 mm, %					7	28	60	90
1	25,0	68 – 72	51,0	88 – 92	-	24,0	105	10	0,2	1,5	1,9	2,2
2	25,0	88 – 92	51,0	88 – 92	-	24,0	95	10	0,15	1,6	2,2	2,5
3	25,0	88 – 92	51,0	68 – 72	-	24,0	120	14	0,1	1,2	1,7	1,8
4	25,0	88 – 92	51,0	88 – 92	1	23,2 5	165	16	0,25	2,0	2,75	3,1

The use of man-made waste is hindered by the presence of harmful components in the waste that have a negative impact on monolithic structures, or the artificial mass being created [3]. Neutralization of the negative impact of the components remaining in man-made waste is possible as a result of their deep processing. This will not only neutralize the impact of harmful components, but also introduce resource-renewable technologies [4].

Conclusion. The maximum ecological and economic effect of the use of man-made waste in construction and backfill mixtures can be achieved only after their deep processing and additional extraction of useful components and neutralization of the negative effect of the remaining ones. At the same time, the

involvement of mining and processing industries in deep processing creates prerequisites for the creation of a new material and raw material base of the mining complex and eliminates the costs of exploration and development of new deposits.

- [1]. Kongar-Syuryun Ch et al 2021 Geotechnology using composite materials from man-made waste is a paradigm of sustainable development Materials Today: Proceedings **38** 2078-2082 doi: 10.1016/j.matpr.2020.10.145.
- [2]. Kongar-Syuryun Ch et al 2020 Industrial waste in concrete mixtures for construction of underground structures and minerals extraction IOP Conf. Series: Mater. Sci. Eng. **869** 032004 doi: 10.1088/1757-899X/869/3/032004.
- [3]. Khayrutdinov M et al 2021 Improving safety when extracting water-soluble ores by optimizing the parameters of the backfill mass Bezopasnost' Truda v Promyshlennosti **1** 53-59 doi: 10.24000/0409-2961-2021-01-53-59.
- [4]. Rybak J et al 2021 Utilization of mineral waste: a method for expanding the mineral resource base of a mining and smelting company Metallurgist **64** 851- 861 doi: 10.1007/s11015-021-01065-5.

СНИЖЕНИЕ ЭКОЛОГИЧЕСКОГО ВОЗДЕЙСТВИЯ ГОРНОДОБЫВАЮЩЕГО ПРОИЗВОДСТВА ПУТЁМ ПРИМЕНЕНИЯ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ

Обоснована допустимость замены традиционного цемента, используемого в качестве вяжущего, на магнийсодержащие техногенные отходы при приготовлении строительного-закладочной смеси. Доказана возможность замены традиционного специально добываемого инертного заполнителя в строительного-закладочных смесях. Приведены результаты испытаний образцов после затвердевания и строительного-закладочной смеси, приготовленной на основе техногенных отходов. Исследовано положительное влияние механической активационной обработки компонентов закладочной смеси на её реологические свойства и прочностные характеристики закладочного массива. Подтверждено применение лигносульфоната в качестве добавки, позволяющей улучшить связующие и реологические свойства закладочной смеси. Вовлечение техногенных отходов в замкнутый цикл основного и вспомогательного производств, уменьшает объёмы техногенных массивов, что значительно снижает воздействие горнодобывающего производства на окружающую среду.

ENGAGING MAN-MADE WASTE IN THE CLOSED CYCLE OF MINING PRODUCTION

Gorbatyuk N.V., PhD in Technical Sciences, Associate Professor

V.I. Vernadsky Crimean Federal University, Simferopol, gorbatyuk54@bk.ru

Adigamov A.E., PhD in Technical Sciences, Associate Professor,

Kobelev O.A., D.Sc. in Engineering, Professor

National University of Science and Technology «MISiS», Moscow

Shakhov S.I. PhD in Technical Sciences

VMM Holding Company «VNIIMETMASH», Moscow

In this paper, studies on the use of man-made waste in construction and backfill mixtures are carried out. The utilization of man-made waste reduces the impact of geotechnology on the environment. Sustainable mining development and gentle technologies are the main concept of the research. This concept implies ensuring the safe conduct of work, environmental safety of subsurface development, reducing losses in the process of underground mining, increasing the stability of underground structures, increasing the service life of a mining enterprise, and solving the problems of rational use of natural resources. The results of the research allowed us to propose technical and technological solutions for rational sustainable economic development, taking into account all forms of the impact of geotechnology on the environment, and suggested ways to improve the technology of extracting minerals from the subsurface [1]. The use of industrial waste (halite enrichment waste) in construction and laying materials, after activation treatment by means of a disintegrator, increases the strength characteristics of the construction monolith and the laying mass by 25 – 30% or reduces the consumption of cement by 40 – 50% while maintaining the strength characteristics of the laying array (fig. 1).

It is necessary to take into account that in the industrial massifs of mining and processing industries, a huge amount of waste has accumulated, which has useful components in its composition. Waste can be not only raw materials for the production of additional products, but also are man-made geo-resources. High-quality preparation of man-made waste for reuse in order to maximize the use of their positive qualities; extraction of useful components; exclusion of subsequent environmental impact is a top priority [2].

The use of man-made waste as an aggregate in construction or backfill material significantly expands the raw material base. The involvement of man-made waste allows them to be disposed of, which minimizes the risks of violating the ecological balance [3].

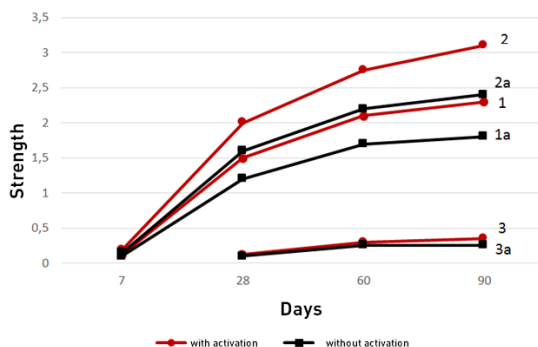


Fig. 1. The kinetics of the strength set of the backfill with different content of the binder component and the aggregate (enrichment waste) astringent/waste: 1 – 1/99; 2 – 2/98; 3 – 0/100

Conclusion. The idea of non-waste (low-waste) production allows not only to expand the raw material base for each of the industrial sectors, but also to implement the concept of sustainable development of the region. This approach, in addition to improving the economic performance of the mining and processing enterprise and the construction sector, will now lead to a high multiplier social and environmental effect.

[1]. Rybak J et al 2021 Utilization of mineral waste: a method for expanding the mineral resource base of a mining and smelting company Metallurgist **64** 851- 861 doi: 10.1007/s11015-021-01065-5

[2]. Khairutdinov A et al 2021 The concept of geotechnology with a backfill is the path of integrated development of the subsoil IOP Conf. Series: Earth Environ. Sci. **684** 012007. doi:10.1088/1755-1315/684/1/012007

[3]. Kongar-Syuryun Ch et al 2020 Industrial waste in concrete mixtures for construction of underground structures and minerals extraction IOP Conf. Series: Mater. Sci. Eng. **869** 032004 doi: 10.1088/1757-899X/869/3/032004

ВОВЛЕЧЕНИЕ ТЕХНОГЕННЫХ ОТХОДОВ В ЗАМКНУТЫЙ ЦИКЛ ГОРНОГО ПРОИЗВОДСТВА

В статье проанализированы проблемы, с которыми сталкиваются горнопромышленная отрасль. Сформулирована единая концепция устранения проблем, возникающих в регионе добычи минерального сырья, в совокупности с решением задач расширения сырьевой базы предприятия. Представлена идея рационального использования техногенных отходов местных горно-перерабатывающих предприятий и отходов промышленного производства для приготовления строительных и закладочных материалов. На примере техногенных отходов (галитовых отходов обогащения) рассмотрены аспекты их применения в качестве инертного заполнителя в строительных и закладочных композитах.

Отмечено, что использование техногенных отходов в строительных и закладочных материалах необходимо осуществлять после их глубокой дополнительной

переработки. Глубокая переработка позволяет максимально использовать полезные составляющие техногенных отходов и исключить негативные последствия вредных. Установлено, что наилучшим способом дополнительной переработки является активационная обработка техногенных отходов в дезинтеграторах. Доказано, что активация повышает прочность конструкций или омоноличенного массива на 25 – 30 %, уменьшает расход вяжущего на 40 – 50%, сохранив прежние прочностные характеристики материала.

Применение техногенных отходов в строительных и закладочных материалах расширяет сырьевую базу горнодобывающего секторов, позволяет реализовать концепцию устойчивого развития региона, уменьшает воздействие на окружающую среду.

THE EFFECT OF POLYMERIC FIBERS ON SHEAR STRESS IN REINFORCED CONCRETE BEAMS: REDUCTION OF STIRRUPS

Dr. José R. Albiol-Ibáñez

Professor & Researcher in the Department of Architectural Constructions; Universitat Politècnica de València, , Materials Engineer, Building Engineer, Master in Concrete Engineering, PhD Engineering of the Construction and Environmental Management by the UPV.

E-mail: joalib1@csa.upv.es

Experimental study about 24 beams to evaluate its shear force behaviour, carrying out a 3 point bending test. This analysis is possible thanks to a special configuration of the longitudinal metal rods according to the shear force.

These tests have been distributed in 4 series (#1, #2, #3 y #4), in each of these series we have carried out 4 beams without stirrups with FRC 40/45 adding SikaFiber-T6 dosed with 6 kg/m³, 2 beams are control beams with a concrete mix of C 40/45.

One of these control beams doesn't have stirrups (A5), and the other beam has been fully stirrugged (A6).

Shear cracking and its crack opening over time are controlled, the results are interesting for discussion and simply another way of understanding critical failure.

Keywords: Shear cracking, Bending Test, Time failure.

MICROCRACK APPEARANCE AND COEFFICIENT OF TENSION INTENSITY CERAMSITE CONCRETE ON MULTICOMPONENT BINDING

Kravchenko S.A., PFD, Assistant Professor, Posternak O.O., PFD, Assistant Professor, Kostyuk A.I., PFD, Professor, Stolevich I.A., PFD, Assistant Professor

Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture, Odessa, alex.bk@ukr.net

Over the past decade, a study of the basic physical and mechanical properties of lightweight concrete on various aggregates and binders has been carried out, however, the parameters of the fracture mechanics of these concretes have remained unexplored.

However, the stress intensity factor has not yet been sufficiently studied for concretes with multicomponent binders and research values are necessary.

The research methods were the use of previous experience in certain microgaps and stress intensity factors, which included the determination of the upper and lower boundaries of cracking in accordance with the current standards [1].

The Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture has developed a technology for low-cement concretes. The technology is based on the use of a four-component binder, which, in addition to portland cement and ground quicklime, also contains an active mineral additive (fly ash) and gypsum [2].

Based on the dependences obtained in earlier studies [3], as well as on the basis of the requirements for lightweight concretes, the optimal compositions of expanded clay concrete on multicomponent binder and quartz sand were assigned.

To experimentally determine the critical stress intensity factor, two types of samples were used: notched beam samples and notched cubes in accordance with DSTU B 2.7-227: 2009 [1].

The stress levels corresponding to the lower and upper boundaries of microcracking of concrete on a multicomponent binder are higher than those for heavy concrete. With an increase in the strength (class) of the concretes under study, an increase in the indicated parametric levels is observed, similar to ordinary expanded clay concrete.

Thus, an increase in the limits of microcracking of expanded clay concrete on a multicomponent binder in comparison with conventional expanded clay concrete can be explained, firstly, by the structural features of this concrete due to the presence of a porous aggregate and filler, and secondly, by the increased adhesion strength of the multicomponent binder with the aggregate.

Analysis of the results also shows that there is a close correlation between the tensile strength f_{ctd} and the critical stress intensity factor k_{IC} .

The increased limits of micro-thickness setting allow us to recommend the developed expanded clay concrete based on a multicomponent binder for structures designed for the combined effect of force factors and unfavorable environmental influences.

The area of stress state, located within the limits of micro-blasting, is of fundamental importance for assessing many important processes of deformation and strength of concrete.

[1]. DSTU B V.2.7-227: 2009 Education materials. Betony. Methods for the value of the characteristics of trischinostiykost (viscosity ruinuvannya) with static navantazheny. – Kyiv: Ministry of Regional Development of Ukraine, 2010 . – 23 p.

[2]. Kravchenko S.A., Stolevich I.A., Kostyuk A.I., Stolevich A.S. Properties of expanded clay concrete on a multicomponent binder // Science and technology collection “Resource economy materials, construction, building and construction”. – Rivne, 2011. – Vol.12. – P. 32-37.

[3]. Dorofeev V.S., Stolevich I.A., Zinchenko S.V., Kravchenko S.A., Stolevich A.S. Influence of composition factors on the physical and mechanical properties of expanded clay concrete on a multicomponent binder // Bulletin of OSACEA. – Odesa, 2009. – Vol.34. – P.92-102.

МИКРОТРЕЩИНООБРАЗОВАНИЕ И КОЭФФИЦИЕНТ ИНТЕНСИВНОСТИ НАПРЯЖЕНИЙ КЕРАМЗИТОБЕТОНА НА МНОГОКОМПОНЕНТНОМ ВЯЖУЩЕМ

Приведены результаты исследований микротрещинообразования и коэффициента интенсивности напряжений экспериментальных образцов из керамзитобетона на многокомпонентном вяжущем и кварцевом песке. Представлены оптимальные составы конструкционно-теплоизоляционного керамзитобетона на многокомпонентном вяжущем. Описаны методология экспериментальных исследований, параметры образцов с описанием технологии их изготовления, результаты испытаний основных образцов и их анализ, а также объем, цели и результаты испытаний дополнительных образцов. В процессе испытаний измерялись продольные и поперечные деформации моделей, величина нагрузки появления трещин, величина разрушающей нагрузки. Проведенные экспериментальные исследования границ микротрещинообразования и коэффициента интенсивности напряжений моделей из керамзитобетона на многокомпонентном вяжущем позволили выявить характерные особенности их напряженно-деформированного состояния, определить верхнюю и нижнюю границы возникновения трещин, деформированность и величину разрушающего нагружения экспериментальных образцов.

COMPARISON OF TRANSFORMATION AND MECHANICAL BEHAVIOURS OF 0.2 wt.% C STRUCTURAL TRIP-ASSISTED STEELS WITH DIFFERENT CHEMICAL COMPOSITIONS

Kussa R.O., Zurnadzhy V.I., Efremenko V.G.

Pryazovskyi State Technical University, Mariupol, Ukraine

Dabala M., Franceschi M.

University of Padova, Padova, Italy

Shymchuk O., Zaichuk N.P.

Lutsk National Technical University, Lutsk, Ukraine

This research effort was aimed at comparison of tensile/impact behaviour of two low-carbon constructional steels which both fall into TRIP-assisted concept but which differ in chemical compositions (see Table).

Table 1. Chemical composition of studied steels

Steel	Composition, wt.%								
	C	Si	Mn	Cr	Mo	V	Nb	S	P
A	0.18	1.50	1.80	-	-	-	0.055	0.010	0.010
B	0.20	1.79	1.73	0.55	0.20	0.11	0.045	0.009	0.013

The specimens were subjected to bainitizing and Q&P-heat treatments. Each scheme included the 10-min heating below the austenitization temperature (t_A) at 770 °C or at 900 °C. The bainitizing scheme provided for the subsequent keeping at bainite transformation temperature (t_B) of 300 °C or 350 °C with further air-cooling. Q&P scheme provided the subsequent quenching to 235 °C ($t_A=900$ °C) or 200 °C ($t_A=770$ °C) with further holding at partitioning temperature (t_P) of 350 °C or 400 °C for 20 mm. The work included mechanical testing, microstructure observation and a transformation kinetic simulation using JMatPro software.

JMatPro computer simulation allowed to built the “Temperature-Time-Transformation” (TTT) diagrams. According to TTTs, the upper temperatures of ferrite and pearlite transformations in steel A were 707 °C and 851 °C, respectively. The kinetics maximum of pro-eutectoid ferrite formation in steel A was attributed to 650 °C with an incubation period of less than 1 sec (0.65 sec). The highest rate of pearlite transformation referred to 567 °C with an incubation period of 3 sec. Bainite domain was allocated below 533 °C; the highest transformation rate of bainite reaction corresponded to 457 °C with an incubation period of 0.5 sec.

Alloying with Cr, Mo, and V (steel B) increased the upper temperatures of ferrite/pearlite transformations (751 °C and 854 °C, respectively) and decreased the upper temperature of bainite reaction (508 °C). The kinetics maximum temperatures of ferrite/pearlite transformations increased to 688 °C and 620 °C,

respectively, while the temperature of the kinetics maximum of bainite transformation decreased to 438 °C. Notably, steel B performed enhanced stability of overcooled austenite at each temperature in the sub-critical range: the minimum incubation period increased by 27 times, 6 times, and 4 times for ferrite/pearlite/bainite transformations, respectively.

The bainitizing from 770 °C resulted in structure constituted by polygonal ferrite grains and bainite areas located mostly along the grain boundaries. Bainitizing from 900 °C significantly increased bainite volume fraction; steel A almost had no ferrite in the structure while steel B still contained a minor fraction of ferrite. Almost the same microstructural patterns were observed in the specimens subjected to Q&P heat treatment. For both heat treatments the non-ferritic regions appeared quite similar, exhibiting a lath morphology.

After austenitization at 770 °C and bainitizing at $t_B=350$ °C, the steel A exhibited a yield tensile strength (YTS) of 611 MPa and an ultimate tensile strength (UTS) of 867. Bainitizing treatment at 300 °C increased the strength to 660 MPa (YTS) and 1009 MPa (UTS). Steel B exhibited slightly lower YTS/UTS characteristics both when submitted at bainitizing treatment at $t_B=350$ °C (821/482 (MPa)) and at $t_B=300$ °C (920/565 (MPa)). Steel A shown a higher YTS/UTS ratio for both bainitizing temperatures. However, the steel B was more ductile at $t_B=300$ °C because its total elongation (TE) was 23 % (against 14 % of steel A). At $t_B=350$ °C both steels had similar TE values of about 22-23 %. Using the data on UTS and TE the values of the product of strengths and elongation (PSE) were calculated. The highest PSE values were attributed to steel B (21 GPa·%) at $t_B=300$ °C and to steel A (20 GPa·%) at $t_B=350$ °C. The most significant difference in properties corresponded to impact toughness ($KCV_{20^\circ C}$): steel B showed 104-202 J/cm² which was a magnitude higher as compared with steel A (14-21 J/cm²). Thus, after bainitizing from 770 °C steel A performed an advantage in strength indicators but it was much inferior in terms of impact toughness.

The bainitizing treatment conducted after heating at 900 °C resulted in increasing in YTS and UTS values. Yield tensile strength increased to more extent thus the YTS/UTS ratios also increased as compared to $t_A=770$ °C. The steels exhibited about the same strength level with some advantage of steel B under $t_B=300$ °C and of steel A – under $t_B=300$ °C. In contrast, steel B was much more ductile (by 1.5-2 times) for any bainitizing temperature: despite strength increase, the TE values of steel B were also increased to 18 % ($t_B=300$ °C) and to 24 % ($t_B=350$ °C). Accordingly, steel B had an advantage in PSE values which were 22-24 GPa·%. From impact testing, it can be seen that steel B exhibited twice higher impact response, proving steel B to be a more ductile and tougher material.

After quenching from 770 °C both steels had similar YTS, UTS, TE, PSE, and YTS/HTS (excepting for the temperature $t_P=350$ °C where steel A showed higher YTS (179 MPa) and UTS (by 69 MPa) and lower (by 8 %) TE and PSE (by 5 GPa·%)) values. As it was found for bainitizing treatment, Q&P-treated steel B also exhibited an impact toughness which was 12.5 times higher at $t_P=350$ °C and

3.4 times higher at $t_p=350$ °C than steel A. Q&P-treatment from 900 °C led to a significant increase in strength with a corresponding decrease in ductility/impact toughness. In this case steel A was stronger by 250-300 MPa but less ductile (by 4-11 %) than steel B. The latter showed also a higher impact toughness, however, its advantage was lesser than that at $t_Q=770$ °C. The highest PSE value for Q&P treatment (22 GPa·%) was attributed to steel B heat-treated by the regime of “900 °C/200 °C/350 °C” ($t_A/t_Q/t_p$). More alloyed steel B performed better strength/ductility combination after both heat treatments schemes. Specifically, steel B had a higher total elongation at the same UTS as compared to steel A; this behavior refers to a UTS range of up to 1200 MPa (bainitizing) and up to 1000 MPa (Q&P). A clear trend of strength increasing with a transition of austenitization temperature from 700 °C to 900 °C was revealed. And although this was accompanied by a general tendency of ductility decrease, nevertheless, bainitized steel B retained higher TE values in a wide UTS range (800-1200 MPa). Furthermore, steel B exhibited an improved “UTS/Impact Toughness” combination that was evident for UTS=800-1000 MPa (bainitizing) and for UTS=850-1100 MPa (Q&P). As to impact toughness results two different trends for the studied steels were observed: steel B had higher KCV_{20°C} values after heat treatment from $t_A=770$ °C while steel A showed the better KCV_{20°C} values after austenitizing at 900 °C. To finalize the comparison, steel B had an indisputable (by 1.5-2.0 times) advantage in PSE value comparing to steel A at the same UTS value meaning an enhanced ability for reliable performance under the exploitation conditions.

ПОРІВНЯННЯ КІНЕТИКИ ПЕРЕТВОРЕННЯ ТА МЕХАНІЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ КОНСТРУКЦІЙНИХ TRIP-ASSISTED СТАЛЕЙ ІЗ 0,2 % С ТА РІЗНИМ ХІМІЧНИМ СКЛАДОМ

В роботі порівняно структуру та механічні властивості двох конструкційних 0,2% C TRIP-assisted сталей, для оцінки впливу рівня легування на кінетику перетворення аустеніту та механічні властивості після термічної обробки (бейнітизація та Q&P-обробка). Було встановлено, що додавання 0,55 % Cr, 0,2 % Mo та 0,11 % V у Mn-Si-Nb сталь збільшує інкубаційний період в перлітному й бейнітному діапазоні температур у 5,6 та 4,4 рази відповідно. Більш легована сталь мала кращий комплекс міцності, пластичності та ударної в'язкості. Максимальне значення PSE (24 ГПа·%) зафіксовано після бейнітизації, тоді як найвищі значення KCV_{20°C} (220-225 Дж/см²) відповідають Q&P-обробці.

CALCULATION OF NEW GENERATION FLOOR SLABS IN COTTAGES

Pavlikov A.M., DSc, Professor, Harkava O.V., PhD, Associate Professor, Pinchuk N.M., PhD, Associate Professor, Saiko K.G., postgraduate student, Chaika O.S., postgraduate student
National University «Yuri Kondratyuk Poltava Polytechnic»

Introduction. The condition of the housing stock and providing citizens with housing is an urgent and, at the same time, the least regulated problem of the Ukrainian economy. The availability of housing for the general public and the provision of socially disadvantaged groups is one of the priority areas of public policy in the field of construction. Over the years, the housing queue and the low availability of population compared to European countries - testifies to the increasing relevance of affordable housing at the regional and national level.

There are many reasons for this problem in construction. Among them - the use of imperfect structural systems and time-consuming technological processes of work, low level of mechanization of technological processes of production of building structures and materials, high level of material intensity of buildings, the use of imperfect and outdated architectural and planning decisions and others. One of the solutions to this problem is the use of a flat slab structural system [1-3].

Cottage town structure. In Ukrainian town-planning arena, the cottage town as a phenomenon appeared relatively recently, namely, when it became possible to buy large areas of land. This kind of individual dwellings does not fit the Ukrainians mentally, therefore, and is not perceived by the masses as a norm. Cottages, villages, are considered to be the object of luxury. The main feature of the cottage is the simultaneous or almost simultaneous construction of all houses in it. The main thing is that the towns are not built gradually, but at once, embodying a holistic architectural project. The site is received, the project is being developed, a complex of houses is being built (Fig. 1), and then are sold.



Fig 1. An example of a cottage town master plan and typical design of cottage house

Houses in such cottage towns are built not by those who live in them, but by professional specialized construction organizations. The construction of small towns is a powerful industry, a system that begins with the acquisition of large di-arcades and ends with an organized sale of houses. Such specialized towns often provide infrastructure such as shops, playgrounds, gardens and even schools. Their location along the roadway is extremely convenient. A very important issue, which needs to be determined when planning a town project, is also the level of readiness of houses when delivered to the buyer. As a rule, future owners of such cottages strive for the realization of their individuality and the flight of fantasy and the embodiment of extraordinary interiors design decisions. In case if for the facades of cottages to use identic collective solutions, as well as to make outdoor decoration and to cover the same materials, the project of the city will be more attractive. The only concept of the style should be kept in the design of yard fences, streets, drainage and drainage systems.

Flat slab structural system. The solution of the existing problem of providing affordable housing to the population is possible by improving the technology of building residential buildings based on the introduction of constructive systems, among which the most attractive is the pre-fabricated, flat slab system with the minimum number of standard sizes of prefabricated constructions (Fig. 2).

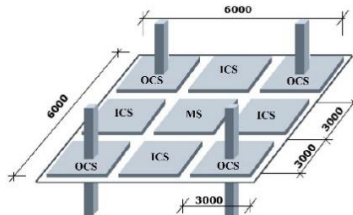


Fig. 2 Layout of the overlapping slabs: inter-columned slab (ICS); middle slab (MS); overcolumned slab (OCS).

The overlapping disk of a precast flat slab system, it turns out that the loading on the columns is transmitted in the following sequence (Fig. 2): from the middle slab (MS) the load is transmitted to four adjacent inter-columned slabs (ICS); inter-columned slabs transfer the load on the overcolumned slabs (OCS); the overcolumned slabs transfer the load to the columns. With such a load transfer scheme, each slab will have its own destruction scheme, based on which its analysis is realized.

Kinematic method for bearing capacity calculation. Replacement frame calculation is provided in many sources. This method of calculation has its advantages and disadvantages, but the main problem is that such a scheme does not correspond to the actual work of the frame under load. This is especially true for overlapping.

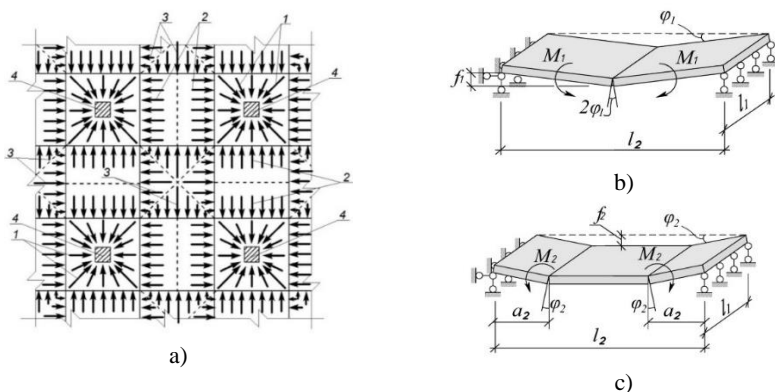


Fig. 3 a) the Load redistribution schemes between overlapping elements: 1 - loading the column; 2 - distribution of load from intercolumn slabs to overcolumned slabs; 3 - distribution of load from middle slabs to intercolumn slabs; 4 – columns
Two possible kinematic schemes for the destruction of the intercolumn slab: b) first scheme, c) second scheme

The elastic grid theory can be applied to the calculation of non-intersecting slabs that are locally based on many regularly spaced columns. As experience has shown, the calculation of flat slab overlapping using the theory of elastic grids in the practice of design is of little use due to the complexity of calculations. In addition, this technique becomes unsuitable for the calculation of flat slab overlapping in the system of reinforced concrete frame, because it does not take into account the partial clamping of the slab on the supports, and considers the elastic slab as supported on points.

To determine the internal forces in the cross-section of the slab it is proposed to use the boundary equilibrium method implemented in the kinematic way. On the basis of this method the equation of virtual works equality from external q and internal M efforts on possible slab movements (Fig. 3) is presented in the form:

$$W_{Ed} = W_{Rd} \quad (1)$$

According to the applied kinematic scheme, the destruction of the intercolumn slab occurs because of the formation in it of a linear plastic hinge from the bottom in the middle of the slab [3]. In this case, it is loaded over the whole area by uniformly distributed loads q and triangular loading on both opposite sides with a maximum value of ordinate $q \cdot l / 2$ in the middle of the span (triangular loading on the slab is transferred (Fig. 3) from its two adjacent middle slabs at the moment of separation disks in the limit state) [4].

The following designations are introduced on the calculated kinematic scheme of the intercolumn slab fracture:

l – slab spans in both directions (it is taken into account that in practice the slab has the same dimensions in two directions l);

M_1 – bending moment in span;

$M_2 = 50 \text{ kN}\cdot\text{m/m}$ – bending moment that arises at the joint of inter-columned and overcolumned slabs (value is obtained from experimental investigation);
 f – virtual deflection of the intercolumn slab in the stage of its destruction;
 φ – is the virtual rotation angle of the formed discs of the slab in the stage of its destruction.

According to the calculation scheme as a result of rotation of disks 1 and 2 (moments M_1 and M_2) virtual work is carried out (Fig. 3,b):

$$W_{Rd} = W_M = M_1 \cdot 2\varphi \cdot l + M_2 \cdot l \cdot \varphi. \quad (2)$$

In equation (1) the moments M_1 and M_2 are distributed per meter, that is, their unit is $\text{kN}\cdot\text{m/m}$.

To facilitate the derivation of the formula for calculating W_q , the calculation scheme shown in Fig. 3 is represented by two schemes. In the first one, the inter-column slab is loaded only with a uniformly distributed load q (Fig. 3,b), and in the second one, the inter-column slab is loaded only with a triangular load with maximum load ordinates $q \cdot l/2$ in the middle of the span (Fig. 3,b).

Using the following diagrams we can write that in the stage of destruction of the intercolumn slab virtual work from the action of external load q will be calculated by the equation:

$$W_{Ed} = W_q = W_{1q} + W_{2q}, \quad (3)$$

in which W_{1q} is a virtual work from a uniformly distributed load according to the first loading scheme (Fig. 3), and W_{2q} is a virtual work from a triangular load according to the second loading scheme (Fig. 3).

The equation to determine the first component of virtual work in equation (3):

$$W_{1q} = \int_A y(x) \cdot q \cdot dA = q \cdot V = 0,25 \cdot l^3 \cdot q \cdot \varphi. \quad (4)$$

In the equation (4) V is the volume of the prism, which formed by the turns of disks 1 and 2.

The expression to determine the second component of virtual work in equation (3) for the intercolumn slab loaded with only triangular load:

$$W_{2q} = 2 \cdot 2 \cdot \int_0^{0,5l} q(x) \cdot dx \cdot y(x) = q \cdot \frac{l^3}{6} \cdot \varphi. \quad (5)$$

where $q(x) = q \cdot x$; $y(x) = x \cdot \text{tg}\varphi = x \cdot \varphi$.

After substitution (4) and (5) in (3) we have that external forces perform virtual work

$$W_q = \frac{q \cdot \varphi \cdot l^3}{4} + \frac{q \cdot \varphi \cdot l^3}{6}. \quad (6)$$

After substitution (2) and (6) in (1) it is obtained that the equation of virtual works (1) is reduced to the following:

$$q = \frac{24 \cdot M_1 + 12 \cdot M_2}{5 \cdot l^2}, \quad (7)$$

Equation (7) gives the formula for calculating the load-bearing capacity of the inter-column floor slab.

In a similar way, substituting expressions (5) and (4) into equation (1) for the second kinematic failure scheme (Fig. 3,c) we obtain the value of the limit load:

$$q = \frac{12m_1 \cdot k_m \cdot l + 6M_2}{a_2 (9l^2 - 6l \cdot a_2 - 4a_2^2)} \quad (8)$$

In equations (7) and (8) the value of q is the same limit value of the load on the slab in its limit state, so by equating expressions (7) and (8), we obtain that at $a_2 = k_m \cdot l$, the value of $M_2 = 50$ kN·m/m and the reinforcement in cross section halving at a distance from the support a_2 . That is, to reduce the cross-sectional area of the main reinforcement twice is allowed at a distance $a_2 = 0,15 \cdot l$ from the support of the slab.

Conclusions. In this scientific research, we have obtained the formulas of the inter-column slab load-bearing capacity of the flat slab frame structural system, which take into account the deformation compatibility with adjacent slabs. This, in turn, allows you to more accurately determine the bearing capacity of the inter-column slabs, and accordingly to more accurately calculate the area of the main reinforcement in the considered slab.

[1]. Andrii Pavlikov, Olha Harkava, Yulia Prykhodko, Bohdan Baryliak Highly constructed precast flat slab frame structural system of buildings and research of its slabs, Proceedings of the International fib Symposium on Conceptual Design of Structures (September 26-28, 2019). Torroja Institute, Madrid, Spain, 2019. pp. 493 – 500.

[2]. A. Pavlikov, D. Kochkarov, O. Harkava Calculation of reinforced concrete members strength by new concept. CONCRETE. Innovations in Materials, Design and Structures: Proceedings of the fib Symposium 2019 held in Kraków, Poland 27-29 May 2019. pp. 820 – 827.

[3]. J.A.M. Pavlikov, D.K. Baliasnyi, O.V. Harkava, O.O. Dovzhenko, S.M. Mykytenko, N.M. Pinchuk and D.F. Fedorov. Suchasni konstruktyvni systemy budivel iz zalizobetonu. Poltava: PolNTU. (2017).

[4]. S.M. Mykytenko Rozrahunok nesuchoyi zdatnosti zalizobetonnyh mizhkolonnyh plyt bezkapitelno bezbalkovyh perekryttiv metodom granychnoyi rivnovagy. Coll. of sciences. UkrDAZT Ave., issue 151, Kharkiv: UkrDAZT, 2015, pp. 82-89.

EXPANDED CLAY CONCRETE MIXTURES AND CONCRETES ON CARBONATE SAND PROPERTIES IMPROVEMENT

**Stolevich I.A., Pfd, Assistant Professor, Kostyuk A.I., Pfd, Professor,
Kravchenko S.A., Pfd, Assistant Professor, Posternak O.O., Pfd,
Assistant Professor**

Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture, Odessa,
E-mail: jsi@ogasa.org.ua

Today one of the main directions of building development is reduction of labour intensity and material consumption at building materials and structures manufacturing, reduction of their energy intensity and use of local materials.

Lightweight concrete on porous aggregates is a universal building material that allows, with its rational use, to solve many actual tasks of modern construction and simultaneously solve environmental, resource-saving and economic problems through technological and man-made waste when using and manufacturing local porous aggregates. Selection of the optimal composition of structural lightweight concrete, was carried out by the calculation and experimental method. Unlike conventional concrete, for lightweight concrete, in addition to the requirements for the strength of concrete and the workability of the mixture, it is necessary to ensure the requirement for a given density of concrete [1,2].

From expanded clay concrete on carbonate sand, experimental batches of wall stones, wall blocks, slabs and coatings were made and tested.

Test results:

1. Average strength of SKU-1 stones was 3.01 MPa. Average strength of SKU-2 stones was 3.08 MPa. Average strength of control cubes was 3.12 MPa. Average strength of control prisms was 3.0 MPa. Frost resistance – F25.

2. Average value of blocks strength is 8.3 MPa, of cubes and prisms are respectively 10.6 MPa and 9.7 MPa, of modulus of elasticity is 7650 MPa, Poisson's ratio – 0.23. Cracks appears at load $0,92 N_{destr}$. Density in a dry state is 1140 kg/m³.

3. Floor slabs and coatings are prestressed on series 1.141-1, issue 63, mark P63.15-8At-VI, of continuous section from keralite concrete, class on compressive strength is B12.5 and density D1600. Average results of tests: cube strength is R=16.3 MPa, prism strength R_b=14.2 MPa, E_b=13630 MPa, ρ=1570 kg/m³. Control destructive load is q_p^k =1310 kg/m², experimental destructive load on the nine floor was q_{destr}^{exp}

=1616 kg/m², control deflection at control load $q_f^k=593$ kg/m² is f_{κ}
=14.8 mm. Actual deflection at control load q_f^k is $f_{\kappa}^{\text{exp}}=7.95$ mm. First
cracks appeared at load $q^{\text{exp}}=1422$ kg/m².

The experience of numerous domestic and foreign studies, practical experience shows that lightweight concretes on porous aggregates of various types are still an effective material of structural, structural heat-insulating and heat-insulating purpose.

The results of the research have proved the possibility of applying expanded clay concrete on carbonate sand as well as in monolithic load-bearing and enclosing structures. Researches proved the possibility of applying of expanded clay concrete on carbonate sand in monolithic load-bearing and enclosing structures and in reinforced concrete elements and structures.

[1]. Kostyuk A.I., Stolevich A.S., Makarov S.V. Influence of the structure on the strength and deformation properties of expanded clay concrete on carbonate sand // Stroitelnie konstrukcii: Resp. mezhdvdomstv. nauch.-tekh. sb. – Kyiv, 1991. – P.104-107.

[2]. Stolevich A.S., Makarov S.V., Stolevich I.A., Madii K.M., Kravchenko S.A. Structural lightweight concrete // Visnyk Odeskoyi derzhavnoyi akademii budivnytstva ta arhitektury. – Odesa, 2005. – Vol. 17. – P.246-255.

ОПТИМИЗАЦИЯ СВОЙСТВ КЕРАМЗИТОБЕТОННЫХ СМЕСЕЙ И БЕТОНОВ НА КАРБОНАТНОМ ПЕСКЕ

Приведены результаты исследований свойств керамзитобетона на карбонатных песках, смесях и бетоне, а также методика выбора оптимальных составов бетона для монолитных несущих и ограждающих конструкций жилых и общественных зданий и сооружений.

УДК 532.612:517

TOPOLOGICAL APPROACH TO INVESTIGATION OF MECHANOCHEMICAL EFFECTS IN METAL CORROSION PROCESSES UNDER TENSION

Trofimova L.E., Candidate of Technical Sciences, Associate Professor
Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture

As you know, stress corrosion is a process which occurs under conditions when a material experiences external loads and deformation. It should be noted [1] that from the standpoint of mechanochemistry with making allowance for presence of the initial stress in the surface layer of any hard body in the form of surface

tension, any naturally occurring corrosion is stress corrosion. As a result of the application of external forces to a body and its subsequent deformation, an additional surface stress is formed, which significantly affects the speed of the physicochemical dissolution process and, therefore, the rate of destruction of the material (in particular, metal structures). In this regard, finding of the laws of this phenomenon is not only of scientific, but also of practical interest.

It was experimentally established [2] that the applied mechanical stress accelerates corrosion. In order for the effect to be clearly expressed, sufficiently large stresses are needed. This result is most easily achieved through bending samples, in particular metal plates. In the thesis [3], it was for the first time experimentally discovered that the corrosion rate for the concave side of the plate is higher than for the convex side. Since the opposite sides of the curved plate differed in the sign of deformation, this phenomenon was called the mechanochemical effect of the sign of deformation in the phenomena of corrosion. It should be noted that for the first time the mechanochemical effect of the sign of deformation was recorded [4] in experiments on the dissolution of curved plates of single-crystal calcium chloride. In [3], it was also established that over time, the deformation sign effect reverses.

As follows from [1], the mechanochemical effect of the sign of deformation is inherent not only in stress corrosion processes, but also to any solid-body surface reactions. Thus, the effects discovered in [3] can be interpreted as universal and obeying a limited number of laws of nonlinear development of complex systems.

Some aspects of the mechanochemical effect of the sign of deformation in the phenomena of stress corrosion [3] are proposed to be interpreted from the standpoint of synergetics and catastrophe theory [5, 6]. In particular, it is assumed that a steel plate placed in an aggressive environment and subjected to additional force is recommended to be interpreted as a synergistic system, since within the framework of this approach, much attention is paid [5] to the understanding of the fundamental significance of symmetry and violation of symmetry. In this aspect, the violation of symmetry (i.e., the manifestation of internal differentiation between different parts of the system or between the system and its environment) embodies one of the first preconditions of complex behavior and is accompanied by the emergence of new properties.

In turn, various symmetry violations (including spatial symmetry) are taken into account [5, 6] in the structure of standard models — catastrophes: canonical equations contain a term playing the role of a “symmetry violator” or the imperfection parameter, which is geometrically represented by the asymmetric bifurcation diagram. According to catastrophe theory, a “ruffle” type catastrophe corresponds to such an evolutionary picture. In accordance with this theory, whatever character the system imperfections may have, while it in the absence of imperfections is described in canonical form by means of a function:

$$V_c(x) = \frac{1}{4}x^4 + \frac{1}{2}c_2x^2, \quad (1)$$

then, if imperfections are available, by the function:

$$V_c(x) = \frac{1}{4}x^4 + \frac{1}{2}c_2x^2 + c_1x. \quad (2)$$

A “trident”-type graph which is of frequent occurrence in bifurcation theory corresponds to the “perfect” system (1). The geometry of this diagram regulates the absence of catastrophic jumps, while in system (2) they necessarily occur when moving from one stable branch to another with increasing control parameter c_2 . In this case, parameter c_1 is interpreted as initial imperfection. It should be noted that not only various defects (structural, geometric, etc.) are permissible to be considered as imperfections, but also the effects of external fields.

In light of the foregoing, it seems possible to use the above approaches in describing and analyzing both the previously indicated effect of deformation sign (I) and the case of its reversal over time (II).

I. For a more complete picture of the representation of the process under study at short time periods, two variables (control variables in terms of catastrophe theory) are additionally introduced: the load P on the sample and deformation ε of the sample ([3] these parameters are constant). Accordingly, the mass loss of the sample (%) is interpreted in accepted terminology as a state parameter.

Catastrophe theory rigorously proves that the only type of model surface in such systems with one state parameter and two control parameters is “ruffle”. Qualitatively different system behavior is determined by various combinations of control parameters. In the case under consideration, the parameter P is called splitting parameter, since when its critical value is exceeded, the model surface splits into two sheets, i.e. its variation regulates the very probability of ambiguity of the dependence (%) on the sign ε and the occurrence of jumps. The normal parameter ε is directed along the normal (perpendicular) to the splitting factor.

An analysis of the scheme of distribution of deformations of a curved steel plate [1, 7] and curves of the dependence of the weight loss of the sample for its concave and convex sides in a 35% solution of hydrochloric acid at short time periods revealed, that the effect under consideration may be satisfactorily described by a model which geometry obeys the Maxwell's principle. In this case, a situation [5, 6] occurs, similar to the formation of a shock wave (gap) or phase transition of the first order in the areas of coexistence of different phases. In the absence of an external load ($P = 0$), the mass loss (%) is the same for the opposite sides of the sample. After passing through some value P_{cr} a manifestation of the deformation sign effect begins, which increases as the load increases. The structure of the model is designed with consideration to the fact that the dissolution rate is higher for the concave side than for the convex side. The upper sheet of the assembly corresponds to the mechanochemical dissolution effect for the compressed side of the curved plate, and the lower sheet – for the stretched side.

The projection of the flat sector of manifold of the catastrophe “ruffle” onto the plane of control parameters is the so-called Maxwell's set. According to this bifurcation scheme, movement from one sheet to another occurs whenever the

control parameter ε crosses the set (structure of the shock wave), i.e. changes its sign to the opposite. Thus, deformation of the sample ε in this case should be interpreted as the initial imperfection with making allowance for presence in the initial (undistorted) state of surface tension which is added to the applied stress when the plate is stretched and subtracted from it when the plate is compressed. In other words, this symmetry-breaking single control parameter of geometric imperfection is adequate to the balance of all stresses in a bent sample. Consequently, the effect of the sign of deformation in the phenomena of corrosion under stress may be interpreted (in the terminology of the involved theory) as sensitivity to imperfection.

II. To simulate the reversal of the deformation sign effect it also seems appropriate to use a catastrophe of the “ruffle” type, but under condition of observing the principle of maximum delay. According to this scenario, the system jumps into another state only when it has no other choice.

The investigated phenomenon is proposed to be described using two control parameters: P (as in the first case) and the time τ . As the state parameter, the difference in mass loss Δ (%) of the concave and convex sides of the curved sample was chosen. Thus, the top sheet of the surface corresponds to the realization of the effect of the sign of deformation, and the bottom sheet corresponds to the fact of its reversal. Since in the absence of external influence the symmetry of the sides of the plate is not broken, i.e. $\Delta(\%) = 0$, thus the corresponding section of the assembly coincides with the axis τ . The most interesting property of this surface is the presence of two fold lines starting at the so-called assembly point B which form a P bifurcation curve with a tip at point B_1 on the plane of the control parameters τ . These points correspond to the P_{cr} value (in presence of the time coordinate), which, if reached, after some time [3] causes occurrence of cracks, which initiate the phenomenon of reversal of the deformation sign effect. It should be noted that when constructing the topological model, the acceleration of the onset of crack formation according to increase in load (i.e., a decrease in withstanding) is to be taken into account.

Thus, qualitative features of behavior (signs of catastrophe) of the under study make it possible to simulate the general picture of the ongoing mechanochemical processes. In particular, the interpretation of the effect of the sign of deformation as sensitivity to imperfection does not contradict the provisions of mechanochemistry. In addition, expanding the scope of the experiment (due to the directed variation of the qualitative and quantitative composition of the aggressive environment, the type and value of external influences, etc.) will make it possible to use synergetic ideas for further research of these nontrivial effects, which have been first discovered in laboratory systems [3].

According to Poston and Stewart, the catastrophe theory approach should be seen as predicting what would be useful to look for, rather than what should certainly be seen. At present, only experiment may serve for determining which

aspects of the considered phenomena may be effectively described using this approach, and which may not [6].

- [1]. A. I. Rusanov, Lectures on the thermodynamics of surfaces. St. Petersburg, Lan, 2013, p. 240.
- [2]. E. M. Hutman, Mechanochemistry of metals and corrosion protection. Moscow, Metallurgiiia, 1974, p. 230.
- [3]. A. I. Rusanov, N. B. Uriev, P. V. Eryukin, T. G. Movchan and N. E. Esipova, Discovery of Effect of the Sign of Deformation in Stress Corrosion Phenomena, Dokl. Russian Akad. of Sciences. Vol. 395, No.3 (2004), pp. 364-366.
- [4]. G. V. Berenshtein, A. M. Diachenko and A. I. Rusanov, Mechanochemical effect of dissolution, Dokl. Akad. Nauk SSSR. Vol. 298, No.6 (1988), pp. 1402-1404.
- [5]. G. Nicolis, I. Prigogine, Self-Organization in Non-Equilibrium Systems [Russian translation], Moscow, Mir, 1979, p. 512.
- [6]. T. Poston, I. Stewart, Catastrophe Theory and Its Applications [Russian translation], Moscow, Mir, 1980, p. 608.
- [7]. L. D. Landau, E.M. Lifshitz, Theoretical physics. Vol. VII: Theory of Elasticity, Moscow, Nauka, 1987, p. 248.

ТОПОЛОГИЧЕСКИЙ ПОДХОД К ИССЛЕДОВАНИЮ МЕХАНОХИМИЧЕСКИХ ЭФФЕКТОВ В ПРОЦЕССАХ КОРРОЗИИ МЕТАЛЛОВ ПОД НАПРЯЖЕНИЕМ

Предложено описывать некоторые аспекты механохимического эффекта знака деформации в явлениях коррозии металлов под напряжением с позиций синергетики и теории катастроф. Находящаяся в агрессивной среде и подвергающаяся дополнительному силовому воздействию стальная пластина трактуется как синергетическая система. Показано, что качественные особенности исследуемых систем обуславливают возможность моделирования общей картины происходящих процессов. Такой подход определяет направление оптимизации различных ситуаций как исследовательского, так и прикладного характера.

УДК 004.94:539.3

FEATURES OF SIMULATION OF WEAR –OUT CRUSHING TOOL OF WOOD RAW MATERIAL CHOPPER AFTER SURFACE PLASMA HARDENING

**Verameichyk A.I., PhD, Ass. Prof., Zheltkovich A.E., PhD, Ass. Prof.,
Hvisevich V.M., PhD, Prof.**
Brest State Technical University, Brest, Belarus

When using installations for crushing waste wood from furniture production, special details (knives) are used. Parts are made in the form of truncated pyramid of steel 40X – National Standard (42Cr4 – DIN, 5140 – AISI /ASTM) are used.

Such parts are strengthened by tridimensional quenching. During operation, the knives were subjected to mechanical wear-out (consumption) and dynamic loads, as a result of which there were not only intensive deteriorations of their cutting head, but also a breaking out of pieces of metal (Fig. 1).

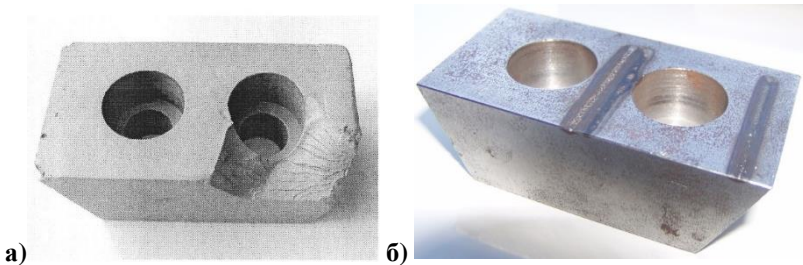


Fig. 1. Wood raw material choppers:

- a) after operation during hardening by tridimensional thermo-hardening;
- b) with applied plasmatic track

That sort of mode of failure is typical for details which were hardening by tridimensional thermo-hardening and is due to the occurrence of significant mechanical stresses and brittle behavior (embrittlement) of metal. To avoid the occurrence of such defects in the material, it is proposed to use local surface plasma hardening of the cutting edge of the crushing tool of a chopper with a moving plasma arc.

Local surface plasma hardening most fully provides an optimal combination of the viscosity value of the core of the detail with high surface hardness. Such plasma hardening is widely used both in small-scale and single (including repair), and large-scale and mass production [1, 2]. However, the surface properties of the parts after surface plasma hardening are not well studied yet. Particularly relevant are studies of the wear resisting property of hardened parts.

A study of wear-out of knife after thermal treatment was carried out. To determine the amount of wear-out, two batches of five details each hardened with tridimensional thermo-hardening and hardened with a plasma arc were selected, which corresponded to the following operation time: No. 1 – basic part (non-operated); No. 2 – after monthly operation; No. 3, No. 4, No. 5 – after 2, 3, 4 – month operation, respectively.

Comparative profile measurements of the parts were performed on the Mistral 070705 laser scanning complex with PC- DMIS PRO Software which allows 3D monitoring with the provision of control protocols. Based on the results of measurements, the shape of the part was determined and the results were processed by SolidWorks, which built a 3D model of the part (Fig. 2).

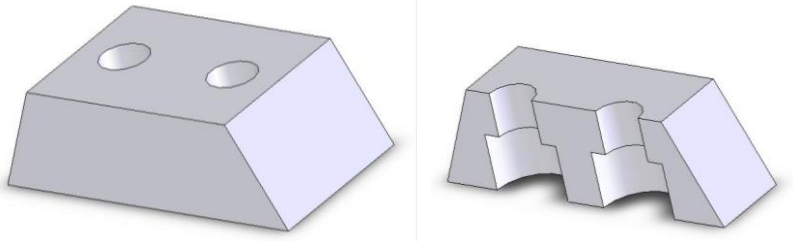


Fig. 2. Computer model of knife

Further, the part was divided by planes A-D into parts, with the separating of the studied fragment by plane T (Fig. 3).

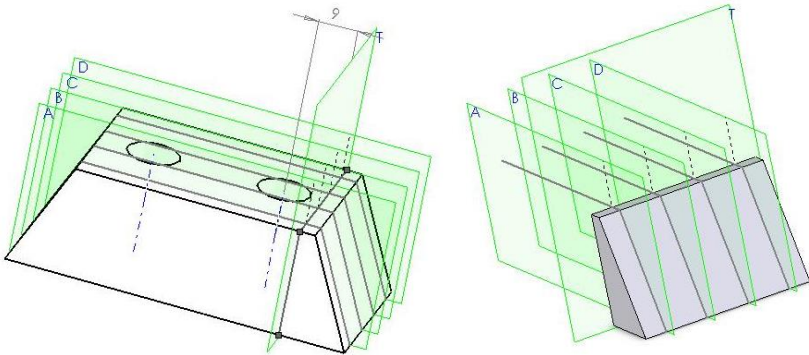


Fig. 3. Position of planar surfaces for analysis of the fragment under study

On the generated curves, a surface is plotted using the technique of "pulling" of profiles (Fig. 4).

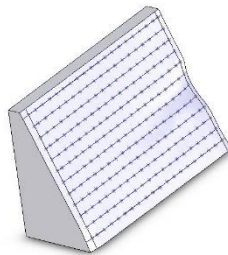


Fig. 4. Surface of fragment of detail to be analyzed

Using planes A-D, planar elements of the corresponding fragments of details were plotted. With the help of AutoCAD program the areas of the considered

elements were calculated. The following formula was used to calculate the detail's wear-out factor:

$$\Phi_{nm} = \frac{S_{1m} - S_{nm}}{S_{1m}} \cdot 100\% , \quad (1)$$

where Φ_{nm} – the relative percentage of consumption of the detail (wear-out factor), S_{nm} – the area of the analyzed section for the corresponding detail n as accordance to the plane surface m ; n – the detail number ($n = 1-5$), m – the name of the corresponding plane surfaces ($m = A, B, C, D$).

Table 1. Wear-out factor of wood raw material chopper's detail

Plane „m” Part No. „n”	A	B	C	D
1	0	0	0	0
2	0,522716	0,372987	0,291704	0,207708
3	7,328701	6,059883	5,660922	5,152895
4	9,530224	9,146942	9,312608	10,18617
5	17,91177	18,1535	17,13107	18,88431

Based on the obtained data, dependencies of relative wear-out of details hardened with tridimensional thermo-hardening and hardened by use of plasma arc (surface plasma hardening) are built (Fig. 5).

The useful life of the crushing tool of wood raw material chopper after surface plasma hardening is increased by 2.1 times as compared to tridimensional thermo-hardening method.

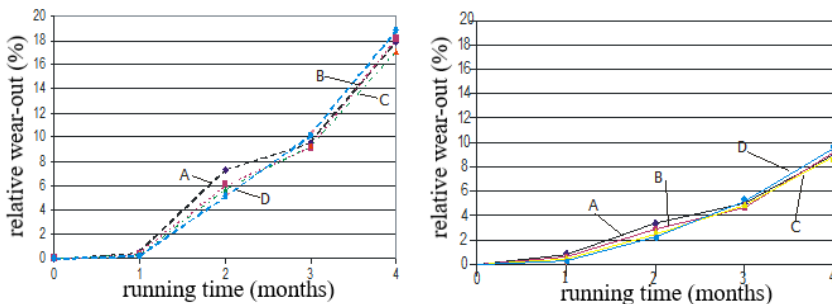


Fig. 5. Wear-out diagrams of knives hardened by:

a) tridimensional thermo-hardening way; b) surface plasma hardening way

[1]. Davis J.R. (2002). Surface Hardening of Steels: Understanding the Basics // ASM International, Materials Park, Ohio. 319 p.

[2]. Legcinskij L.K., Samotugin S.S., Pirch I.I., Komar V.I. (1990). Plazmennoe poverhnostnoe uprochnenie. Kiev, Tekhnika. 107 p.

ОСОБЕННОСТИ МОДЕЛИРОВАНИЯ ИЗНОСА ИЗМЕЛЬЧИТЕЛЯ ДРЕВЕСНОГО СЫРЬЯ ПОСЛЕ ПОВЕРХНОСТНОЙ ПЛАЗМЕННОЙ ЗАКАЛКИ

Проведено компьютерное моделирование износа ножа-измельчителя установки для переработки древесных отходов после поверхностной плазменной закалки движущейся плазменной дугой.

UDK 666.914

THEORETICAL AND EXPERIMENTAL STUDIES OF ENERGETICS OF THE DOLOMITE DECARBONIZATION PROCESS

Vinnichenko V.I., Doctor of Engineering, Professor

Cool Clean Researches & Technologies, France, vvinnichenko@ukr.net

Riazanov A.N.¹, PhD of Engineering, Professor,

Riazanov A.A.², Engineer

Ufa State Petroleum Technological University, Ufa, Republic of Bashkortostan, Russia

¹aryazanov@hotmail.com, ²stow-team@live.ru

Rakhimov R.Z., Doctor of Engineering, Professor

Kazan State University of Architecture and Engineering, Kazan, Tatarstan, Russia,

rahimov@kgasu.ru

Vinnichenko O.V., PhD of Economics, Docent

Kharkiv National University of Civil Engineering and Architecture, Kharkiv, Ukraine,

vi_a_vi@mail.ru

Dolomite rocks are one of the most common varieties of mineral commodities slightly developed by the construction industry. They may be used for the production of various types of binders and construction materials thereunder [1-2]. But nowadays such materials are actually not produced by the domestic industry, although a large number of construction materials and products based on magnesium carbonate (magnesites) and double calcium and magnesium carbonates (dolomites) are supplied from abroad. Various types of finishing and heat-insulating materials are made with the application of such binders [2-4]. One of the magnesia binder advantages is much less energy costs for the production thereof as compared with the production of lime and Portland cement [5]. Less gaseous pollutants are released under the dolomite firing [6-7]. The principal advantages of magnesia binders are: high mechanical strength with fast growth thereof in the initial period of hardening, better ultimate bending strength values as compared with other binders, dense structure of hardened magnesia stone under low true and average density, low heat conductivity, high bond strength with aggregates when

making magnesia concretes and mortars, as well as high corrosion resistance [8-12]. The hardening products of some magnesia binders are known to have an extremely high resistance to seawater, alkali soil water, saline, and alkali solutions, much higher than the resistance of the hardening products of special Portland cement types [12]. The above properties indicate the advisability of developing technologies for making such binders and materials thereunder [9]. On the other hand, much coal-based waste has been accumulated. The problem of industrial waste disposal and recycling is still extremely pressing. The ecological danger of coal waste piles is widely covered [13-15]. They are both the initial commodities and at the same time they may be partially used as fuel for the construction materials industry under the integrated application of waste. In addition, waste disposal enables to solve the environmental problems, improve the lands by removing the waste piles therefrom, and reduce harmful emissions. Theoretical and experimental energy costing for the dolomite binder firing is the aim of the paper.

Theoretical costs of heat energy for dolomite firing are (220-230) kcal/kg of clinker. For comparison, theoretical heat consumption for firing Portland cement clinker is (420-430) kcal/kg of clinker, on average. Actual fuel consumption for firing depends on the commodity moisture and efficiency of the heat generating unit. Fuel consumption for firing dolomite clinker is reduced by 47% as compared to Portland cement clinker, i.e. almost twice under equal conditions of the initial moisture content of the commodity and the furnace efficiency.

Thermodynamic analysis of the waste organic component affecting dissociation reactions of magnesium carbonate has revealed that reaction is thermodynamically possible at temperatures above 600 K, and MgO presence is thermodynamically possible at lower temperatures, with the organic component containing in the waste. The thermodynamic studies results indicate that the involvement of carbon and the products of gasification thereof in the dissociation reactions of magnesium carbonate enable to reduce the temperature of starting the decomposition reaction of $MgCO_3$.

The possibility and advisability of joint application of waste coal and dolomite waste to obtain binders is first determined by the nature of the behavior under heating of the organic component of the waste coal. Gravity concentration waste of the Belorechensk concentrating mill and Krasnoyarsk dolomite were used for making the studies.

The process of thermal oxidative breakdown characterized by the release of gaseous volatile products is within the temperature range of 100-366.8 °C. Under further heating the processes of thermal breakdown of the organic mass of waste is intensified accompanied by the release of volatile substances and resins, occurring together with the dehydration of aqueous oxides of aluminosilicates. The character of the effect i.e. two maxima on the DSC curve indicates that the composition of the organic component is inhomogeneous. On the DTA curve, intense exothermic effects with a maximum at 480 °C and 550 °C correspond to this process. The process ends at 654.4°C, there with a 9.73% weight loss is observed due to volatile organic compound release.

The process of thermal breakdown of the organic component within 654.4-980 °C temperature range is known as semicoking with the formation of a liquid phase - the plastic state of coal - with the subsequent transformation thereof into semicoke.

The deflections of the DTA curve after heating above 750 °C indicate the stepwise process of dolomite decarbonization. The intense endothermic effect at 815.9 °C corresponds to the magnesium carbonate dissociation, while the endothermic effect with a maximum at 919.8 °C corresponds to the calcium carbonate dissociation. Energy consumption for endothermic decarbonization reactions of magnesium and calcium carbonates is 758.2 J/g (Area – 758.2 J/g).

Waste coal adding to the dolomite, the character of thermal effects is significantly changing, although the features of thermochemical transformations of the waste organic component remain. The exothermic effects seen on the DTA curve at 486.4 °C, 489.0 °C and 485.8 °C are due to thermal oxidative breakdown of the organic component of the waste coal.

The endothermic process of the decarbonization effect of $MgCO_3$ and $CaCO_3$ with the waste is seen to undergo significant changes. First, the curve has two distinct peaks: one is the decarbonization of $MgCO_3$ at 822.4 °C and the second one is the decarbonization of $CaCO_3$ at 882.2 °C. The waste coal in the mixture increasing to 1:3, there is one exothermic peak at 849.3 °C.

Combustion of the waste organic component at the required temperature and oxygen results in exothermic transformations and is accompanied by a change in the internal heat content of the system. This is confirmed by a significant reduction of area occupied by curves on the heat patterns that are recording endothermic reactions from the point of starting the heat absorption to the point of end thereof.

A very interesting dependence is seen when analyzing the heat required for the decarbonization reaction.

The total heat energy used for decarbonization of calcium and magnesium carbonates is:

- dolomite – 758.2 J/g;
- dolomite:waste mixture as 1:1 – 430.3 J/g;
- dolomite:waste mixture as 1:2 – 331.4 J/g;
- dolomite:waste mixture as 1:3 – 262.5 J/g.

Exothermic reactions in dolomite and waste mixture provide for the requirement in endothermic processes in heat energy.

The energetic advisability of obtaining dolomite binders has been theoretically substantiated.

[1]. Sorel S. Improved composition to be used as a Cement and as a Plastic Material for Molding Various Articles //United States Patent Office. Patent 53/092, 6 March, 1866, Paris, France.

[2]. Kozlova V.K. Integrated use of Taenzinskoye deposit dolomites / V.K. Kozlova, T.F. Sweet, A.M. Dushevina, A.S. Chelyshev, A.T. Pimenov // Construction materials, 2004. No.1 pp. 29-31.

- [3]. Kozlova V.K. Construction materials based on Taenzinskoye dolomite / V.K. Kozlova, A.M. Dushevina, A.S. Chelyshev // Reliability and durability of construction materials and structures: Proceedings of the III International Scientific and Technical Conference. Volgograd: VolgGASA, 2003. P.3, pp. 108-110.
- [4]. De Wolff, P.M. Hydratations prozesse und Erhartungs eigenschaften in Systemen MgO-MgCl₂ [text] / P. M. De Wolff, M. L. Walter – Levy // Zement-Kalk-Gips. – 1953, – II. №4. – P. 125-137.
- [5]. Kasai, J. Mechanism of the Hydration of Magnesia Cement [Текст] / J. Kasai, M. Ichiba, Nakanara M. //J. of Chem. Soc. of Japan, 1956. –Vol. 63, № 7. – P. 1182 -1184.
- [6]. Varvara Vinnichenko, Alexander Ryazanov. Construction binders and environmental indicators of their production Published online: 16 November 2018 Volume 230, 2018 //7th International Scientific Conference “Reliability and Durability of Railway Transport Engineering Structures and Buildings” (Transbud-2018).
- [7]. Vinnichenko, V., Ryazanov, A. Energy Efficiency of Binder Application in Concrete / International Journal of Engineering Technology, pp. 335-338 Vol 7, No 4.3 (2018).
- [8]. Vinnichenko, V., Ryazanov, A. Ecological indices of manufacture of Portland cement clinker and production of the dolomite clinker 2017 MATEC Web of Conferences 116, 01020 https://www.matec-conferences.org/articles/mateconf/pdf/2017/30/mateconf_tr2017_01020.pdf
- [9]. Biryuleva D.K., Shelikhov N.S., Rakhimov R.Z. Mechanism of dolomite cement hardening // Abstracts of 3 academic lectures “Current problems of construction materials science” Saransk 1997, p.119.
- [10]. Biryuleva D.K., Shelikhov N.S., Rakhimov R.Z. Dolomite cement modified by silicate additives // Abstracts of the anniversary International scientific and practical conference “Construction 99”, Rostov-on-Don, 1999, p.49.
- [11]. Komlev V.G., Ivanov A.E., Kurkina I.D. Development of dolomite-based magnesia from Melekhovskoye deposit / Waste disposal in the production of construction materials. Abstracts: Penza, 1992.
- [12]. Komlev V.G., Ivanov A.E. Dolomite-based magnesia binder from the Melekhovskoye deposit. / Resource-saving technologies of construction materials, products and structures. Abstracts: Belgorod, 1993, pp. 53-54.
- [13]. Mazuranic, C. Magnesium oxychloride cement obtained from partially calcined dolomite [Text] / C. Mazuranic, H. Biliuski., B. Matcovic //J. Amer. Ceram. Soc, 1982. – Vol. 65. – No.10. Pp.523-526.
- [14]. The land of our anxiety. According to the report on the environmental conditions in the Donetsk region in 2004. Ed. by S. Tretyakov. - Donetsk. OOO Tsepi "EPICENTER LTD", 2005. - Pp.110-120.
- [15]. Galetsky L.S., Naumenko U.Z., Pilipchuk A.D. Technogenic deposits: a new unconventional source of mineral resources in Ukraine // Environmental ecology and habitation. 2002.- No.5-6. pp.77-81.

ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ И ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ЭНЕРГЕТИКИ ПРОЦЕССА ДЕКАРБОНИЗАЦИИ ДОЛОМИТА

Проведены теоретические и экспериментальные исследования влияния органической составляющей угольных отходов на процесс декарбонизации доломита. Показано, что совместный обжиг интенсифицирует процесс диссоциации карбонатов кальция и магния и снижает энергию эндотермических реакций.

NATURAL FIBER COMPOSITES: SUSTAINABLE and ECO-FRIENDLY MATERIALS

Sanjay Mavinkere Rangappa,

Natural Composites Research Group Lab, Department of Materials and Production Engineering, The Sirindhorn International Thai-German Graduate School of Engineering (TGGS), King Mongkut's University of Technology North Bangkok, Bangsue, Bangkok, Thailand

The role of new manufacturing machines and technologies for the development of biodegradable and renewable materials as biocomposites is increasing significantly due to their economic and ecological advantages. Therefore, in recent years, there is a growing interest from academic and industry sectors in replacing non-renewable glass and carbon fibre composites with more sustainable, energy efficient and environmentally friendly biobased composites.

One of the biggest challenges for the transport sector for example is to improve fuel economy and reduce the carbon footprint by adhering CO₂ emission legislations i.e. the CAFÉ regulation or in Europe to reach the target of 95 grams of CO₂ per kilometre for each car sold, by 2020. The higher density composites reinforced with glass fibres (2.5 g/cm³) gives products and components with considerably higher mass, which causes higher fuel consumption in all transport applications. With the use of lightweight sustainable composites reinforced with natural biofibres with much lower density (approximately 1.15 g/cm³), can contribute a significant weight and cost saving.

Biocomposites are materials made from renewable resources. Biofibers and biobased matrices are used to produce 100% biobased composites. Due to their sustainable attributes, biocomposites have been investigated extensively in recent years and the application of biocomposites in key industry sectors such as automotive, marine and construction is growing.

The advantages of using biofibers (flax, hemp, jute, date palm) over conventional reinforcing fibers (carbon, glass and aramid) in biocomposites are low cost, low density, recyclability and biodegradability. However, their mechanical properties, structural morphologies, manufacturing process as well as long term durability in harsh environments is not fully understood which has hindered the applications of these sustainable composites in structural applications.

This work focuses on pressure treatment of biocomposites by new manufacturing machines and technologies for the the development of sustainable biocomposites from agricultural biowastes such as wheat, barley, and sunflower seed in combination with biodegradable polymers such as Bioepoxy for use in structural, load bearing applications. The proposed biowastes are abundantly available in Russia and the utilisation of these eoc-friendly resources will significantly help in achieving circular economy. Currently, there are no studies on the agricultural biowaste based composites as well no work has recorded on

pressure treatment of biocomposites by recent manufacturing machines and technologies.

Goals and objectives of the work. This project aims at developing novel biobased composites and investigate their potential in structural applications. The project further aims in exploiting the complimentary expertise of the partner institutions. The following objectives are outlined in order to achieve the aims:

- Development of sustainable lightweight biocomposites by using environmentally and economically effective pressure treatment by recent manufacturing machines and technologies for added values to enhance the overall performance.
- Testing and characterisation of structural morphology, mechanical (tensile, flexural, interlaminar and impact) and thermal properties using the-state-of art equipment available in both institutions.
- Accelerated weathering to predict lifecycle assessments to be used in semi-structural or structural applications in key industrial sectors (automotive, marine, construction and building and furniture).
- Dissemination of results through high impact factor journal publications and presentation in international conferences.

Scientific novelty of work. The outcomes of the proposed research will bring so many benefits to Russia in the field of sustainability and circular economy. The developed sustainable biobased products are an environmental friendly system which can be an alternative for the non-biodegradable materials in various sectors such as automotive, construction and building, packaging etc. Accordingly, the usage of novel biocomposites from pressure treatment could be a better option to provide some values to these items and also reduce the solid environmental waste. Economics is a primary factor for the replacement of any product in addition to the quality and performance.

Practical significance and implementation of work.

- Biocomposites are emerging as a novel and innovative class of materials being developed today. These materials are prepared by combining biofibres with bio-based and biodegradable resins (matrices). These biomaterials are of particular interest because of being light weight, fully degradable and sustainable.
- All novel lightweight sustainable biocomposite materials planned to develop within this work are to be made from renewable and biodegradable resources from agricultural waste biomass along with biopolymers.
- The growing ecological, economical, and environmental awareness has driven efforts for development of new eco-friendly sustainable materials for various engineering applications from effective pressure treatment processes with new manufacturing machines and technologies. Although several researchers have reported the structure and properties of some bio-based composites. But limited work has been done on elucidating the development of sustainable bio-based composites from pressure treatment by new manufacturing machines and technologies. So this work has attracted much attention to different applications recently, so the use of pressure treatments for bio-based composites has emerged gradually.

- The current global scenario has a great impact on the development of new bio-based materials due to its vital advantages that are helpful in replacing synthetic and hazardous materials. The usage of bio-based materials that are renewable in the field of constructions and engineering will improve the sustainability by reducing wastages, landfills and toxic emissions leading to greener and cleaner environment. Designing environmentally friendly materials from natural resources represents a great challenge in the last decade. However, the lack of fundamental knowledge in the processing of the raw materials to fabricate the composites structure is still a major challenge for potential applications. In this context, have carried out significant ground breaking research work covering pressure treatment biocomposites by new manufacturing process.

Research methods.

- Most of the resources for this work are abundantly available in Russia so extraction and synthesis of materials, fabrication and preparation of composites and samples, physico-chemical, mechanical, thermal and accelerated weathering analysis will be carried out.

- The proposed research project is experimental based quantitative. The methods to carry out the research work are: Collection of and extraction of agricultural waste biomass from the relevant plants through water retting process. Various chemical treatments (such as Alkali treatment, Benzoyl Peroxide, Potassium Permanganate, and Steric Acid) to remove the impurities and dust present on the fibre surface. Characterization of agricultural waste for suitability to use in biocomposites by physical analysis, chemical analysis, Fourier transform-infrared (FT-IR) spectroscopy, X-ray diffraction method (XRD), Thermogravimetric analysis (TGA), Scanning electron microscopy (SEM).

- Fabrication of new class of biocomposites by pressure treatment process called vacuum bagging method. The mechanical properties and performance evaluation of biocomposite specimens as per ASTM standards. Accelerated weathering are to be performed according to ASTM standard test method. The morphological characterization of the composite surface through Scanning Electron Microscopy (SEM).

Conclusion.

- The possibility of produce natural fibers with low productivity and low cost as an interesting product for countries with low wages.

- One of the most important challenges facing researchers today is achieving satisfactory interfacial bonding between natural fibers and polymers.

- The market for natural fiber composites is growing. Cost savings and the use of fewer synthetic materials will be achieved.

- Research has confirmed that materials made from renewable resources, such as natural fibers embedded in a matrix of polymers called biopolymers, are a good alternative to synthetic fiber composites.

ГЕНЕЗИС СТРУКТУРЫ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОМПОЗИТОВ

Выровой В.Н., д.т.н., проф. Суханов В.Г., д.т.н., проф.

Суханова С.В., к.т.н.

Одесская государственная академия строительства и архитектуры

Елькин А.В., к.т.н.

КП «Будова», г. Одесса

Десятилетиями исчисляемое активное, успешное и осмысленное использование в естественно-научных исследованиях системного подхода [1] даёт основание рассматривать любой выделенный для исследования объект как систему, обращать специальное внимание на его структуру. Именно структура объекта, как совокупность иерархически оформленных устойчивых связей между её элементами, обеспечивает его целостность и наличие интегративных свойств как основных признаков системы.

Строительные композиты (СК) - материалы, изделия, конструкции - являются открытыми, сложными, динамическими полиструктурными системами, с наличием в них различных уровней структурных неоднородностей [2]. Как известно [3], механизмы структурообразования на каждом из уровней различны, что не препятствует их согласованному взаимодействию, которое проявляется и обеспечивается по сетевому (или «паутинному») принципу. Обладая способностью к самоорганизации, такие системы состоят из множества многофункциональных элементов, различных по своей активности при внешних воздействиях любого рода. При взаимодействии эти элементы способны инициировать и проявлять явления сотрудничества или конфронтации, кооперации или дезинтеграции и т.п.

Анализ результатов, выбранных для исследования СК, показал, что на формирование структуры материала оказывает влияние геометрический образ (форма и размеры) изделия или конструкции. Геометрические характеристики изделия инициируют процессы структурной организации материала под себя, что позволяет сделать вывод о неразделённости структуры материала и структуры конструкции. Для эффективного использования конструкции-системы в системе конструкций-систем следует учитывать возможную трансформацию структурных изменений для очередного этапа развития структуры конструкции по типу «от достигнутого». Конструкция при всей сложности собственной организации становится элементом более сложной структуры объектов-систем и, через структурные перестройки, адаптируется к новым условиям существования.

Спецификой самоорганизованных систем является многовариантность совокупных химических, физических и механических процессов и явлений на различных уровнях структурных неоднородностей. Это обеспечивает взаимообусловленную многовекторность структурных изменений в течение

всех периодов жизненного цикла системы. Широкий диапазон разноплановых процессов предполагает сосуществование гаммы концепций, описывающих оформление, динамику развития структуры и её влияние на изменение свойств СК. Перспективной, на наш взгляд, является концепция многоочагового структурообразования, под которым понимается спонтанный процесс самопроизвольного возникновения структурообразующих центров (очагов), которые образуют локальные структуры с индивидуальным для каждой структуры набором элементов. Образование замкнутых на себя локальных структур приводит к зарождению и развитию новых для системы элементов - поверхностей раздела [5]. Возникнув, поверхности раздела предопределяют последующие направления структурных трансформаций. Логическая цепочка «исходный состав - свойства» разрывается. Начинается очередной этап развития «от достигнутого», что свидетельствует о революционно-эволюционном характере становления структуры развивающихся систем. Взаимодействие отдельных элементов и новых структурных образований через или посредством поверхностей раздела вынужденно вызывает их изменение. Внутренние процессы диффузионного массопереноса, развитие объёмных термических деформаций и объёмных изменений, связанных с физико-механическими явлениями в вязущих, определяются и лимитируются поверхностями раздела.

В результате таких взаимодействий поверхности раздела могут вырождаться в поры, капилляры и трещины. При направленной миграции ионов в объём несплошностей объём поверхностей раздела может быть заполнен продуктами новой фазы, что даёт возможность проявиться известным фактам «самозалечивания», характерным для материала на неорганических вязущих. Такие трансформации поверхностей раздела ведут к тому, что в изначально условно непрерывной среде самозарождаются несплошности в виде пор, капилляров, поверхностей раздела и трещин.

[1]. Партон В. З. Механика разрушения // Издательство ЛКИ. – 2020. – с. 135.

[2]. Суханов В. Г., Выровой В. Н., Коробко О. А. Структура материала в структуре конструкции // Полиграф. – 2016. – с. 100.

[3]. Выровой В. Н., Дорофеев В. С., Суханов В. Г. Композиционные строительные материалы и конструкции: структура, самоорганизация, свойства // Издательство «ТЕС». – 2010. – с. 46.

GENESIS OF THE STRUCTURE OF BUILDING COMPOSITES

Controlling the process of structure formation of building composites (DC) is a prerequisite for obtaining the given properties of materials, designed in the appropriate constructive forms. The proposed approach, which considers the genesis of the BC structure through various structural elements, makes it possible, understanding the interdependence of the ongoing mechanical, physical and chemical processes, to influence the formation of the required set of DC structures.

DEVELOPMENT OF ANALYTICAL CALCULATION METHOD FOR AXISYMMETRIC OSCILLATIONS OF CIRCULAR AND ANNULAR PLATES ON VARIABLE WINKLER ELASTIC FOUNDATION

Yu Krutii, M Surianinov, V Osadchii, V Kolomiichuk

Odesa State Academy of Civil Engineering and Architecture

Circular and annular plates are widely used model in the calculation of structural elements of construction objects, machine building, shipbuilding, aircraft building, instrument-making and other fields of technology. The theory of calculating such plates is discussed in detail in the works [1-3] and many others.

One of the most actual problems is the calculation of circular and annular plates lying on a solid elastic foundation. In particular, the basement of circular structures, which rest on the ground, are calculated exactly as a circular plate on an elastic foundation. Winkler model is often used among the models of ground foundations. In this case, in integral form there is a number of modifications of this model, which allow to take into account the heterogeneous properties of the foundation, both in plan and depth. The most common modification is the model of the variable modulus of subgrade reaction. Such a model, for example, is used in calculating the stress-strain state of the structure foundations lying on the loess soils, in which subsidence is characteristic. In this case, the modulus of subgrade reaction is a variable value, depending on the coordinates in which the draft of the foundation is determined.

An analytical method for calculating axisymmetric vibrations of circular and annular plates on a variable elastic Winkler base is presented. The proposed calculation method is based on the exact solution of the oscillation equation with the subsequent development of a method for its numerical implementation. To construct an exact solution, the direct integration method is used, which was previously developed by one of the authors for differential equations with continuous variable coefficients. The proposed method does not require the discretization of the considered structure and it is a real alternative to the application of approximate methods during solving this types of problems. Based on the exact solution of the differential equation, this method will allow to obtain better picture of oscillations in comparison with approximate methods. In fact, the exact solution has qualitative information and forms the most complete picture of the physical phenomenon that is researched.

Whenever the research of any physical phenomenon is reduced to a differential equation, the key question is constructing its exact (analytical) solution. However, the researchers often deal with known mathematical problem, there is no universal method for integrating differential equations with variable coefficients.

This may explain the predominant use of approximate methods. This includes the problem of free axisymmetric oscillations of circular and annular plates on a variable elastic foundation. In this work, for the case where the foundation is described by Winkler model with continuous variable modulus of subgrade reaction, these difficulties were overcome. As a result, there are the following results:

1. The exact solution of the differential equation of oscillations has been set;
2. Formulas for dynamic movements and internal forces in the plate have been obtained;
3. The analytical representation for the oscillation frequency has been obtained;
4. The analytical method of numerical realization of predicted exact solutions has been proposed.

As a matter of fact, the solution of the initial problem is only reduced to the realization of desired boundary conditions and finding appropriate dimensionless oscillation coefficients from the obtained frequency equation.

- [1]. Timoshenko S, Woinowsky-Krieger S 1959 Theory of Plates and Shells McGraw-Hill
[2]. Ponomarev S, Biderman V, Likharev K, Makushin V, Malinin N, Feodos'yev V 1956 Raschety na prochnost' v mashinostroyenii Mashgiz
[3]. Vaynberg D, Vaynberg Ye 1970 Raschet plastin Budivel'nik

РАЗРАБОТКА АНАЛИТИЧЕСКОГО МЕТОДА РАСЧЕТА ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ КОЛЕБАНИЙ КРУГЛЫХ И КОЛЬЦЕВЫХ ПЛАСТИН НА ПЕРЕМЕННОМ УПРУГОМ ОСНОВАНИИ ВИНКЛЕРА

Представлен аналитический метод расчета осесимметричных колебаний круглых и кольцевых пластин на переменном упругом основании Винклера. Предлагаемый метод расчета основан на точном решении уравнения колебаний с последующей разработкой метода его численной реализации. Для построения точного решения используется метод прямого интегрирования, который ранее был разработан одним из авторов для дифференциальных уравнений с непрерывными переменными коэффициентами. Предлагаемый метод не требует дискретизации рассматриваемой структуры и является реальной альтернативой применению приближенных методов при решении подобных задач. Этот метод, основанный на точном решении дифференциального уравнения, позволит получить лучшую картину колебаний по сравнению с приближенными методами. Фактически точное решение несет качественную информацию и формирует наиболее полную картину исследуемого физического явления.

ПЕРЕМЕЩЕНИЯ АРМАТУРЫ ПЕРПЕНДИКУЛЯРНО ЕЕ ОСИ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ КРУТИЛЬНОЙ ЖЕСТКОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С НОРМАЛЬНЫМИ ТРЕЩИНАМИ

Азизов Т.Н., д.т.н., проф.

Уманский государственный педагогический университет имени Павла Тычины

Кочкарев Д.В., д.т.н., проф.

Национальный университета водного хозяйства и природопользования

Цыганенко Л.А., к.т.н., доц., Цыганенко Г.М., ст. преподаватель,

Срибняк Н.Н., к.т.н., доц.,

Сумский национальный аграрный университет

В железобетонных конструкциях перекрытий, мостов и других сложных статически неопределимых систем на крутильные и изгибные жесткости оказывают существенное влияние пространственные, нормальные и наклонные трещины [1]. Большинство работ, связанных с деформациями при кручении предполагают наличие пространственной трещины [2–5, 6–10]. Однако такие методики не приемлемы для расчета перемещений при кручении элементов с нормальными от изгиба трещинами.

Согласно исследований авторов этих тезисов для определения крутильной жесткости железобетонных элементов с нормальными трещинами следует сначала рассечь продольную арматуру, затем определить взаимное смещение берегов трещины [11, 12, 13, 14]. После этого определяется нагельная сила и жесткость элемента с нормальными трещинами. Первая часть задачи является приближенной при решении аналитическими методами и очень трудоемкой при решении с помощью моделирования объёмными конечными элементами. В связи с этим в работах [12, 13, 14] для определения нагельной силы использована эмпирическая формула перемещения арматуры силой, перпендикулярной оси этой арматуры, которая, однако, не учитывает влияние толщины защитного слоя арматурного стержня. В свете этих проблем актуальной становится **разработка методики определения величины нагельной силы в продольной арматуре для вычисления крутильной жесткости железобетонных элементов с нормальными трещинами.**

Схема действия нагельных сил в продольной арматуре железобетонного элемента в нормальной трещине показана на рис. 2 [11].

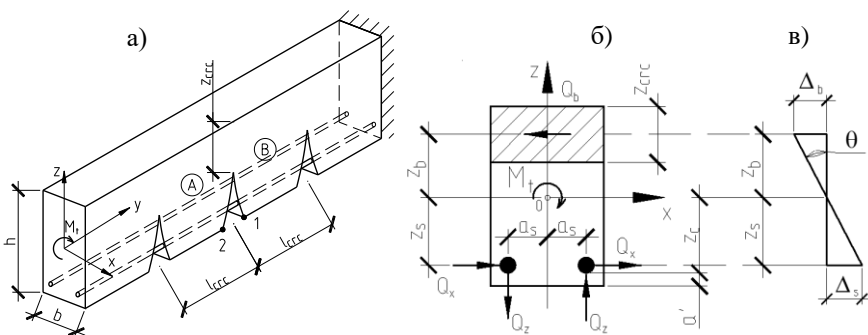


Рис. 1. Схема железобетонного элемента с нормальными трещинами, подверженного кручению – а; схема усилий –б; схема поворота в сечении с трещиной – в

Детальный анализ решения задачи определения перемещений от местных деформаций путем моделирования объемными конечными элементами выявляет большие препятствия, главное из которых – это правильное моделирование связи между бетоном и анкером при его работе на нагрузку, перпендикулярную его оси. При работе анкера на поперечную нагрузку одна часть бетона под металлическим стержнем сминается, а противоположная часть «отходит» от бетона практически без какого-либо сопротивления (рис. 2, а).

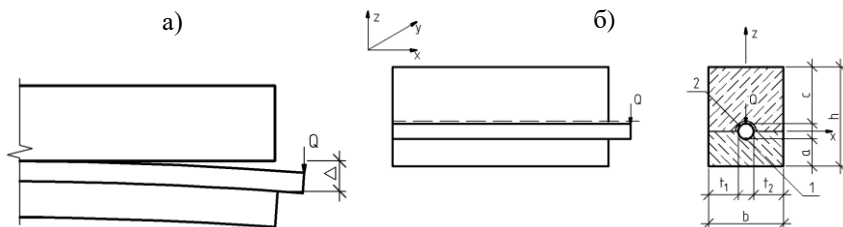


Рис. 2. Схема деформации арматурного стержня при действии поперечной нагрузки –а; схема к определению перемещения арматурного стержня от нагрузки, перпендикулярной к оси арматуры –б

Для определения перемещения анкера от поперечной нагрузки в работах авторов настоящих тезисов [11, 12] использована эмпирическая формула, которая используется для определения податливости закладных деталей [15, 10], полученная на основе обработки экспериментальных данных, из которой можно определить поперечное перемещение арматурного стержня, нагруженного нагрузкой, перпендикулярной его оси:

$$\Delta_{loc} = 1000 \frac{Q^2}{d_s^3 E_c^2} + \frac{Q}{d_s E_c} \quad (1)$$

где d_s и E_c – соответственно диаметр арматуры и модуль деформаций бетона; Q – сила, приложенная к арматурному стержню в направлении, перпендикулярном его оси.

В эмпирической формуле (1) интегрально учтены все факты сложного напряженно-деформированного состояния системы арматура–бетон. Но не учтено близкое расположение арматуры к боковой и нижней поверхности поперечного сечения элемента (см. рис. 1, б, в). С точки зрения авторов настоящих тезисов правильным будет моделирование перемещения арматурного стержня от поперечной нагрузки по схеме, показанной на рис. 2, б. Перемещение по вертикали в точке l под арматурным стержнем (по оси Z на рис. 2, б) зависит от толщины боковых защитных слоев t_1 и t_2 , нижнего защитного слоя a и верхнего защитного слоя c . Очевидно, что из серии расчетов с применением объемных конечных элементов можно получить зависимость вида:

$$\Delta = Q \cdot f(a, t, c) \quad (2)$$

где Δ – перемещение по вертикали под арматурным стержнем.

Выводы и перспективы исследований. Разработана методика определения нагельных сил в продольной арматуре и крутильной жесткости железобетонного элемента с нормальной трещиной. Приведено аппроксимационное выражение для определения перемещения арматуры от действия нагельной силы, приложенной перпендикулярно оси арматуры. Для определения взаимного смещения берегов нормальной трещины рассмотрен плоский поворот сечения относительно центра кручения. Внешний крутящий момент воспринимается за счет чистого кручения, а также от сдвига в продольной арматуре и бетоне. Части внешнего крутящего момента, приходящиеся на не треснувший бетон, горизонтальную и вертикальную составляющие нагельных сил в продольной арматуре пропорциональны их сдвиговым и крутильным жесткостям. После определения нагельных сил в продольной арматуре определяется полное перемещение в трещине, а затем и крутильная жесткость элемента.

В перспективе предполагается экспериментальная проверка предложенного метода.

[1]. Kochkarev, D., Azizov, T., Galinska, T. Design of Effective Statically Indeterminate Reinforced Concrete Beams (2020) Lecture Notes in Civil Engineering, 73, pp. 83-93.

[2]. Cowan H.J. and Armstrong S. Experiments on the Strength of Reinforced and Prestressed Concrete Beams and of Concrete-Encased Steel Joints in Combined Bending and Torsion/ Magazine of Concrete Research, Vol.6, No.19//U.K.: London,1955.- pp. 3-20.

[3]. Hsu T.T.C. Torsion of Structural Concrete A Summary on Pure Torsion // Symposium on Tor sion, SP №18, AC I, 1968.- SP-18, 165-178.

[4]. Ilker Kalkan, Saruhan Kartal. Torsional Rigidities of Reinforced Concrete Beams Subjected to Elastic Lateral Torsional Buckling. World Academy of Science, Engineering and Technology International Journal of Civil and Environmental Engineering. Vol.11, (№7). 2017. P. 969-972.

- [5]. Jikai Zhou, Wei Shen, Shifu Wang Experimental study on torsional behavior of FRC and ECC beams reinforced with GFRP bars. *Construction and Building Materials*. (152). 2017. P. 74-81.
- [6]. Kongjian Shen, Shui Wan, Y.L. Mo, Zhengwen Jiang. Theoretical analysis on full torsional behavior of RC beams strengthened with FRP materials. *Composite Structures*. (183). 2018. P. 347-357.
- [7]. Luis F.A. Bernardo, Catia S.B. Taborda and Jorge M.A. Andrade. Generalized Softened Variable Angle Truss Model for PC Beams under Torsion. *International Journal of Concrete Structures and Materials*. 2018. 12:62 <https://doi.org/10.1186/s40069-018-0285-0>
- [8]. Luis F.A. Bernardo, Jorge M.A. Andrade. A unified softened truss model for RC and PC beams under torsion. *Journal of Building Engineering*. (32). 2020. P.2-13.
- [9]. Meyyada Y. Alabdulhady, Lesley H. Sneed, Christian Carloni Torsional behavior of RC beams strengthened with PBO-FRCM composite – An experimental study *Engineering Structures*. (136). 2017. P. 393-405.
- [10]. Mohammed Sirage Ibrahim, Esayas Gebreyouhannes, Abdulkerim Muhdin, Abrham Gebre. Effect of concrete cover on the pure torsional behavior of reinforced concrete beams. *Engineering Structures*. (216). 2020. P.2-12.
- [11]. Azizov T., Kochkarev D. DETERMINATION OF THE SHIFTING FORCE IN THE REINFORCEMENT AGAINST TORSION OF REINFORCED CONCRETE ELEMENTS WITH NORMAL CRACKS // *Sciences of Europe*. – 2020. – Vol 1, № 58(2020). – P. 36-40.
- [12]. Azizov, T., Jurkowska, N., Kochkarev, D. Basis of calculation on torsion for reinforced concrete structures with normal cracks (2019) *Proceedings of the fib Symposium 2019: Concrete - Innovations in Materials, Design and Structures*, pp. 1718-1725.
- [13]. Мельник О.В. Жорсткість та міцність коробчастих залізобетонних елементів за дії деформації кручення. – Умань, 2016. – 116 с.
- [14]. Мельник О.С. Кручення в залізобетонних елементах порожнистого трикутного профілю з нормальними тріщинами. – Умань, 2013. – 109 с.
- [15]. Рекомендации по проектированию стальных закладных деталей для железобетонных конструкций/ [разраб. НИИЖБ Госстроя СССР]. – М.: Стройиздат, 1984. – 87 с.

**PERPENDICULAR TO STEEL REINFORCING BARS AXIS
DISPLACEMENTS OF REBARS FOR DETERMINATION THE
TORSIONAL STIFFNESS OF REINFORCED CONCRETE ELEMENTS
WITH NORMAL CRACKS**

The article provides a technology for determining the displacement of the end of the reinforcing bar embedded in concrete for measuring the shifting forces in the longitudinal reinforcement. Dependences of the displacement of the end of the reinforcing bar on different protective layers are shown. A formula to define the displacement of steel reinforcing bars due to the shifting force is given. The formula was obtained by the numerical computation approximation using three-dimensional finite elements. A method for determining the torsional stiffness of reinforced concrete element with normal crack is presented. In this method the pliability of the reinforcement perpendicular to its axis is also considered.

ДОСЛІДЖЕННЯ ФАКТОРІВ, ЯКІ ВПЛИВАЮТЬ НА ВИНИКНЕННЯ УШКОДЖЕНЬ ЗАЛІЗОБЕТОННИХ КОНСТРУКЦІЙ

**Астахов В.І., к.т.н., доц., Бровко Д.В., д.т.н., доц.,
Єрмоменко О.Ю., к.т.н., доц.,**

Криворізький національний університет, м. Кривий Ріг

Розвиток деградаційних процесів в залізобетонних конструкціях і накопичення в них ушкоджень визначається механізмом, інтенсивністю і тривалістю негативного впливу навколишнього середовища, агресивною по відношенню до конструкцій. Основними причинами, що призводять до відмови конструкцій і зниження їх терміну служби, є наявність дефектів будівельних конструкцій - невідповідність стандартам, нормам, технічним умовам і проекту - та умови експлуатації, непередбачувані для роботи конструкцій [1].

Розповсюджені дефекти виробництва будівельних робіт, пов'язані з арматурою, є невідповідність положень арматури проектному і недостаття її анкерівка в бетоні [2]. При таких дефектах проектна величина захисного шару бетону може не дотримуватися, що, з однієї сторони, може сприяти збільшенню плеча внутрішньої пари сил в конструкціях, які працюють на згин та збільшенню несучої здатності, а, з іншого боку, призводить до оголення арматури, утворенню усадочних тріщин на поверхні бетону, зниженню вогнестійкості конструкцій. Зменшення захисного шару також полегшує дифузію агресивних середовищ у бетоні до арматури, підвищуючи інтенсивність корозійних процесів арматури. Зміщення положень арматури каркасів може сприяти появі непроєктних внутрішніх зусиль в конструкції.

У будівельній практиці поширена еквівалентна заміна арматури. Слід зазначити, що зміна діаметру арматури в більшу сторону при зменшенні числа стержнів погіршує спільну роботу бетону і арматури, знижуючи тріщиностійкість конструкції, і як наслідок, знижує корозійну стійкість всієї конструкції.

При зимовому бетонуванні можливе розморожування поверхневих шарів бетону, що призводить до їх виключення з роботи, зменшення площі поперечного перерізу і зниження його несучої здатності. Неякісний бетон, нездатний до твердіння при низьких температурах, може мати міцність, яка буде нижче проектної на 30-50% [3].

Недостатня якість ущільнення бетону здатне знизити його міцність до двох разів. Неякісно ущільнений бетон містить підвищену кількість пор, раковин і каверн, що підвищує його проникність до агресивних середовищ, яке здатне викликати корозію елементів конструкцій, а також сприяє

зниженню морозостійкості бетону [1], [3]. Збірні залізобетонні конструкції також можуть мати знижену міцність і підвищену проникність внаслідок порушення технології теплової обробки конструкцій. Відхилення геометричних розмірів конструкцій від проектних значень ускладнює або робить неможливим улаштування стиків і з'єднань із суміжними конструкціями. Зменшення геометричних розмірів перерізів конструкцій призводить до зниження їх несучої здатності, жорсткості і тріщиностійкості.

Досвід обстеження технічного стану будівель та споруд дозволяє стверджувати, що утворення корозійних ушкоджень в збірних конструкціях обумовлене впливом, як агресивних середовищ, так і наслідком порушень технології виробництва при армуванні, укладанні бетону, його пропарюванню і фіксації арматури. Дефектами виготовлення є раковини і нещільності бетону, невідповідність величини захисного шару бетону вимогам будівельних норм і проектним значенням. Найбільш інтенсивно корозія арматури відбувається в конструкціях, де величина захисного шару бетону менше допустимої. У таких випадках фіксатори, як правило, не встановлювалися, арматурні сітки укладалися безпосередньо на опалубку. Захисний шар, при цьому, відсутній, арматура практично оголена і схильна до корозії найбільш інтенсивно.

Також фактором, який спричинює виникнення дефектів є невідповідність умов експлуатації проектним. Як правило в місцях корозійних ушкоджень відбувається тривале зволоження конструкцій. Причини замочування конструкцій полягають в дефектах і ушкодженнях гідроізоляції будівель та споруд. При цьому конструкції зволожуються атмосферними і технічними водами. Максимальні значення глибини ураження корозією арматурних стержнів реєструються в випадках значних і інтенсивних зволожений протягом тривалих періодів. Слід зазначити, що у випадках зниження величини захисного шару бетону, а також у випадках оголення арматури в результаті механічних пошкоджень і утворення раковин, корозія арматури не відбувається або незначна при відсутності зволоження конструкції. Таким чином, зволоження конструкцій є визначальним фактором корозії арматури.

При зволоженні конструкцій корозії арматури сприяє не тільки волога, а й такі пошкодження бетону, як вилугування і вивітрювання. Процес вилугування відбувається, коли через бетон фільтрується вода, вона (особливо м'яка - атмосферна) розчиняє і виносить на поверхню конструкції вапно і інші складові цементного каменю. Це призводить до підвищення проникності бетону і зниження опору корозії арматури при пористому захисному шарі бетону.

В підсумку можна зробити наступні висновки, щодо найбільш поширених дефектів залізобетонних конструкцій та факторів, які призводять до їх виникнення:

1. Найбільш поширеним і значущим пошкодженням експлуатованих залізобетонних конструкцій є корозія арматури з розтріскуванням і відшаруванням захисного шару бетону.

2. Недостатня величина захисного шару бетону - один з найбільш значущих дефектів, що впливають на корозію арматури.

3. Дефекти збірних конструкцій в більшій мірі пов'язані з порушеннями вимог величини захисного шару арматури і технології догляду за бетоном.

4. Визначальним фактором розвитку корозії арматури є агресивне середовище. Наявність дефектів, як правило, не здатна викликати інтенсивну корозію арматури, але може прискорити процеси її розвитку.

[1]. Stewart M.G. Reliability Safety Assessment of Corroding Reinforced Concrete Structures Based on Visual Inspection Information / M.G. Stewart // ACI Structural Journal, V. 107, 2010. — pp. 671-679

[2]. Обозов В.И. Влияние качества уплотнения бетона на несущую способность монолитных железобетонных перекрытий / В.И. Обозов, М.Д. Навшад // Строительная механика инженерных конструкций и сооружений: Межвузовский сборник научных трудов. Вып. 13. — М.: Из-во РУДН, 2004. — с. 40-44.

[3]. Габрусенко В.В. Аварии, дефекты и усиление железобетонных и каменных конструкций / В.В. Габрусенко // Издательство: Общество железобетонщиков Сибири и Урала. — Новосибирск, 2005. — 88 с.

INVESTIGATION OF FACTORS CAUSING DAMAGES TO REINFORCED CONCRETE STRUCTURES

The factors leading to reduced durability and premature failure of reinforced concrete structures are considered. It is found out that the defects are caused by such internal factors as quality of materials, structural aspects, and physicochemical processes inside materials. To the external factors belong mechanical and climatic impacts, aggressiveness of environment, biological factors. The most common defects of reinforced concrete structures are presented.

УДК 539.3

ПОШИРЕННЯ ХВИЛЬ ЛЕМБА В СИСТЕМІ ШАР ІДЕАЛЬНОЇ РІДИНИ - СТИСЛИВИЙ ПРУЖНИЙ ШАР ІЗ ПОЧАТКОВИМИ НАПРУЖЕННЯМИ

Багно О.М., д.ф.-м.н., провд.н.с., Щурук Г.І., к.ф.-м.н., с.н.с.

Інститут механіки імені С.П. Тимошенка НАН України, Київ, alexbag2016@gmail.com

Розвиток науки і техніки висуває нові підвищені вимоги до досліджень у галузі аерогідропружності й, зокрема, до вивчення розповсюдження хвиль у пружних тілах, що контактують з рідиною. Сутність їх полягає в необхідності

повнішого врахування властивостей реальних твердих середовищ і на цій основі адекватного опису різноманітних явищ і механічних ефектів, характерних для динамічних процесів у гідропружних хвилеводах.

У роботі розглянута задача про поширення акустичних хвиль у попередньо деформованому стисливому пружному шарі, що взаємодіє з шаром ідеальної стисливої рідини. Дослідження проведено на основі тривимірних рівнянь лінеаризованої теорії пружності скінченних деформацій для пружного шару [1] та тривимірних лінеаризованих рівнянь Ейлера для ідеальної стисливої рідини. Застосовано постановку задачі та підхід, які базуються на використанні представлень загальних розв'язків лінеаризованих рівнянь для пружного та рідкого шарів. Одержано дисперсійне рівняння, яке описує поширення мод Лемба у гідропружній системі у широкому діапазоні частот. Чисельно розв'язано характеристичне рівняння та побудовані дисперсійні криві для широкого спектру частот у випадку тонкого шару рідини. Проаналізовано вплив початкової деформації, товщини шарів пружного тіла і рідини на фазові швидкості мод Лемба.

[1]. Гузь А. Упругие волны в телах с начальными (остаточными) напряжениями: в 2-х частях. – Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing, 2016.

PROPAGATION OF LAMB WAVES IN THE SYSTEM A LAYER OF IDEAL FLUID – A COMPRESSIBLE ELASTIC LAYER WITH INITIAL STRESSES

The problem of acoustic waves propagation in a pre-strained compressible elastic layer that interacts with a layer of ideal compressible fluid is considered. The study is carried out on the basis of the three-dimensional linearized equations of theory of elasticity finite deformations for elastic layer and of three-dimensional linearized Euler equations for ideal compressible fluid. The problem statement and the approach are based on the use of representations general solutions of the linearized equations for elastic and fluid layers. A dispersion equation is received which describes the propagation of Lamb waves in hydroelastic system within a wide frequency range. The characteristic equation is solved numerically and dispersion curves are constructed for a wide range of frequencies in the case of a thin fluid layer.

РОЗРАХУНОК БАГАТОПРОЛЬОТНОЇ ОДНОПОВЕРХОВОЇ РАМИ НА СТІЙКІСТЬ

Балдук П.Г., Яременко О.О., Балдук Н.П.

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса

Теоретично питання знаходження критичного навантаження стійкості в багатопрогонових рамах був опрацьований в численних працях вітчизняних і зарубіжних вчених [1-7]. Для отримання величин критичного навантаження складається рівняння стійкості системи, яке є складним трансцендентним рівнянням. Точне рішення такого рівняння для багатопрогонових рам являє собою складну математичну задачу. У зв'язку з цим, було розроблено ряд наближених методів, які можна умовно розділити на дві групи.

До першої групи належать наближені методи, в яких багатопрольотну раму замінюється спрощеною розрахунковою схемою, в яку вводяться обмеження або на конфігурацію, або на прикладене навантаження. Як правило, для вирішення таких задач використовують класичний метод переміщень. До другої групи належать наближені методи, застосування яких можливо тільки з використанням сучасних програмних обчислювальних комплексів.

Розглядається втрата стійкості першого роду стосовно подовжньому вигину стійок вільної плоскої одноповерхової багатопрольотної рами, модель якої зображена на рис.1. На раму в вузлах діє система вертикальних сил. У загальному випадку елементи рами мають довільні геометричні і фізико-механічні характеристики, постійні по довжині елементів.

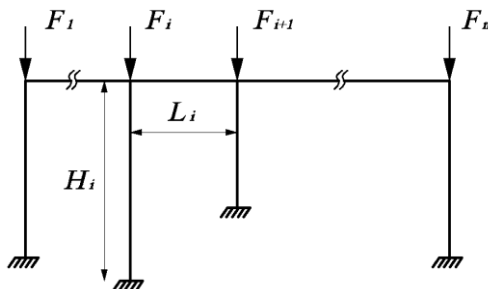


Рис.1. Плоска одноповерхова багатопрольотна рама

Так як основними невідомими методу переміщень є кутові переміщення жорстких вузлів і їх незалежні лінійні переміщення, то дана модель рами має кількість невідомих методу переміщень рівне $n + 1$, де n - кількість стійок в рамі.

Прикладені сили пов'язані між собою певним співвідношенням і змінюються пропорційно одного параметра:

$$F_1 = f_1 \cdot F_o; \dots F_2 = f_2 \cdot F_o; \dots, F_n = f_n \cdot F_o. \quad (1)$$

Система рівнянь методу переміщень при навантаженні в вузлах має вигляд:

$$\begin{pmatrix} r_{1,1}(v) & r_{1,2}(v) & \dots & r_{1,n}(v) & r_{1,n+1}(v) \\ r_{2,1}(v) & r_{2,2}(v) & \dots & r_{2,n}(v) & r_{2,n+1}(v) \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ r_{n,1}(v) & r_{n,2}(v) & \dots & r_{n,n}(v) & r_{n,n+1}(v) \\ r_{n+1,1}(v) & r_{n+1,2}(v) & \dots & r_{n+1,n}(v) & r_{n+1,n+1}(v) \end{pmatrix} \begin{bmatrix} Z_1 \\ Z_2 \\ \dots \\ Z_n \\ Z_{n+1} \end{bmatrix} = 0. \quad (2)$$

Визначення критичного навантаження полягає в пошуку коренів загального рівняння стійкості, яке отримаємо, прирівнявши нулю визначник матриці коефіцієнтів (2) за умови існуючих переміщень. Для даної моделі рами, симетричну матрицю коефіцієнтів можна уявити в блоковому вигляді:

$$D(v) = \begin{vmatrix} \left| \begin{matrix} r_{1,1}(v) & r_{1,2}(v) & \dots & r_{1,n}(v) \end{matrix} \right| & \left| \begin{matrix} r_{1,n+1}(v) \\ r_{2,n+1}(v) \\ \dots \\ r_{n,n+1}(v) \end{matrix} \right| \\ \left| \begin{matrix} r_{2,1}(v) & r_{2,2}(v) & \dots & r_{2,n}(v) \end{matrix} \right| & \left| \begin{matrix} r_{1,n+1}(v) \\ r_{2,n+1}(v) \\ \dots \\ r_{n,n+1}(v) \end{matrix} \right| \\ \dots & \dots \\ \left| \begin{matrix} r_{n,1}(v) & r_{n,2}(v) & \dots & r_{n,n}(v) \end{matrix} \right| & \left| \begin{matrix} r_{1,n+1}(v) \\ r_{2,n+1}(v) \\ \dots \\ r_{n,n+1}(v) \end{matrix} \right| \\ \left| \begin{matrix} r_{n+1,1}(v) & r_{n+1,2}(v) & \dots & r_{n+1,n}(v) \end{matrix} \right| & \left| \begin{matrix} r_{1,n+1}(v) \\ r_{2,n+1}(v) \\ \dots \\ r_{n,n+1}(v) \end{matrix} \right| \end{vmatrix} = 0, \quad (3)$$

де: блок *I* - симетрична стрічкова матриця з розмірами $n \times n$; блок *II* - стовпець з розміром n ; блок *III* - транспонований блок *II*, блок *VI* - складається з одного елемента.

Відповідно до відомої методикою статичного знаходження коефіцієнтів методу переміщень і введених коефіцієнтів варіації, визначимо форму записи узагальнених коефіцієнтів цих блоків ($1 \leq i \leq n$):

$$\begin{aligned} r_{i,i} &= \frac{4EI C_i}{H_i} \varphi_2(v_i) + \frac{4EI P_{(i-1)}}{L_{i-1}} + \frac{4EI P_i}{L_i} = \\ &= \frac{4EI C_o}{H_o} \cdot \frac{s_i}{h_i} \varphi_2(v_i) + \frac{4EI P_o}{L_o} \cdot \frac{p_{i-1}}{k_{i-1}} + \frac{4EI P_o}{L_o} \cdot \frac{p_i}{k_i} = \\ &= a \cdot \frac{s_i}{h_i} \varphi_2(v_i) + b \cdot \frac{p_{i-1}}{k_{i-1}} + b \cdot \frac{p_i}{k_i}. \end{aligned} \quad (4)$$

$$r_{i,i-1} = \frac{2EI_{P_i}}{L_i} = \frac{2EI_{P_1}P_i}{L_1k_i} = \frac{b}{2} \cdot \frac{p_i}{k_i}. \quad (5)$$

$$r_{i,n+1} = -\frac{6EI_{C_i}}{H_i^2} \varphi_4(v_i) = -\frac{6EI_{C_0}}{H_o^2} \frac{S_i}{h_i^2} \varphi_4(v_i) = d \cdot \frac{S_i}{h_i^2} \varphi_4(v_i). \quad (6)$$

$$\begin{aligned} r_{n+1,n+1} &= \frac{12EI_{C_1}}{H_1^3} \eta_2(v_1) + \frac{12EI_{C_2}}{H_2^3} \eta_2(v_2) + \dots + \frac{12EI_{C_n}}{H_n^3} \eta_2(v_n) = \\ &= \frac{12EI_{C_0}}{H_o^3} \cdot \left[\frac{S_1}{h_1^3} \eta_2(v_1) + \frac{S_2}{h_2^3} \eta_2(v_2) + \dots + \frac{S_n}{h_n^3} \eta_2(v_n) \right] = \\ &= c \cdot \left[\frac{S_1}{h_1^3} \eta_2(v_1) + \frac{S_2}{h_2^3} \eta_2(v_2) + \dots + \frac{S_n}{h_n^3} \eta_2(v_n) \right]. \end{aligned} \quad (7)$$

У формулах (4) ÷ (6) введені позначення:

$$a = \frac{4EI_{C_0}}{H_o}; \quad b = \frac{4EI_{P_0}}{L_o}; \quad c = \frac{12EI_{C_0}}{H_o^3}; \quad d = -\frac{6EI_{C_0}}{H_o^2}, \quad (8)$$

та наступні коефіцієнти варіацій характеристик моделі: h_i - по довжині висоти стійок; S_i - за величиною згинальної жорсткості стійок; k_i - по довжині ригелів; P_i - за величиною згинальної жорсткості ригелів; f_i - за величиною сил. Формули 4-х узагальнених коефіцієнтів (4)÷(7), дозволяють отримати запис будь-якого з елементів блокових матриць загального рівняння стійкості. Всі нелінійні параметри функцій, які входять в загальне рівняння стійкості (3), приводимо до одного аргументу. Тоді і усі коефіцієнти визначника будуть функціями тільки цього аргументу $r_{i,k}(v) = \Phi_{i,k}(v_o)$ і рівняння (3) матиме такий вигляд :

$$D(v_o) = \left| \Phi_{i,k}(v_o) \right| = 0. \quad (9)$$

Рівняння критичного стану системи (9) є складним трансцендентним рівнянням. Таке рівняння може бути вирішено тільки шляхом підбору або методом послідовних наближень. Точне рішення рівняння при $n > 2$ являє собою складну математичну задачу, вирішення якої можливе лише з використанням обчислювальної техніки. Задіяти для вирішення поставленого завдання універсальні обчислювальні комплекси, такі як ANSYS, LIRA та інші, не завжди доцільно з багатьох причин. Отримана компактна форма

запису узагальнених коефіцієнтів матриці загального рівняння стійкості дозволяє істотно полегшити створення алгоритмів і написання комп'ютерних програм, призначених для вирішення подібних завдань.

Запропонована методика була реалізована у програмі в таблицях Excel. Програма дозволяє легко знайти критичне навантаження для запропонованої моделі, та зробити аналіз впливу зміни геометричних і фізико-механічних параметрів елементів моделі на значення критичних сил системи.

Для верифікації результатів розрахунку складеної програми було виконано ряд тестових розрахунків рам на стійкість, що мають точне або наближене рішення [2; 3; 8]. Розбіжність в результатах обчислення значень критичних сил незначна (не перевищує 1%).

[1]. Смирнов А.Ф., Александров А.В., Лашеников Б.Я., Шапошников Н.Н. Строительная механика. Динамика и устойчивость сооружений. – М.: Стройиздат, 1984. С. 416.

[2]. Снитко Н. К. Устойчивость стержневых систем//Москва. 1952. С. 156–165.

[3]. Корноухов Н. В. Прочность и устойчивость стержневых систем//Стройиздат. 1949.

[4]. Wood RH. Effective lengths of columns in multistorey buildings. Struct Eng 1974:52.

[5]. BSI. 1993-1. Design of steel structures general rules and rules for buildings. London:BSI; 2005.

[6]. Webber A., Orr J.J., Shepherd P., Crothers K. The effective length of columns in multi-storey frames Engineering Structures 102. 2015. С. 132–143.

[7]. Ewnetie A., Zerayohannes G. Investigation on applicability of substitute beam - Column frame for design of reinforced concrete sway Frames Journal of EEA, Vol. 33, December 2015. С. 13-25.

[8]. Рогоцкий С. А. Устойчивость стержневых систем с подвижными узлами//Труды УПИ, сборник 44. Госстройиздат. 1953.

CALCULATION OF MULTI-FLIGHT SINGLE-STOREY FRAME FOR SUSTAINABILITY

The first kind of buckling is considered in relation to the buckling of the struts of a flat free single-storey multi-span frame under the action of vertical forces. The frame elements have arbitrary reduced stiffnesses that are constant along the length of the elements. The system of nonlinear equations of the displacement method is solved. The matrix of coefficients of the system of equations is presented in block form. Formulas of generalized coefficients for each of the matrix blocks are determined. Using the formulas for the generalized coefficients, we obtain any element of the matrix of the general stability equation. A slight correction of the formulas of generalized coefficients allows us to extend the proposed methodology for calculating the stability of non-free frames (overpasses). The resulting compact notation of the generalized coefficients of the matrix of the stability equation makes it possible to significantly facilitate the creation of algorithms and the writing of computer programs designed to solve such problems. The formulas of the generalized coefficients were used when writing the program in Excel tables, which made it easy to analyze the influence of the reduced stiffness of any of the model elements on the values of the critical forces of the system. To verify the compiled program, a number of test calculations of frames for stability were performed, which have an exact solution.

АГРЕГИРОВАНИЕ ИДЕНТИЧНЫХ МЕХАНИЧЕСКИХ СИСТЕМ С КОЛЕБАНИЯМИ

Барабанов И.Н.¹, к.ф.-м.н., Тхай В.Н.², д.ф.-м.н., проф.

Институт проблем управления им. В.А. Трапезникова РАН, Москва,

ivbar@ipu.ru, tkhai@ipu.ru

Рассматриваются k идентичных механических систем с n степенями свободы каждая, описываемые уравнениями Лагранжа второго рода и подверженные действию позиционных сил. Предполагается, что отдельная система допускает семейство $\Sigma_l(h)$ одночастотных колебаний по параметру h . Решается задача агрегирования множества систем в связанную систему с притягивающим циклом, близким к колебанию не связанных систем.

Используется метод, в котором множество не связанных идентичных механических систем рассматривается как одна механическая система. Согласно постановке задачи эта система допускает семейство $\Sigma(h) = \bigcup \Sigma_l(h)$ невырожденных симметричных периодических движений. Для системы строится управляемая механическая система. Используется ε -малое универсальное управление, существование которого обосновано в [1,2]. Дальнейшее исследование проводится в рамках управляемой механической системы [2].

В результате, агрегированная связанная механическая система, где связи-управления задаются формулами

$$u_s = \sigma \left[1 - \frac{K(h^*)\rho}{k} \right] \sum_{i,j=1}^{kn} r_{sj} \dot{q}_j, \quad \rho = \sum_{s=1}^{kn} q_s^2, \quad r_{ij} = \text{const}, \quad s = 1, \dots, kn$$

с коэффициентами r_{ij} положительно определенной квадратичной формы, всегда допускает орбитально асимптотически устойчивый цикл, близкий к колебанию с $h = h^*$ не связанных систем. Число σ принимается равным 1 (при $K(h^*)/dh < 0$) или -1 (при $K(h^*)/dh > 0$), $K(h)$ – характеристика отдельной системы.

Работа выполнена при частичной финансовой поддержке Российского фонда фундаментальных исследований (19-01-00146).

[1]. Тхай В.Н. Стабилизация колебания управляемой механической системы // АИТ. 2019. № 11. С. 83-92.

[2]. Тхай В.Н. Стабилизация колебания управляемой механической системы с N степенями свободы // АиТ. 2020. № 9. С. 93-104.

AGGREGATION OF IDENTICAL MECHANICAL SYSTEMS WITH OSCILLATIONS

We consider identical mechanical systems described by Lagrange's equations of the second kind and subject to the action of positional forces. It is assumed that a separate system allows for single-frequency oscillation. The problem of aggregating the set of systems into a coupled system with an attractive cycle close to the oscillation of uncoupled systems is solved. For this purpose, weak universal coupling controls are found.

УДК 624.04

НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ СЖАТЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ С УЧЕТОМ ПОЛЗУЧЕСТИ И ВЛИЯНИЯ АГРЕССИВНОЙ СРЕДЫ.

Бекирова М. М., к.т.н., доцент

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса,
bekirova.ogasa@gmail.com

Рассматриваемый сжатый железобетонный стержень с зонами симметричного влияния агрессивной среды глубиной h_v (рис. 1), при этом "ползёт" ядро стержня h_r и зоны влияния h_v . Если железобетонный стержень работает при обычной температуре, тогда арматура не "ползёт".

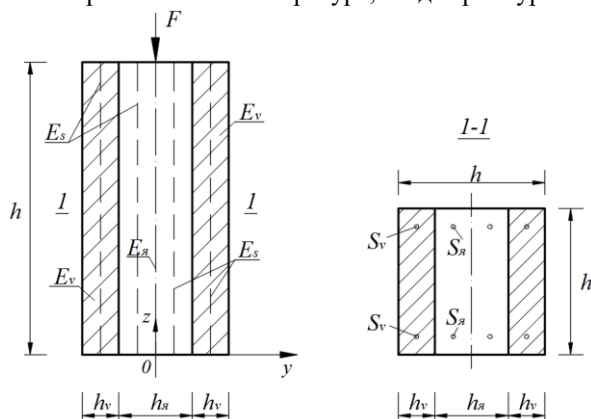


Рис. 1 Сжатый железобетонный элемент с зонами симметричного влияния агрессивной среды h_v

Было составлено уравнение равновесия на ось z :

$$F = N_{я} + N_{v} + N_{s}. \quad (1)$$

Получилось уравнение с тремя неизвестными, то есть задача статически неопределимая. Поэтому использовалось условие совместности деформаций

$$\varepsilon_{я} = \varepsilon_{v} - \varepsilon_{s}. \quad (2)$$

Задан физический закон, задача решается в физически линейной постановке с учётом ползучести [1].

$$\begin{aligned} \varepsilon_{v}(t) &= \frac{\sigma_{v}(t)}{E_{v}(t)} \int_{\tau_1}^t \sigma(\tau) \frac{\partial \delta_{v}(t, \tau)}{\partial \tau} d\tau, \\ \varepsilon_{я}(t) &= \frac{\sigma_{a}(t)}{E_{я}(t)} \int_0^t \sigma_{я}(\tau) \frac{\partial \delta_{я}(t, \tau)}{\partial \tau} d\tau, \\ \varepsilon_{s} &= \frac{\sigma_s}{E_s}, \end{aligned} \quad (3)$$

здесь $\delta(t, \tau)$ – полная относительная деформация.

$$\delta_{я}(t, \tau) = \frac{1}{E_{я}} + C_{я}(t, \tau), \quad \delta_{v}(t, \tau) = \frac{1}{E_{v}} + C_{v}(t, \tau),$$

где $C(t, \tau)$ – мера ползучести.

При решении поставленной задачи будем применять теорию упругой наследственности (ТУН).

Тогда $C(t, \tau)$ для ядра и зоны воздействия имеет вид:

$$C(t, \tau) = C_0 \left[1 - e^{-\gamma(t-\tau)} \right],$$

где C_0 – предельная мера ползучести.

Согласно (2) $\gamma_{я} = \gamma_{v} = \gamma$.

После записи напряжения через резольвенту и ряда математических преобразований, получим разрешимое уравнение, то есть уравнение с одним неизвестным $\sigma_s(t)$.

Интегральное уравнение сводим к дифференциальному, проинтегрировав его дважды по t [2]. Получим дифференциальное уравнение относительно $\sigma_s(t)$. Силу F считаем постоянной.

Решением уравнения будет:

$$\sigma_s(t) = C_1 \cdot e^{\lambda_1 t} + C_2 \cdot e^{\lambda_2 t} + C_3. \quad (4)$$

Напряжения зависят от двух переменных t и τ , но это решение записано для старого бетона, когда ползучесть затухает.

Поэтому C_1 и C_2 определяем из начальных условий, а C_3 при $t \rightarrow \infty$.

$$\sigma_s(\infty) = \frac{\sigma_0}{(1 - \mu_v)\alpha_{\text{яс}}^{\partial l} + \mu_v\alpha_{\text{вс}}^{\partial l} + \mu_s}. \quad (5)$$

Напряжение $\sigma_s(\infty)$ для железобетонного стержня означает, что $t \rightarrow \infty$, это время, когда затухают деформации ползучести. Довольно длительное время: 10-20 лет.

Решение (5) дает конкретное представление о том, как влияет ползучесть и агрессивная среда на напряжённое состояние железобетонного стержня. Нужно следить за тем, чтобы напряжения в бетоне не достигали уровня длительной прочности бетона.

Таким образом, общее решение:

$$\sigma_s(t) = C_1 \cdot e^{\lambda_1 t} + C_2 \cdot e^{\lambda_2 t} + \sigma_s(\infty). \quad (6)$$

Произвольные постоянные определяются при $t = \tau_1$, то есть это упруго-мгновенная задача. Полученную систему уравнений решаем и получим выражения для $\sigma_s(t, \tau)$ и по нему определим деформации:

$$\varepsilon_s(t, \tau) = \frac{\sigma_s(t, \tau)}{E_s}. \quad (7)$$

Напряжения и деформации во времени увеличиваются. Напряжения не должны быть больше определенной величины и оставаться постоянными во времени.

Пусть время эксплуатации t_3 и напряжения $\sigma_{\text{я}}(t_3)$ и $\sigma_{\text{в}}(t_3)$ больше не растут. Применяя условие совместности деформаций и делая ряд математических преобразований получим выражение для сжимающей силы

F_{t_3} .

$$F_{t_3} = \left[(A_0 - A_b)\delta_{\text{я}}(t_3 - \tau_1) + A_b \frac{\delta_{\text{я}}(t_3, \tau_1)}{\delta_{\text{в}}(t_3 - \tau_1)} + \mu \frac{\delta_{\text{я}}(t_3, \tau_1)}{E_s} \right] \delta_{\text{я}}(t_3, \tau_1). \quad (8)$$

По (8) при силе F_{t_3} , напряжения будут постоянными с момента t_3 .

Выводы:

1. Напряженно деформированное состояние железобетонных сжатых элементов с учетом ползучести и влияния агрессивной среды формируется во времени.
2. Эту задачу нужно решать и с применением других теорий (НТС и ТС).
3. Приведенное решение справедливо для железобетонных элементов, загружаемых в достаточно зрелом возрасте.

[1]. Улицкий И. И., Чжан Я. О., Гольшев А. Б. Теория и расчёт железобетонных стержневых конструкций с учётом длительных процессов. – Киев: Будівельник. – 1967 – 348с.

[2]. Прокопович И. Е. Влияние длительных процессов на напряжённое и деформированное состояние сооружений. – М.: Стройиздат. – 1963 – 240с.

STRESS STATE OF COMPRESSED REINFORCED CONCRETE ELEMENTS TAKING INTO ACCOUNT CREEP AND INFLUENCE OF AN AGGRESSIVE ENVIRONMENT

Deformation in concrete and reinforced concrete columns depends on the voltage level. If the stresses are less than the long-term strength, the deformations decay with time, when the stresses in the concrete are greater than the long-term strength, then the deformations increase. Reinforcement restrains deformations in concrete, while aggressive media increases creep deformations. When solving these problems, we are faced with internally statically undefined systems. The degree of static uncertainty is greater than in the case of calculating reinforced concrete structures without taking into account the influence of the external environment. When considering the process of soaking, the influence of the external environment can be considered as non-aggressive.

УДК 677.055.621

ОЦІНКА ВПЛИВУ НА НАДІЙНІСТЬ МАШИНИ КОНСТРУКТИВНОЇ ЗМІНИ ОДНОГО З МЕХАНІЗМІВ

Березін Л.М., кт.н., доц.

Київський національний університет технологій та дизайну, lnb07@ukr.net

Сучасне виробництво машин характеризується спрощеною адаптацією до інноваційних рішень, які спрямовані на покращення техніко-технологічних параметрів. Важливим при проектуванні є порівняльний вибір раціонального конструктивного варіанту із запропонованих та можливість його оцінки за заданим критерієм, наприклад, за надійністю машини як складової якості. Враховуючи, що аналітичні дослідження надійності потребують подальшої експериментальної перевірки, перевагу віддають передусім експлуатаційним випробуванням в умовах виробництва [1]. Пропонується спрощений підхід по уточненню надійності машини при внесени кардинальних змін в її конструкцію, наприклад, при заміні одного з механізмів.

Розглядаємо оцінку надійності машин за наробітками на відмову на основі результатів випробувань з розмежуванням відмов за механізмами.

Нехай до складу машини входить n механізмів, середні наробітки яких позначаємо як T_i . Складаємо варіаційний ряд середніх наробітків механізмів за умовою їх зростання виду $T_1 < T_2 < \dots < T_n$, а далі обчислюємо кількість відмов для кожного з механізмів $[k_i]$ за фіксований час T_{max} як найбільше ціле від наближеного значення $k_i = \frac{T_{max}}{T_i}$, (1)

де T_{max} - максимальне значення середнього наробітку найбільш надійного з механізмів.

У відповідності до (1) та при відповідному округленні отримаємо ряд натуральних чисел як кількість відмов механізмів машини виду $[k_1], [k_2] \dots [k_n]$. Тоді загальна кількість відмов машини за час T_{max} , яка визначається відмовами послідовно з'єднаних за умовою надійності механізмів, становить

$$v = \sum_{i=1}^n [k_i] \text{ відмови.}$$

Для обчислення середнього наробітку до відмови T_{cp} машини як сукупності механізмів, необхідна інформація про поточний час відмов. Для цього виконуємо суміщення всіх даних про наробітки складових механізмів з подальшим складанням матриці моментів відмов машини ($n \times [k_1]$) [2], а саме $T = |T_{ij}|_{n \times [k_1]}$, де $T_1[k_1]$ - момент часу $[k_1]$ - ої відмови першого механізму, а T_{n1} - момент часу першої відмови n -ого механізму. Таким чином, в позначенні T_{ij} маємо i та j - номери механізмів та їх відповідні відмови.

Тоді стосовно машини справедлива наступна матриця:

$$T = \begin{vmatrix} T_1 & 2 \times T_1 & 3 \times T_1 & \dots & ([k_1] - 1) \times T_1 & [k_1] \times T_1 \\ T_2 & 2 \times T_2 & 3 \times T_2 & \dots & [k_2] \times T_2 & 0 \\ \dots & \dots & \dots & \dots & \dots & \dots \\ T_n & 0 & 0 & \dots & 0 & 0 \end{vmatrix}, \quad (2)$$

де середній наробіток кожного із механізмів визначається відповідним рядком матриці (2) часу відмов як

$$T_1 = [T_{11} \ T_{12} \ T_{13} \ \dots \ T_{1[k_1]}];$$

$$T_2 = [T_{21} \ T_{22} \ T_{23} \ \dots \ T_{2[k_2]}];$$

$$T_n = \begin{bmatrix} \dots \\ T_{n1} \end{bmatrix}.$$

Далі виконуємо перехід від рядків матриці до об'єднаного рядка поточного часу відмов всієї машини виду $T = [T_\gamma]$ [2], а саме:

$$T = [T_{11} \ T_{12} \dots T_{1[k_1]} \ T_{21} \ T_{22} \dots T_{2[k_2]} \dots T_{n1}], \quad (3)$$

де γ - порядковий номер часу відмови машини в цілому (звичайно, що $\gamma \leq \nu$).

Після упорядкування рядку (3), очевидно, що середній наробіток на відмову машини доцільно визначати при експоненціальному законі розподілу поточних наробіток за формулою [1,3]:

$$T_{cp} = \frac{\sum_{i=1}^{\nu} (t_{i+1} - t_i)}{\nu}. \quad (4)$$

Порівняння результатів обчислення T_{cp} за запропонованим алгоритмом та за традиційною обробкою даних експлуатаційних спостережень [3] щодо шкарпеткового автомату типу ОЗДСУ показало, що розбіжність не перевищує 2%. Це підтверджує принципову можливість його використання для аналізу надійності.

Розглядаємо застосування представлених положень при аналізі надійності машини у випадку інноваційної зміни одного з її механізмів та спадковості конструкцій інших. Як приклад, оцінюємо за надійністю застосування в'язального механізму інноваційної конструкції із зміною рівня відбійної площини в шкарпетковому автоматі. Оскільки за інтенсивністю відмов на автоматі в'язальний механізм посідає другий рядок після системи подачі ниток, то достатньо внести корективи за результатами додаткових

випробувань тільки для рядку матриці $T'_2 = [T'_{21} \ T'_{22} \ T'_{23} \dots T'_{2[k'_2]}]$, а далі

виконати дії з переходом до $T = [T_\gamma]$ за формулою (3) та обчисленням корегованого значення середнього наробітку T'_{cp} автомату за формулою (4).

Таким чином встановлено, що при збільшенні довговічності голок в 2,4 рази, які передусім лімітують надійність, середній наробіток на відмову в'язального механізму збільшиться до $T'_2 = 24,82$ год. Тоді рядок T'_{2j} матриці

(2) включатиме $[k'_2]' = 39$ відмов за час $T_{max} = 961$ год. при $k'_2 = T_{max} / T'_2$

$(961/24,82) = 38,71$ та приймає наступний вид $T'_2 = [24,82 \ 2 \times 24,82 \ 3 \times 24,82 \dots 39 \times 24,82]$. Після перетворень та обчислень середній наробіток шкарпеткового автомату з інноваційним в'язальним механізмом буде становити 1,24 год.

Висновок. Представлено положення чисельної оцінки впливу на надійність машин змін в конструкціях її механізмів. До переваг запропонованого підходу в порівнянні з традиційним відноситься мінімізація витрат за рахунок обмеження об'ємів випробувань та обчислень при збереженні точності розрахунків.

- [1]. Березін Л. М. Оцінка довговічності та надійності в'язальних механізмів панчішно-шкарпеткових автоматів: монографія / Л.М. Березін. – К.: КНУТД, 2013. – 191 с.
[2]. Корн Г. Справочник по математике для научных работников и инженеров / Г. Корн, Т. Корн. - М.: Наука, 1974. - 832 с.
[3]. ДСТУ 3004-95. Надійність техніки. Методи оцінки показників надійності за експериментальними даними. 1996-01-01, 129 с.

ASSESSMENT OF THE IMPACT ON THE MACHINE'S RELIABILITY OF CONSTRUCTIVE CHANGE IN ONE OF THE MECHANISMS

The calculation algorithm and mathematical support for operational assessment of impact on technical and operational changes in one of the mechanisms on the reliability of the sock automatic machine as a whole in the conditions of uncertainty of the information about failures and sources of its receipt are presented.

УДК 621.923.4:621.793.74

КОНТАКТНЫЙ ТЕПЛООБМЕН РЕЖУЩЕГО АЛМАЗНОГО ДИСКА С ПОГРАНИЧНЫМ СЛОЕМ ВОЗДУХА

Беспалова А.В., д.т.н., доц., Файзулина О.А. к.т.н., доц.
Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

Лебедев В.Г. д.т.н., проф.,

Фроленкова О.В., к.т.н., Чумаченко Т.В. к.т.н., доцент
Одесский национальный политехнический университет, г. Одесса

Разрезание естественных и искусственных строительных материалов чаще всего осуществляется алмазными режущими дисками на металлической основе при скоростях резания порядка 50-80 м/с. Интенсивность процесса разрезания вызывает существенное тепловыделение, в результате которого температура диска повышается до неприемлемых величин. Значение этих неприемлемых температур составляет величины порядка 600 – 650⁰С

Следовательно, время работы алмазного отрезного диска - это время, в течение которого он нагревается при непрерывной работе до температуры 600 °С. Чем дольше это время, тем выше стойкость алмазного диска. В настоящей работе выполнено математическое моделирование процесса

взаимодействия диска с окружающей средой, по результатам которого можно определить время работоспособности диска.

Между диском и пограничным слоем происходит контактный теплообмен, а после этого происходит конвективный теплообмен между пограничным слоем и окружающим воздухом.

Рассмотрим вращение тонкого диска, нагреваемого по торцу на участке контакта и охлаждаемого с боковых поверхностей в результате контактного теплообмена с пограничным слоем. рис. 1 [1-3].

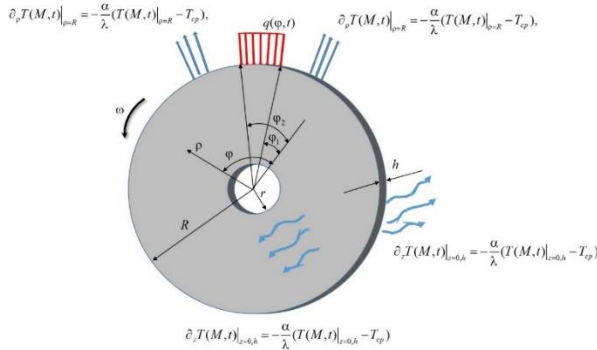


Рис. 1. Нагревание тонкого вращающегося круга, который нагревается с торца и охлаждается с боковых сторон конвекцией

Краевая задача теплопроводности для тонкого диска при наличии теплообмена через боковые поверхности с учетом угловой скорости ω в полярной системе координат (ρ, φ) имеет вид:

$$\partial_t T = \alpha \left(\partial_\rho^2 + \rho^{-1} \partial_\rho + \rho^{-2} \partial_\varphi^2 \right) T + \nu_\rho \partial_\rho T + \omega \partial_\varphi T - \frac{2\alpha_*}{\rho c b} (T - T_{bl}), \quad (1)$$

$$\partial_\rho = \frac{\partial}{\partial \rho}, \quad \partial_\varphi = \frac{\partial}{\partial \varphi}, \quad \partial_t = \frac{\partial}{\partial t}, \quad T = T(\rho, \varphi, t).$$

$$\text{Начальное условие } T(\rho, \varphi, t)_{t=0} = T_0. \quad (2)$$

Граничные условия

$$\lambda \partial_\rho T(M, t) \Big|_{\rho=R} + \alpha \left(T(M, t) \Big|_{\rho=R} - T_{cp} \right) = 0, \quad \varphi \notin [\varphi_1, \varphi_2], \quad (3)$$

$$\partial_\rho T(M, t) \Big|_{\rho=R} = -\frac{q(\varphi, t)}{\lambda}, \quad \varphi \in [\varphi_1, \varphi_2],$$

Где T_{bl} - температура пограничного слоя, T_0 - начальная температура диска, α_* - коэффициент теплоотдачи, c - удельная теплоемкость, ρ - плотность вещества ρc - Дж/м³ × град; α - коэффициент теплоотдачи; λ - коэффициент

теплопроводности; b - толщина диска; T_{cp} - температура окружающей среды.

С помощью ряда преобразований (1)-(3) приводится к виду:

$$\begin{aligned} \partial_t \Theta(M, t) = \alpha \left(\partial_r^2 + r^{-1} \partial_r + r^{-2} \partial_\varphi^2 \right) \Theta(M, t) - \\ - \frac{2\alpha}{\rho ch} \left(\Theta(M, t) - T_{cp} \right), \quad M = M(r, \varphi). \end{aligned} \quad (4)$$

$$\begin{aligned} \Theta(M, t) \Big|_{t=0} = \Theta_0, \\ \lambda \partial_\rho \Theta(M, t) \Big|_{\rho=R} = -\alpha \Theta(M, t) \Big|_{\rho=R} - T_{cp}, \quad \varphi \notin [\varphi_1, \varphi_2], \\ \lambda \Theta(M, t) \Big|_{\rho=R} = f(\varphi, t), \end{aligned} \quad (5)$$

$$f(\varphi, t) = \frac{q(\varphi, t)}{\lambda} \partial_\rho \exp \left(\frac{1}{2\alpha} r v + \frac{t}{4\alpha} \sum_{j=1}^2 v_j^2 \right), \quad \varphi \notin [\varphi_1, \varphi_2].$$

Построим разрывное решение уравнения теплопроводности для неограниченной плоскости $0 \leq \rho < \infty$, содержащей круговой дефект занимающий область $r = R$, $-\pi \leq \varphi \leq \pi$, при переходе через которую. терпят разрывы непрерывности первого рода температура $\Theta_j(\rho, \varphi)$ и тепловой поток $\partial_\rho \Theta_j(\rho, \varphi)$ с заданными скачками. $\Theta_j(\rho, \varphi)$

$$\begin{aligned} \Theta_j(R+0, \varphi) - \Theta_j(R-0, \varphi) = \langle \Theta_j(R, \varphi) \rangle, \\ \partial_\rho \Theta_j(R+0, \varphi) - \partial_\rho \Theta_j(R-0, \varphi) = \langle \partial_\rho \Theta_j(R, \varphi) \rangle, \end{aligned} \quad (6)$$

т.е. решение, которое удовлетворяет уравнению теплопроводности всюду за исключением точек дефекта. В этих точках задаются скачки температуры и теплового потока

После обращения преобразования Ханкеля, требуемое разрывное решение уравнения теплопроводности в трансформантах Фурье запишется так

$$\begin{aligned} \Theta_j(r, \varphi) = \frac{R}{2\pi} \left\{ \partial_R \int_{-\pi}^{\pi} \chi_1^{1,-}(\psi) K_0(r_*, \tilde{\mu}) d\psi - \right. \\ \left. - \int_{-\pi}^{\pi} \chi_2^{1,-}(\psi) K_0(r_*, \tilde{\mu}) d\psi \right\} + F_j(\rho, \varphi) \end{aligned} \quad (7)$$

Введем неизвестную функцию $\psi(\varphi)$, тогда граничные условия (5) запишутся следующим образом

$$\begin{aligned} \Theta_j(R+0, \varphi) + \kappa \partial_\rho \Theta_j(R+0, \varphi) &= g_-(\varphi) + \psi_+(\varphi), \\ g_-(\varphi) &= 0, |\varphi| \in (\varphi_1, \varphi_2), \quad g_-(\varphi) = g(\varphi), |\varphi| \in (\varphi_1, \varphi_2), \\ \psi_+(\varphi) &= \psi(\varphi), |\varphi| \in (\varphi_1, \varphi_2), \quad \psi_+(\varphi) = 0, |\varphi| \in (\varphi_1, \varphi_2). \end{aligned} \quad (8)$$

Удовлетворяя теперь первому граничному условию из (5) и учитывая (8) получаем интегральное уравнение

$$\begin{aligned} \frac{\partial}{\partial \varphi} \int_{\varphi_1}^{\varphi_2} \Psi_j(\eta) \Psi(\varphi - \eta) d\eta &= F(\varphi), \\ F(\varphi) &= \int_{-\pi}^{\pi} F_j(\eta) \Psi(\varphi - \eta) d\eta - \frac{\partial}{\partial \varphi} \left(\int_{-\pi}^{\varphi_1} + \int_{\varphi_2}^{\pi} \right) g(\eta) \psi(\varphi - \eta) d\eta. \end{aligned} \quad (9)$$

На рис. 2-3 представлены графики изменения температуры в зависимости от полярного угла и радиуса и различных значения температуры пограничного слоя T_{bl} , причем на рисунках 2 получены графики при угловой скорости $\omega r = 50 \text{ м/с}$, а на рис. 3 – при $\omega r = 80 \text{ м/с}$. Температура пограничного слоя изменялась с помощью трубки Ранка-Хилша при времени работы 60 с.

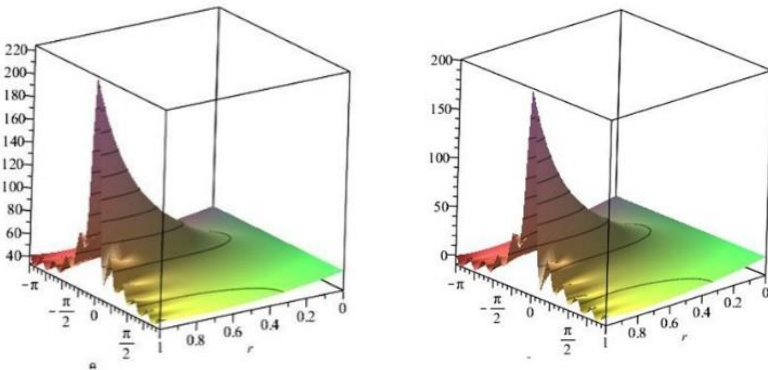


Рис.2. Температура круга при температуре пограничного слоя а) $+20^{\circ}\text{C}$;
 б) -50°C . $\omega r = 50\text{м/с}$

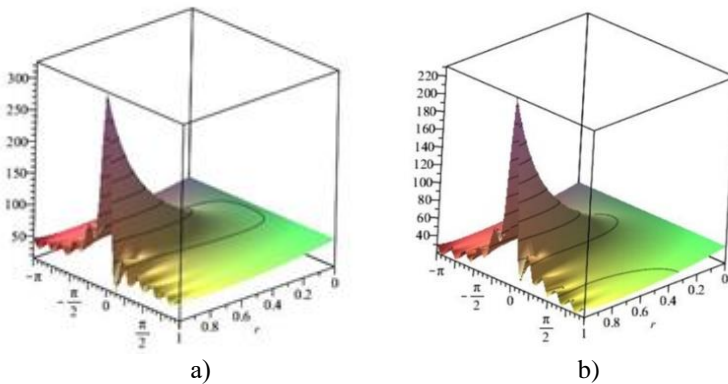


Рис. 3. Температура круга при введении в пограничный слой распыленной охлаждающей среды (туман) при угловой скорости а) $\omega r = 50\text{м/с}$;
 б) $\omega r = 80\text{м/с}$.

Выводы.

Контакты теплообмен между кругом и пограничным слоем недостаточно эффективен для снижения температуры.

При введении в пограничный слой воздуха с отрицательной температурой с помощью трубки Ранка-Хилша обеспечивает снижение температуры диска примерно на 10%.

Незначительное снижение температуры при контактном теплообмене между режущим диском и пограничным слоем объясняется низким коэффициентом теплопроводности воздуха.

При введении в пограничный слой, с помощью эжекторной трубки распыленной охлаждающей среды (охлаждение туманом), температура диска снижается на 25 %, что обеспечивает увеличение времени непрерывной работы.

[1]. Bespalova A., Lebedev V., Tonkonogyi V., Morozov Y., Frolenkova O. Cutting stone building materials and ceramic tiles with diamond disc. Proceedings of the 2nd International Conference in Design, Simulation, Manufacturing: The Innovation Exchange. DSMIE-2019, Lutsk, June 11–14, 2019, P. 510-521

[2]. Bezpalova A., Lebedev V., Morozov Y., Chumachenko T., Klymenko Nataliya. Mathematical Modeling of the Process of the Interaction of the Cutting Diamond Disk with the Environment. Grabchenko's International Conference on Advance Manufacturing Process (InterPartner-2019), Odessa, September 19-13, 2019. P. 3-14.

[3]. Bespalova A., Lebedev V., Frolenkova O., Chumachenko T. Cutting stone and ceramic building materials with diamond discs. Scientific letters of academic society of Michal Baludansky. 2019. No 7. P. 9-17.

CONTACT HEAT TRANSFER OF A CUTTING DIAMOND WHEEL WITH A BOUNDARY LAYER OF AIR

In this work, it is taken into account that during the rotation of the wheel, a boundary layer of air is created around it, which is stationary relative to the wheel. Consequently, contact heat transfer occurs between the wheel and the boundary layer, and then convective heat transfer occurs between the boundary layer and the surrounding air.

Contact heat transfer between the wheel and the boundary layer is not effective enough to lower the temperature. When air with a negative temperature is introduced into the boundary layer by means of a Rank-Hillsch tube, the wheel temperature decreases by about 10%.

When a sprayed coolant (fog cooling) is introduced into the boundary layer by means of an ejector tube, the wheel temperature decreases by 25%, which ensures an increase in the time of continuous operation.

УДК 621.9.02

ВДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ФІНІШНОЇ ОБРОБКИ РОБОЧИХ ПОВЕРХОНЬ ІНСТРУМЕНТІВ ІЗ ПКНБ

Бурлаков В.І. канд. техн. наук, доцент

Приазовський державний технічний університет м. Маріуполь,
mahaon1963@gmail.com

Розвиток сучасного машинобудування пов'язаний з розробкою і впровадженням нових матеріалів і прогресивних технологічних процесів їх обробки. Унікальні властивості кераміки дозволяють використовувати її в різних областях техніки, в тому числі, в якості різального інструменту. Через високу твердість механічна обробка інструментальних композитів на основі ПКНБ можлива лише з використанням синтетичних алмазів. Удосконалення способів обробки матеріалів на основі кучного нітриду бору пов'язано з вивченням закономірностей складного багатофакторного процесу шліфування. Продуктивність, якість поверхні, знос і стійкість інструменту, енергетичні витрати визначаються властивостями композиту, характеристиками алмазного інструменту, режимами і технологічними особливостями обладнання. Забезпечення високої якості поверхні різальних інструментів із ПКНБ – складне технічне завдання. Поряд з низькою шорсткістю, що обмежується частками мікрометрів, специфічною вимогою є відсутність дефектів поверхні у вигляді сколів, мікротріщин, мікроверн. Точкове навантаження при досить малій пластичній деформації призводить до того, що під впливом зерен алмазу кераміка, піддаючись сильним

механічним і термічним навантаження, викришується; в результаті цього виникає дефект поверхні у вигляді борозд, ширина яких перевищує площу зіткнення алмазного зерна з матеріалом, і в областях, прилеглих до них, виникають тріщини (поздовжні, радіальні, латеральні відколи й інші дефекти крихкого походження), що значно впливає на якість оброблених інструментів та їхню стійкість.

При вібро-абразивній обробці знімання металу з оброблюваних деталей здійснюється абразивом в результаті відносного переміщення робочого середовища та деталей під дією вібрації і, наприклад, відцентрової сили або тільки вібрації, при цьому механізм знімання оброблюваного матеріалу відбувається за рахунок одночасного впливу трьох механізмів – сколювання, стирання і мікрорізання.

Сколювання відбувається при зіткненні одиничних виступів зерен абразиву з оброблюваною поверхнею; стирання відбувається при взаємному, майже паралельному переміщенні деталей і наповнювача, мікрорізання супроводжується зняттям з деталей найтонших шарів матеріалу.

З усіх зазначених вище механізмів знімання матеріалу найбільший обсяг, що видаляється, припадає на мікрорізання.

Таким чином, в основу вібро-абразивної обробки покладений процес мікрорізання, який здійснюється різальними виступами абразивних зерен, що забезпечує суттєве підвищення продуктивності. Але при вібро-абразивній обробці мають місце мікроудари, які можуть збільшити дефектність оброблюваних поверхонь інструментів із ПКНБ.

Поліпшити якість обробленої поверхні можливо за рахунок введення в зону обробки магнітного поля, яке буде формувати абразивне середовище, а вібрація забезпечувати поступовий рух різальних пластин крізь абразив забезпечуючи процес мікрорізання. Таким чином процес мікрорізання буде відбуватися не в результаті ударів абразивних зерен по оброблюваній поверхні, а за рахунок стирання.

Робочі поверхні інструментів після такої обробки не мають мікротріщин і рисок обробки, характерних для звичайних методів механічної обробки, а являє собою однорідну зміцнену поверхню, здатну чинити опір знакозмінім навантаженням в процесі різання [1].

Одним з прогресивних напрямків абразивної обробки керамічних матеріалів є використання вібро-магнітно-абразивної обробки (ViMAO). Залежно від режимів обробки потужність, що витрачається на різання при обробці, менше приблизно на 40 %, ніж при звичайному шліфуванні. Робота шліфувального круга супроводжується періодичними ударами, які сприймаються різальними зернами, розташованими на передній кромці виступу сегмента кола. Під впливом ударних навантажень відбувається викришування зерен з робочого шару шліфувального круга, і на різальних виступах формуються фронтальні ділянки, кут нахилу і протяжність яких залежать від характеристики круга, часу його роботи та режимів шліфування.

Вібро-магнітно-абразивна обробка (ВіМАО) передбачає абразивне видалення припуску в присутності магнітного поля при відносному переміщенні абразивних зерен і оброблюваної поверхні. Проводити таку обробку можна із застосуванням різних абразивних середовищ: суспензій, магнітно-абразивних порошоків.

ВіМАО дозволяє керувати шорсткістю робочих поверхонь різальних пластин із ПКНБ з одночасним підвищенням продуктивності фінішної обробки. Обробка методом ВіМАО полягає в тому, що магнітно-абразивний порошок розташовується між полюсами електромагнітів, створюючи різальне середовище, щільність якого можна варіювати, змінюючи напруженість магнітного поля. Додаючи в систему вібрації, створюється рух подачі заготовок.

При русі деталі через робочу зону порошок тисне на деталь в кожній точці її поверхні, що призводить до знімання матеріалу і згладжування мікронерівностей обробленої поверхні.

Поряд з вищесказаним важливими особливостями процесу ВіМАО є також:

- можливість нівелювання абразивних зерен щодо оброблюваної поверхні;

- невеликі навантаження на абразивні зерна та відсутність температурних спалахів;

- відсутність тертя зв'язки по матеріалу деталі;

- незначне температурне навантаження на оброблюваний матеріал, що не викликає зміни структури матеріалу в локальних зонах оброблюваної поверхні і різке зменшення, в порівнянні зі шліфуванням, загальної температури різання;

- силовий вплив зерен порошку на оброблювану поверхню, дроблення елементів кристалічної решітки з утворенням більш дрібнодисперсної фази та зниження залишкових напружень [2].

У ролі зв'язки абразивного середовища використовується магнітне поле, що створює пружні абразивні стовпчики, які складається з одиничних зерен. Причому, ступінь пружності цієї зв'язки легко регулюється зміною напруженості магнітного поля, забезпечуючи різні етапи обробки. Тим самим ВіМАО може наблизитися до шліфування вільним або зв'язаним абразивом, дозволяючи використовувати переваги першого або другого виду обробки в одному робочому циклі [3].

Сили різання створюються вібрацією, а величина і напрямок цих сил визначаються напруженістю і структурою поля в робочому просторі.

На величину сил різання можна впливати, змінюючи силу струму в обмотках електромагнітів, величину зазорів між деталлю і полюсами електромагніту, а також змінюючи структуру поля в робочому просторі, яка певною мірою визначається конфігурацією полюсів електромагнітів і розмірами міжполюсного простору.

- [1]. Rakesh S. Continuous and Interrupted Hard Turning Using CBN-L Tools at Moderate Cutting Speeds / S. Rakesh, N. Manoj, K. Rajiv // International Journal of Emerging Technology and Advanced Engineering. – 2015. – Volume 5, Special Issue 4. – pp. 41-46.
- [2]. Yamaguchi H. Magnetic Abrasive Finishing of cutting tools for high-speed machining of titanium alloys / Yamaguchi H., Srivastava, A. K., Tan, M., Hashimoto F. // CIRP Journal of Manufacturing Science and Technology. – 2014. – № 7(4). – P. 299-304.
- [3]. Барон Ю. М. Индуцированные токи в процессе магнитно-абразивной обработки / Ю.М. Барон, М.М. Радкевич, В.Н. Кудрявцев // Современное машиностроение. Наука и образование. – 2019. – С. 633-642.

IMPROVEMENTS OF TECHNOLOGY OF FINISHING OF WORKING SURFACES OF TOOLS FROM PCBN

Information is given that reveals the essence of vibro-abrasive machining of superhard ceramics based on cubic boron nitride. The mechanisms of vibration processing are disclosed. The mechanism of the most favorable processing of superhard ceramics has been determined. The ways of improving the abrasive processing of cutting inserts made of superhard ceramics based on cubic boron nitride are shown

УДК 624.016

ГІБРИДИЗАЦІЯ АРМАТУРИ, ЯК СПОСІБ ПОДОЛАННЯ ОСНОВНИХ НЕДОЛІКІВ СТАЛЕВОЇ ТА КОМПОЗИТНОЇ АРМАТУРИ

**Валовой О.І., к.т.н., проф., Єрьоменко О.Ю., к.т.н., доц.,
Валовой М.О., к.т.н., доц.**

Криворізький національний університет, м. Кривий Ріг, valovoju@gmail.com

Стоянович С.В., к.т.н., ст. викл.

Національна академія образотворчого мистецтва та архітектури, м. Київ

Композитна арматура має ряд переваг перед сталевією у вигляді високої міцності на розтяг та корозійної стійкості. В той же час головними недоліками даного виду арматури вважають низький модуль пружності (крім вуглепластикової) та крихкий характер руйнування. Зважаючи на останні використання даного виду матеріалу носить обмежений характер [1].

Подолання даного недоліку пов'язують з поєднанням позитивних властивостей обох видів матеріалу, тобто створення, так званої гібридної арматури. Остання, як правило, представляє собою прутко сталевієї арматури або пучок сталевих арматурних дротів навколо яких навито ролінг композитної арматури. Переважно використовують ролінг зі скляних або базальтових волокон, оскільки він, з економічних показників, переважає ролінг з арамідних чи вуглецевих волокон. Процес виготовлення стержнів гібридної арматури показано на рис. 1.



Рисунок 1. Процес отримання стержнів гібридної арматури. а) – вигляд процесу обплетання сталевому арматурному стержню, б) – процес пултрузії під час обплетання стержня; с) – процес пултрузії під час обплетання пучка сталевих арматурних дротів.

Проведені дослідження вказують [2], [3] вказують на те, що гібридні стержні арматури мають модуль пружності співставний до модуля пружності сталевому сердечнику, а показники міцності на розтяг близьким до міцності ровінгу. При цьому визначальним фактором, який впливає на кінцеві властивості такого стержня, є відсоток вмісту сталевих арматурних дротів та її розташування. В дослідженні [4] порівнювали між собою:

- композитний арматурний стержень з скляного ровінгу (GFRP) діаметром 13 мм (тип I);
- стержень з скляного ровінгу діаметром 13мм та сталевим сердечником діаметром 4мм (тип II);
- стержень з скляного ровінгу діаметром 13мм та пучком сталевих дротів розташованих поблизу зовнішньої поверхні. Діаметр сталевих дротів склав 2мм, а його кількість в перерізі – 13шт. (тип III);
- стержень з скляного ровінгу діаметром 13мм та сталевим сердечником діаметром 9 мм (тип IV).

Поперечні перерізи досліджуваних стержнів гібридної арматури та відсотковий вміст сталевих стержнів (дроту) наведено в таблиці 1.

Таблиця 1

Досліджувані стержні гібридної арматури [4]

Тип	I	II	III	IV
Вміст сталі в перерізі, %	0	9,5	30,8	47,9
Поперечний переріз				

Зразки випробовували монотонним розтягуючим навантаженням до руйнування, фіксуючи показники міцності та жорсткості. При цьому крихкий характер руйнування було зафіксовано тальки для зразків типу I, що є типовим для композитної арматури. Отримані показники міцності та модуля пружності для розглядуваних зразків наведено в таблиці 2 [4].

Таблиця 2

Фізико-механічні показники дослідних зразків гібридної арматури [4]

Тип зразка	Модуль пружності,		Тимчасовий опір	
	ГПа	E_i / E_I	МПа	σ_i / σ_I
I	49,6	1,00	754,4	1,00
II	53,7	1,08	762,1	0,94
III	98,3	1,98	688,1	0,85
IV	133,2	2,69	715,4	0,88

Примітки.

E_i , σ_i – модуль пружності та тимчасовий опір зразка i -го типу, відповідно.

E_I , σ_I – модуль пружності та тимчасовий опір зразка I-го типу, відповідно

Аналіз даних наведених в таблиці 2 дозволяє виявити найбільш оптимальний відсоток вмісту сталеві арматури у складі гібридного стержня композитної арматури. Так зразки типу II мали показники близькі до зразків склопластикової (GFRP) арматури (контрольна серія). Вони мали показники модуля пружності на 8% більшими ніж в зразках контрольної серії, що знаходиться в межах статистичної похибки. Зразки третього та четвертого типу показали значний приріст модуля пружності – 98 % та 169 %, відповідно. Зважаючи на те, що сталеві прутки та дроти, які використовувалися при виготовленні гібридної арматури мали модуль пружності 200 Гпа, то можна дійти висновку, що приріст модуля пружності знаходився в залежності від відсоткового вмісту сталеві арматури (дротів) у складі гібридного стержня.

Підвищення модуля пружності супроводжувалося незначним зменшенням тимчасового опору на розрив порівняно зі зразками контрольної серії. Останнє пояснюється тим, що сталь мала показники міцності на розтяг менші ніж ро́вінг композитної арматури і зменшення вмісту відсотку останнього призвело до зменшення розривного зусилля. Одник падіння показників не перевищує 15 %, в той час, як модуль пружності значно збільшився.

Якщо оцінювати отримані результати з точки зору досягнутих фізико-механічних характеристик, то найкращі показники має гібридна арматура типу IV. Вона має найбільший приріст величини модуля пружності при падінні міцності на 12 %. Зразок типу II хоча і має приріст модуля пружності 98 %, але технологія його виготовлення є більш складною ніж зразка типу II та типу IV.

Можливі відхилення від сво́гоположення металевих дротів, які можуть виникнути в процесі виготовлення арматури, призведуть до складного напруженого стану в перерізі при навантаженні.

Аналіз наведених даних дозволяє стверджувати, що гібридизація арматури дозволяє позбутися головних недоліків складових матеріалів, які її утворюють, а саме уникнути корозії сталеві арматури, підвищити її

показники міцності на розтяг, а також збільшити модуль пружності до прийнятних значень, порівняно з композитною арматурою.

[1]. О. І. Валовой, О. Ю. Єрмоєнко, М. О. Валовой, В. В. Афанасьєв, П. І. Герб Несуча здатність балок із сумісним армуванням базальтопластиковою та металевую арматурою / Вчені записки Таврійського національного університету імені В. І. Вернадського. Серія : Технічні науки. - 2018. - Т. 29(68), № 6(2). - С. 173-179. - Режим доступу: http://nbuv.gov.ua/UJRN/sntuts_2018_29%2868%29_6%282%29_34

[2]. Korea Institute of Construction Technology (KICT), "Design and Construction Technology for Concrete Structures Using Advanced Composite Materials: FRP Rebars and Grids (in Korean)," Korea Research Council of Public Science and Technology, Interim Report, 2004.

[3]. Y.-J. You, Y.-H. Park, H.-Y. Kim and J.-S. Park, "Hybrid Effect on Tensile Properties of FRP Rods with Various Material Compositions," Composite Structures, Vol. 80, No. 1, 2007, pp. 117-122. <http://dx.doi.org/10.1016/j.compstruct.2006.04.065>

[4]. Seo D.-W., Park K.-T., You Y.-J., Lee S.-Y. Experimental investigation for tensile performance of GFRP-steel hybridized rebar. Adv. Mater. Sci. Eng. 2016;2016:12. doi: 10.1155/2016/9401427.

HYBRIDIZATION OF REINFORCEMENT AS A WAY TO OVERCOME THE MAIN DISADVANTAGES OF STEEL AND COMPOSITE REINFORCEMENT

The stress-strain properties of hybrid reinforcement, which consisted of a steel core (bundle of steel wires) around which the glass roving of composite reinforcement is wound, are presented. The percentage of steel in the hybrid reinforcement was 9.5%, 30.8%, 47.9% depending on the type. The tests of prototypes revealed that the modulus of elasticity of hybrid reinforcement increased by 8–169% compared with fiberglass reinforcement (control series). The modulus of elasticity increased depending on the percentage of the steel component of the hybrid reinforcement. The largest increase in the modulus of elasticity (169%) was shown by the samples with a steel content of 47.9%. The increase in the modulus of elasticity was accompanied by a slight (up to 15%) decrease in tensile strength caused by the replacement of stronger glass roving with less strong steel. Samples with hybrid reinforcement revealed plastic nature of destruction in contrast to the samples of the control series.

ВПЛИВ СКЛОПЛАСТИКОВОЇ КОМПОЗИТНОЇ АРМАТУРИ НА ПРОГИНИ ЗГИНАЛЬНИХ ЕЛЕМЕНТІВ

**Валовой О.І., к.т.н., проф., Попруга Д.В., к.т.н., доц.,
Валовой М.О., к.т.н., доц., Афанасьєв В.В. к.т.н., доц.,**
Криворізький національний університет, м. Кривий Ріг,

Деформації прогинів згинальних елементів армованих композитною арматурою, перевищують відповідні показники конструкцій з металевою робочою арматурою на 30-110 % [1-10].

Згідно програми наукового дослідження, наведеної в роботі [11], було виготовлено сім серій дослідних балок. Клас бетону дослідних зразків приймався С25/30, поперечна арматура і арматура стиснутої зони приймалася Ø6A240 (металева). Різниця між дослідними серіями балок полягала в армуванні розтягнутої зони. Схема армування і бетонування дослідних зразків наведені в роботі [11].

В якості контрольної виступали балки серії БМ-1 (балки з металевою арматурою) з армуванням розтягнутої зони металевою арматурою 3Ø12A400С.

Балки з гібридним (склопластиково-металевим) армуванням розтягнутої зони були армовані одним стержнем металевої арматури Ø12A400С і двома стержнями склопластикової арматури АКС800: серія БМС-3 – балки з металевою і склопластиковою арматурою (Ø12A400С і 2Ø10АКС800); БМС-5 – балки з металевою і склопластиковою арматурою (Ø12A400С і 2Ø12АКС800); БМС-7 – балки з металевою і склопластиковою арматурою (Ø12A400С і 2Ø14АКС800).

Балки зі склопластиковим армуванням розтягнутої зони армувалися трьома стержнями АКС800: серія БС-2 – балки зі склопластиковою арматурою (3Ø10АКС800); БС-4 – балки зі склопластиковою арматурою (3Ø12АКС800); БС-6 – балки зі склопластиковою арматурою (3Ø14АКС800).

Якщо порівнювати навантаження серій балок з металевим (БМ-1), гібридним (БМС-5) і склопластиковим армуванням (БС-4) розтягнутої зони арматурою однакового діаметру 3Ø12, на рівні прогинів f_u , можна визначити наступні залежності: рівень навантаження балок з гібридним армуванням БМС-5 на 42,28 % менший контрольної серії; навантаження балок зі склопластиковим армуванням БС-4 на 57,32 % менше серії БМ-1 (рис. 1).

Проведені експериментальні випробування балок зі склопластиковим і склопластиково-металевим армуванням розтягнутої зони показали наступні результати та закономірності в залежності від площі склопластикової арматури (рис. 1):

- навантаження при якому прогини гібридних серій балок досягли гранично допустимого значення f_u , на 30,82 – 42,28 % менші показників серії

з металевим армуванням і складають 0,52-0,62 від руйнівного навантаження F_u ;

- балки з суцільним склопластиковим армуванням розтягнутої зони показали рівень навантаження, що відповідає прогинам f_u , на 48,86 – 65,45 % менше значень контрольної серії. Розглянуті навантаження досягають значень 0,42-0,47 від руйнівного навантаження F_u ;

- на рівні експлуатаційного навантаження, що складає $0,7F_u$, прогини балок з гібридним армуванням на 104,4-166,3% перевищують показники контрольної серії і на 29,85-69,23% більше гранично допустимих значень f_u ;

- прогини серій з суцільною склопластиковою робочою арматурою, на експлуатаційному рівні навантажень, перевищують значення f_u на 63,5-90%.

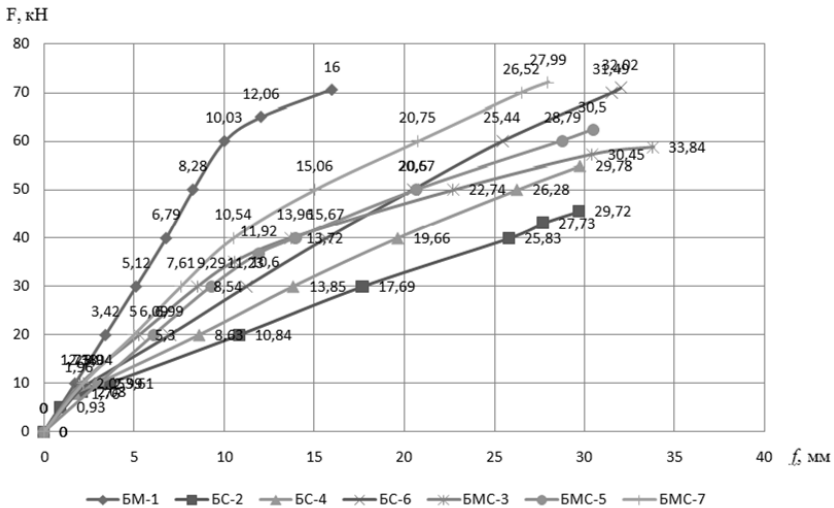


Рис. 1. Розвиток прогинів (f) дослідних серій балок від величини прикладеного навантаження (F).

[1] O. S. Soldatchenko, Durability, rigidity and crack resistance of bending structures with glass fiber reinforced polymer and basalt fiber reinforced polymer, PhD thesis, Kyiv, Ukraine, 196, (2012).

[2] K. L. Kudryakov, V. S. Plevkov and A. V. Nevskii, Strength and deformability of concrete beams reinforced by non-metallic fiber and composite rebar, IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 71 /1/012030, (2015).

[3] G. Naveen Kumar, Karthik Sundaravadivelu, Experimental Study On Flexural Behaviour Of Beams Reinforced With GFRP Rebars. IOP Conference Series: Earth and Environmental Science, 80, 1-11, (2017).

[4] S. Vivekanand, A. Sumathi, Static Behaviour of Concrete Beams Reinforced in Shear with GFRP Bars. International Journal of ChemTech Research, 8, 2, 635-642, (2015).

[5] A. A. Suzan Mustafa, A. Hilal Hassan, Behavior of concrete beams reinforced with hybrid steel and FRP composites, HBRC Journal, Housing and Building National Research

Center [Electronic resource] (2017). Information on <http://doi.org/10.1016/j.hbrj.2017.01.001>.

[6] Valovoi A., Koval P., Eremenko A., Valovoi M., Volkov S., Durability of beams with hybrid reinforcement from metal and basalt fiber reinforced polymer (BFRP) armature, MATEC Web of Conferences 230, 02035 (2018). Information on <http://doi.org/10.1051/mateconf/201823002035>.

[7] О.І. Валовой, О.Ю. Єрмоєнко, М.О. Валовой, С.О. Волков, Визначення деформацій балок зі змішаним армуванням базальтопластиковою та металевую арматурою. Вчені записки ТНУ імені В.І. Вернадського, 30 (69), 2, 5, 166-171, (2019).

[8] Iman Chitsazan, Mohsen Kobraei, Mohd Zamin Jumaat and Payam Shafigh, An experimental study on the flexural behavior of FRP RC beams and a comparison of the ultimate moment capacity with ACI. Journal of Civil Engineering and Construction Technology, 1(2), 27-42, (2010).

[9] H. Toutanji, M. Saafi, Flexural Behavior of Concrete Beams Reinforced with Glass Fiber-Reinforced Polymer (GFRP) Bars. ACI Structural Journal, 97, 5, 712-719, (2000).

[10] Denvid Lau, Hoat Joen Pam, Experimental study of hybrid FRP reinforced concrete beams. Engineering Structures, 32, 3857-3865, (2010).

[11] О. І. Валовой, Д.В. Попруга, Є.В. Люльченко, К.В. Чорна, Виготовлення будівельних конструкцій армованих металевую і склопластиковою арматурою з бетонів на відходах гірничо-збагачувальних комбінатів. Гірничий Вісник. Збірник наукових праць, 104, 130-135, (2018).

DEFLECTIONS OF THE BENDING ELEMENTS REINFORCED WITH METAL, FIBERGLASS (GLASS FIBER REINFORCED PLASTIC BAR) AND FIBERGLASS-METAL ARMATURE IN THE STRETCHED ZONE

The scientific research shows the study of deflections in flexible building structures within steel (controlled series), fibreglass (GFRP) and fibreglass (hybrid) reinforcement in the tension zones. The research paper presents the study about the deflections and durability of the bending structures reinforced in the tensile zone with metal (the control series), fiberglass (GFRP) and fiberglass-metal (hybrid) armature. The durability of the beams with the hybrid reinforcement is 88,63-111,23% of the durability of the control series with metal reinforcement in the tensile zone. The nature of the propagation of deflections for all series of beams is similar until the appearance of the first cracks. At higher load levels, the "load-deflection" ("F-f") graph of the GFRP beams reverses the slope towards the deflection direction. The work of the samples thereby corresponds to the low modulus of elasticity of the composite reinforcement. The graph "F-f" shows the additional breakage in the beams with metal and hybrid reinforcement in the tensile zone. It corresponds to the beginning of the flowability of the working metal reinforcement. It was taken the armature of the same diameter 3Ø12 for reinforcement in the tensile zone, and compared the load of the beam series with metal, hybrid and fiberglass. At the level of the maximum permissible deflections f_u , the following dependences are determined: the load level of the beams with the hybrid reinforcement is 42,28% less than in the control series; the load of beams with fiberglass reinforcement is 57,32% less than series with the metal working armature. At the level of operational load the deflections of the hybrid-reinforced beams exceed the limit values by 29,85 - 69,23%, the beams with fiberglass (GFRP) reinforcement exceed the values by 63,5-90%.

МНОГОУРОВНЕВЫЙ ПОДХОД К ОПТИМИЗАЦИИ МАТЕРИАЛА КОМПОЗИЦИОННЫХ ШПАЛ

**ВАН Чжуан^{1а}, аспирант, Кондращенко В.И.^{2б}, д.т.н., с.н.с.,
ВЭЙ Я^{3в}, к.т.н., доц.**

¹Российский университет транспорта (МИИТ), г. Москва

²Университет Цинхуа, г. Пекин

chuangw@mail.ru^а, kondrashchenko@mail.ru^б, yawei@tsinghua.edu.cn^в

Одной из основных проблем, сдерживающей широкое применение композиционных шпал на железнодорожном транспорте является высокий уровень коэффициента линейного температурного расширения (КЛТР) таких подрельсовых конструкций (шпал, мостовых и переводных брусьев), величина которого в 15-25 превышает значение в железобетонных шпалах и это отличие еще выше для деревянных шпал.

Такое отличие не обеспечивает безопасную эксплуатацию подвижного состава по рельсам, уложенных на композиционных шпалах и других подрельсовых композиционных основаниях. Поэтому важнейшей задачей является снижение величины КЛТР до оптимальных при используемых для изготовления композиционных материалов значений, что наиболее целесообразно выполнять на различных структурных уровнях материала, включая и конструкцию шпал.

Многоуровневая оптимизация материала композиционных шпал проводилась на четырех структурных уровнях (атомно-молекулярном, микро-, мезо- и макроуровне) по двум критериям – величине КЛТР и модулю упругости материала композиционной шпалы.

В качестве полимерной матрицы в шпалах использовали поливинилхлорид (ПВХ), для изменения свойств которого на различных структурных уровнях использовали (рис. 1) модифицирующий полимер (атомно-молекулярный уровень), дисперсный мел или древесную муку (микроуровень), бамбуковую фибру (мезоуровень), а также бруски бамбука, армирующие шпалу (макроуровень) по схеме, приведенной на рис. 2. Выбор каждого из компонентов структурного уровня был обусловлен их более низкой величиной КЛТР по сравнению с ПВХ.

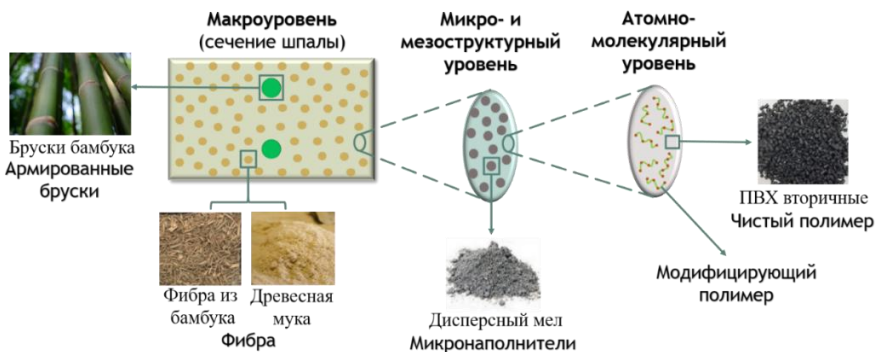


Рис. 1. Схема к многоуровневой оптимизации материала композиционных шпал

Величину КЛТР материала матрицы композиционных шпал определяли по аналитическому выражению, полученному для стохастически армированных композиционных материалов

$$\alpha_m = \int_{\varphi=0}^{2\pi} \int_{\theta=0}^{\pi/2} \int_{l=0}^{\infty} (\alpha_1^0 \cos^2 \theta + \alpha_2^0 \sin^2 \theta) f(l) g(\theta, \varphi) \sin \theta dl d\theta d\varphi, \quad (1)$$

где:

$$\alpha_1^0 = \frac{\lambda E_f \alpha_f v_f + E_c \alpha_c (1 - v_f)}{\lambda E_f v_f + E_c (1 - v_f)}, \quad (2)$$

$$\alpha_2^0 = (1 + \mu_f) \alpha_f v_f + (1 + \mu_c) \alpha_c (1 - v_f) - \alpha_1^0 (\mu_f v_f + \mu_c (1 - v_f)), \quad (3)$$

где v_f – относительное содержание по объему наполнителя в 1 м^3 матрицы композиционной шпалы, равное, отн. ед.; E_f – модуль упругости наполнителя; α_f – то же, КЛТР; μ_f – то же, коэффициент Пуассона; E_c – модуль упругости смеси ПВХ и наполнителя; α_c – то же, КЛТР; μ_c – то же, коэффициент Пуассона; λ – параметр.

Величину модуля упругости E_m материала композиционной шпалы, армированного стохастически расположенным наполнителем, определяли ЛАА-методом [1] по формуле:

$$E_m = \frac{\bar{A}_{11} \bar{A}_{22} - \bar{A}_{12}^2}{\bar{A}_{22}}, \quad (4)$$

где:

$$\bar{A}_{11} = \int_{l_{\min}}^{l_{\max}} \int_{\theta_{\min}}^{\theta_{\max}} Q_{11}^i f(l) g(\theta) dl d\theta; \quad (5)$$

$$\bar{A}_{12} = \int_{l_{\min}}^{l_{\max}} \int_{\theta_{\min}}^{\theta_{\max}} Q_{12}' f(l) g(\theta) dl d\theta; \quad (6)$$

$$\bar{A}_{22} = \int_{l_{\min}}^{l_{\max}} \int_{\theta_{\min}}^{\theta_{\max}} Q_{22}' f(l) g(\theta) dl d\theta, \quad (7)$$

а постоянные Q_{11}' , Q_{12}' , Q_{22}' определяются из матричного уравнения:

$$\begin{pmatrix} Q_{11}' \\ Q_{22}' \\ Q_{12}' \\ Q_{66}' \\ Q_{16}' \\ Q_{26}' \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} m^4 & n^4 & 2m^2n^2 & 4m^2n^2 \\ n^4 & m^4 & 2m^2n^2 & 4m^2n^2 \\ m^2n^2 & m^2n^2 & m^4 + n^4 & -4m^2n^2 \\ m^2n^2 & m^2n^2 & -2m^2n^2 & (m^2 - n^2)^2 \\ m^3n & -mn^3 & mn^3 - m^3n & 2(mn^3 - m^3n) \\ mn^3 & -m^3n & m^3n - mn^3 & 2(m^3n - mn^3) \end{pmatrix} \begin{pmatrix} Q_{11} \\ Q_{22} \\ Q_{12} \\ Q_{66} \end{pmatrix}, \quad (8)$$

в котором $m = \cos \theta$, $n = \sin \theta$, а Q_{11} , Q_{12} , Q_{22} и

$$Q_{11} = E_{11}/(1 - \mu_{12}\mu_{21}), \quad (9)$$

$$Q_{12} = \mu_{21}Q_{11}, \quad (10)$$

$$Q_{22} = E_{22}/(1 - \mu_{12}\mu_{21}), \quad (11)$$

$$Q_{66} = G_{12}. \quad (12)$$

В качестве целевой функции в задаче оптимизации состава материала композиционных шпал использовали многокритериальную целевую функцию $C_{E,\alpha,m}$, представляющую собой минимум отклонения получаемых в задаче оптимизации расчетных значений свойств материала композиционной шпалы (модуля упругости матрицы Y_E , величины КЛТР Y_α , и массы шпалы Y_m) от их некоторых рациональных значений Y_E^r , Y_α^r , Y_m^r , полученных нами при решении задачи по взаимодействию подвижного состава с земляным полотном, балластной призмой и рельсами:

$$C_{E,\alpha,m} = \lambda_E \frac{|Y_E^r - Y_E|}{Y_E^r} + \lambda_\alpha \frac{|Y_\alpha^r - Y_\alpha|}{Y_\alpha^r} + \lambda_m \frac{|Y_m^r - Y_m|}{Y_m^r} \rightarrow \min, \quad (13)$$

при выполнении ограничений на свойства материала композиционных шпал

$$A_{min}^E \leq Y_E \leq A_{max}^E; \quad (14)$$

$$A_{min}^\alpha \leq Y_\alpha \leq A_{max}^\alpha; \quad (15)$$

$$A_{min}^m \leq Y_m \leq A_{max}^m; \quad (16)$$

и на значения варьируемых переменных в псевдокомпонентах z_i ($i = 1, 2, 3$).

$$0 \leq z_i \leq 1, \quad (17)$$

для которых выполняется условие

$$z_1 + z_2 + z_3 = 1, \quad (18)$$

где $\lambda_E, \lambda_\alpha, \lambda_{mt}$ – весовые коэффициенты функций отклика Y_E, Y_α, Y_{mt} ($0 \leq \lambda_i \leq 1$ и $\lambda_E + \lambda_\alpha + \lambda_{mt} = 1$).

Значения функций отклика Y_E, Y_α, Y_{mt} получали с использованием симплекс-решетчатого планирования эксперимента в виде неполных кубических моделей общего вида

$$\hat{y} = \beta_1 z_1 + \beta_2 z_2 + \beta_3 z_3 + \beta_{12} z_1 z_2 + \beta_{13} z_1 z_3 + \beta_{23} z_2 z_3 + \gamma_{12} z_1 z_2 (z_1 - z_2) + \gamma_{13} z_1 z_3 (z_1 - z_3) + \gamma_{23} z_2 z_3 (z_2 - z_3) + \beta_{123} z_1 z_2 z_3. \quad (19)$$

По результатам решения оптимизационной задачи была получена величина КЛТР для композиционной шпалы, сопоставимая с ее значениями для железобетонных шпал: при числе армирующих шпалу бамбуковых стержней $t = 2$, $\alpha_s = 14,5 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$ и при $t = 4$, $\alpha_s = 13,8 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$, в то время как для железобетонных шпал КЛТР составляет $\alpha_{\text{бетон}} = 10,0 \times 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}$.

Расположение бамбуковых стержней в композиционных шпалах, конструкция которых защищена патентами РФ [2,] и КНР [3] поясняет рис. 2.

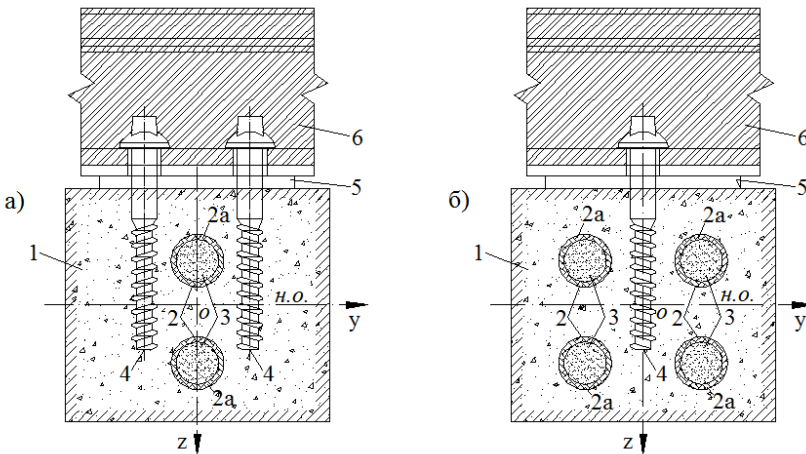


Рис. 2. Поперечное сечение композиционных шпал, армированных двумя (а) и четырьмя (б) бамбуковыми стержнями
1 – полимерная матрица; 2 – зона контакта бамбукового бруса с полимерной матрицей; 2а – бамбуковые стержни; 3 – цементно-песчаный камень; 4 – дюбели; 5 – подкладка; 6 – рельс; н.о. – нейтральная ось

Таким образом, впервые примененный многоуровневый подход – от атомно-молекулярного уровня до конструкции, позволил решить сложную задачу по достижению безопасного значения КЛТР для конструкции

композиционной шпалы, что будет способствовать их широкому применению на железнодорожном транспорте.

[1]. Fu, Shao-Yun, Bernd Lauke, and Y-W. Mai. Science and Engineering of Short Fibre-reinforced Polymer Composites. Woodhead Publishing, 2019.

[2]. Патент РФ 2707435. Композиционная шпала. Кондращенко В. И., Аскадский А. А., Аскадский А. А., Мороз П. А., ВАН Чжуан, ЦЗИН Гоцин. Дата подачи заявки: 28.02.2019. Опубликовано: 26.11.2019 Бюл. № 33.

[3]. Wang Chuang, Jing Guoqing, Kondrashchenko V.I., Zong Lu, etc. Bamboo-Reinforced Composite Railway Sleeper. Utility Model Patent: ZL 2019 2 0862218.6.

MULTILEVEL APPROACH TO OPTIMIZE MATERIAL OF COMPOSITE SLEEPERS

Multilevel optimization of the material of composite sleepers was carried out at four structural levels (atomic-molecular, micro-, meso- and macrolevels) in terms of two criteria - coefficient of thermal expansion (CTE) and elastic modulus of material, which were successfully adjusted to the required degree for the safe operation of trains.

УДК 004.942:539.3

SIMULATION OF THE PROCESS OF PUNCHING A HOLE IN SHEET METAL WITH A CYLINDRICAL PUNCH IN ANSYS EXPLICIT DYNAMICS IN THE EULER FORMULATION

Verameichyk A.I., PhD, Ass. Prof.

Brest State Technical University, Brest, Belarus

Punching holes in sheet metal is the most common sheet metal punching operation. Due to its high performance and relative ease of execution, it is very popular. Recently, there has been a need to improve some elements of the equipment due to the emergence of new materials, high-speed methods of processing them, as well as the requirements for the quality of processed products. This leads to the need to develop computer models of the punching process, allowing you to vary the modes and parameters of the process. The use of modern systems of automation of engineering calculations (SAE-systems) is currently one of the most effective ways to solve such problems in the study of the stress-strain state of bodies, the assessment of strength characteristics and the prediction of the durability of structures. The ANSYS finite element analysis software system is one of the most effective SAE systems. The ANSYS software with a special ANSYS Workbench interface allows you to successfully solve various problems of deformable solid mechanics, liquid and gas dynamics, thermophysics, etc.

ANSYS Workbench 2019 R2 uses the ANSYS Explicit Dynamics environment for solid-state dynamic analysis, which allows calculations of fast-flowing, highly nonlinear processes in Lagrange and Euler formulations and provides an opportunity to solve all the main problems of explicit dynamics and fast-flowing processes. ANSYS Explicit Dynamics is an explicit dynamics calculation program that is fully integrated into the unified Workbench work environment. The program performs calculations using the ANSYS Autodyn solvers, but in contrast, it uses the same graphical user interface as the widely used ANSYS Mechanical solver and other analytical systems of the ANSYS Workbench platform. Explicit Dynamics is part of the ANSYS Mechanical Enterprise license. [1].

The simulation was carried out taking into account the actual conditions of the punching process on the crank press KД1218. In the process of punching, the punch presses the detachable part of the metal from the entire workpiece into the hole of the die. In the initial stage of the operation, after elastic deformation, the process of plastic deformation of the workpiece, which is inevitable for plastic materials, is noted. To reduce plastic deformation in such operations, the edges of the punch and the die are sharp with a small gap between them [2]. The gap between the punch and the die varied from 5 to 15 % of the thickness of the punched metal on the side. The thickness of the punched sheet $t=4$ mm, material-steel 20 – National Standard. The material of the die and punch is steel X12MΦ – National Standard, hardness 57-60 HRC.

The geometric model is constructed using the ANSYS SpaceClaim graphics module. The 3D model of the punch-sheet-matrix system is shown in Fig. 1.

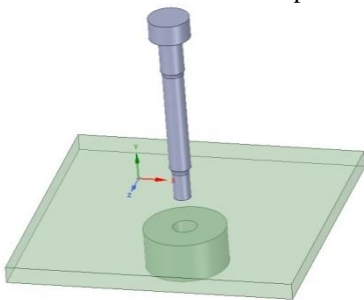


Fig. 1. 3D model of the system

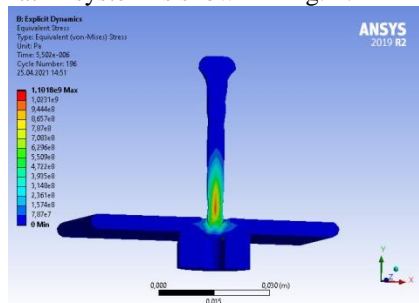


Fig. 2. Typical Mises equivalent stress distribution

Euler methods allow you to track the flow of material through the faces of cells on a grid area fixed in space. These methods are ideal for modeling the flow of materials with very large deformations [3]. When forming the problem in the ANSYS Explicit Dynamics module, the Euler grid and the initial concentration of materials were created automatically based on the geometry.

The study of the stress-strain state in the punch model and the punching force under different processing modes and geometric parameters of the punch-sheet-matrix system is carried out. A typical distribution of equivalent voltages is shown in Fig. 2.

The maximum permissible load is calculated depending on the length of the working part of the punch. The maximum length of the working part at which it is possible to carry out the punching process is set. The influence of the speed of movement of the punch on the stresses arising in it is investigated. Modeling of a punch with a modified shape of the working part did not reveal significant stress jumps along the length of the tool during the punching process, which indicates that changes in the punch configuration will not have a negative impact on its strength.

The conducted studies allow us to optimize the shape and size of the working area of the punch, the gap between the matrix and the punch, depending on their materials and the thickness of the sheet.

[1] <https://cae-expert.ru/product/ansys-explicit-dynamics>.

[2] <https://www.robur.ru/articles/factory-vliyayuschie-na-kachestvo-i-usilie-probivki>.

[3] Muhutdinov A.R. Osnovy primeneniya ANSYS Autodyn dlya resheniya zadach modelirovaniya bystroprotekeyushchih processov: uchebnoe posobie. Kazan': KNITU, 2016. – 244 c. – ISBN 978-5-7882-2115-1.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ПРОБИВКИ ОТВЕРСТИЯ В ЛИСТОВОМ МЕТАЛЛЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКИМ ПУАНСОНОМ В ANSYS EXPLICIT DYNAMICS В ПОСТАНОВКЕ ЭЙЛЕРА

Рассматривается моделирование процесса пробивки отверстий цилиндрическим пуансоном в среде ANSYS Explicit Dynamics Эйлеровым методом.

УДК 691.32/34

СТРУКТУРНА ОРГАНІЗАЦІЯ ТА ФУНКЦІОНУВАННЯ КОНСТРУКЦІЇ-СИСТЕМИ

Вировой В.М., д.т.н., проф., Коробко О.О., д.т.н., доц.,

Піщев О.В., к.т.н., Варич Г.С., ст. викладач

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса

В силу того, що різноманітні будівельні конструкції призначені для виконання конкретних цільових установок, особливу увагу необхідно приділяти періоду функціонування конструкції-системи, протягом якого підтверджується ефективність прийнятих технологічних рішень. Функціонування можна розглядати як безперервну адаптацію (самоорганізацію структури) конструкції-системи до впливу середовища експлуатації. Особливості прояву поведінки конструкції задаються її структурою [1]. Такий підхід дозволяє уявити реалізацію властивостей конструкції як інтегративний результат взаємозв'язку та взаємовпливу структурних неоднорідностей, з яких основоположне значення має матеріал

конструкції. Відповідна зміна властивостей на рівні конструкції є функцією структурних трансформацій на рівні матеріалу.

Проектний рівень властивостей матеріалу, в силу усереднення їх значень, не є критерієм абсолютно гарантованої якості конструкції при експлуатації. Можуть відбутися такі структурні зміни, що здатні спровокувати руйнування виробу раніше закінчення нормованого строку служби. Тому направлене забезпечення потрібної структури має бути домінуючим чинником при проектуванні та виготовленні будівельних конструкцій. Виходячи з цього, була поставлена задача – проаналізувати роль структурної організації в період функціонування конструкції-системи.

«Життєвий цикл» конструкції як відкритої системи, що самоорганізується, можна розділити на окремі періоди: період організації структури та формування властивостей, період активного функціонування та період втрати функціональних властивостей (руйнування). В кожному періоді відбуваються певні структурні зміни конструкції-системи.

На етапі становлення структури конструкції-системи всі структурні елементи є ініціаторами тих чи інших процесів структуроутворення на відповідному рівні неоднорідностей матеріалу. На етапі функціонування конструкції виконання об'єктом-системою заданих функцій забезпечується набором консервативних, метастабільних та активних елементів з різною здатністю до вимушеної зміни власних характеристик під дією зовнішніх і внутрішніх факторів.

Будівельні конструкції та вироби переважно експлуатуються в умовах мінливого стану навколишнього середовища, пов'язаних з перепадами температури і вологи, динамічним навантаженнями, тощо). Тому прояв своєчасних реакцій структури матеріалу конструкції-системи залежить від елементів, реакції яких проявляються в тому ж часовому інтервалі, що й зовнішні впливи. Адекватно реагувати на зміну властивостей зовнішнього оточення здатні тріщини та внутрішні поверхні розділу, що утворюються в технологічний період одержання конструкції при переробці матеріалу в готовий продукт. Набори тріщин і внутрішніх поверхонь розділу як активних елементів забезпечують структурну індивідуальність конструкції перед початком функціонування. Ефекти адаптації матеріалу визначаються, поряд з тріщинами і внутрішніх поверхонь розділу, полями залишкових деформацій та напружень, які присутні в матеріалі конструкції ще до прикладення експлуатаційних навантажень та здатні залежно від розподілу в матеріалі посилювати дію зовнішніх та внутрішніх факторів до критичних значень чи гасити їх енергію в результаті перерозподілу в матеріалі.

Конструкції можна уявити у вигляді своєрідних вузлів міжструктурних взаємодій, які реалізуються в будівлях як системах конструкції-систем. Це дозволяє зв'язати стан матеріалу конструкції, який визначається набором активних елементів, з безпекою функціонуванням споруд. В період експлуатації конструкції в матеріалі можуть виникнути структурні зміни, що здатні привести до її руйнування. Це може викликати порушення та розрив

зв'язків з іншими конструктивними елементами, що приведе до зниження сталості будівлі.

Проектна працездатність конструкції забезпечується доти, поки властивості системи не перевищують гранично допустимі значення. При цьому вплив експлуатаційних навантажень на матеріал відбувається в один час з дією внутрішніх впливів, які провокуються, як правило, безперервними процесами гідратації реліктових зерен в'язучого. В результаті в системі постійно ініціюються об'ємні деформації, які передаються з рівня мікроструктури на інші рівні структури матеріалу та конструкції через берега тріщин і внутрішніх поверхонь розділу.

Кожний етап життєвого циклу конструкції як системи супроводжується структурними змінами, які протікають з різним ступенем інтенсивності.

В період становлення конструкції-системи на всіх рівнях неоднорідностей матеріалу активно виникають нові та змінюються вже утворені структурні зв'язки між різними елементами. Цим підтримується неперервність процесів формування різноманітних складноорганізованих підструктур. В залежності від параметрів матеріалу як сукупності багатьох несхожих підструктур, об'єднаних єдине ціле сіткою технологічних тріщин і внутрішніх поверхонь розділу, забезпечується той чи інший конкретний рівень властивостей конструкції-системи.

Структурні зміни системи, що самоорганізується, зумовлюють формування структури з набором активних елементів, які будуть визначати її подальші трансформації в період дії на конструкцію експлуатаційних навантажень. На цьому етапі матеріал конструкції піддається одночасно дії зовнішніх і внутрішніх факторів, що збільшує різноманітність структурних змін. Це може привести до катастрофічної ситуації – розриву структурних зв'язків та руйнуванню структури конструкції-системи внаслідок несприятливого перерозподілу деформацій та напружень в матеріалі.

Таким чином, на момент завершення технологічного періоду життєвого циклу будівельної конструкції має бути організована певна ієрархія структур, які здатні своєчасно переорганізовуватися під впливом факторів експлуатації. Це ставить задачу направленої синтезу в структурі матеріалу сіток тріщин і внутрішніх поверхонь розділу з параметрами, що гарантують безпеку функціонування конструкції. В силу того, що функціонування конструкцій-систем розглядається як безперервні процеси структурних трансформацій, що залежать від передісторії структурного оформлення, необхідно вибирати модель структури конструкції-системи з урахуванням можливих варіантів взаємодії з навколишнім оточенням в період її функціонування; визначати домінуючі елементи структури, які здатні підтримувати безпечну експлуатацію конструкції-системи при дії зовнішніх і внутрішніх факторів; проектувати склади матеріалу та назначати технологічні режими з урахуванням геометричних параметрів конструкції для створення потрібного набору структурних елементів за їх якісним складом та кількісними

співвідношеннями; назначати технології виробництва конструкції-системи з потрібним набором фізико-механічних характеристик.

Проведений аналіз дозволяє зробити висновки, що функціонування конструкції-системи являє собою структурний дрейф, протягом якого матеріал вимушено реагує зміною структури на дію оточуючого середовища. В період функціонування адекватність зміни структури під впливом забезпечується тріщинами, внутрішніми поверхнями розділу та залишковими деформаціями як активними елементами структури. Структурна організація матеріалу, що пов'язана з розвитком активних елементів, дає змогу проявитися різним ефектам адаптації, що дозволяє підтримувати властивості конструкції на заданому проектом рівні.

[1]. Суханов В.Г., Выровой В.Н., Коробко О.А. Структура материала в структуре конструкции : монография. Одеса : Полиграф, 2016. 244 с.

STRUCTURAL ORGANIZATION AND OPERATION OF THE STRUCTURE-SYSTEM

The main factor is presentation of the building construction as open complex self-organizing system. The initial theoretical provisions on processes of self-organization of the construction both during its production period and during operational loads action period are formulated. The active elements of structure material are selected. Representation of the construction as system allows determining the conditions for safe functioning of the construction-system in the system of similar constructions.

УДК 666.941

ДОСЛІДЖЕННЯ ДОЛОМІТОВОГО В'ЯЖУЧОГО

Вінниченко В.І., д.т.н., проф.,

Кул клін ресьорчз енд текнолоджіз, Франція, vvinnichenko@ukr.net

Рязанов О.М.¹, к.т.н., проф., Рязанов А.О.², інженер,

Уфімський державний нафтовий технічний університет, Республіка
Башкортостан, Росія, ¹aryazanov@hotmail.com, ²stow-team@live.ru

Рахімов Р.З., д.т.н., проф.

Казанський державний архітектурно-будівельний університет, Казань,
Республіка Татарстан, Росія, rahimov@kgasu.ru

Вінниченко О.В., к.е.н., доц.

Харківський національний університет будівництва та архітектури, Харків,
vi_a_vi@mail.ru

Актуальність теми. Аналіз літературних джерел показує, що магnezіальні в'язучі речовини мають ряд істотних переваг: достатньо швидке схоплювання, швидкий набір міцності, здатність ефективно боротися з шкідливим для людини впливом електромагнітних полів і височастотних

випромінювань. На Україні є в наявності значні запаси доломітової сировини і в значних кількостях накопичуються техногенні відходи - відсів доломіта - на гірничо-збагачувальних комбінатах, підприємствах вогнетривкого і металургійного виробництва. У відвалах відходи обчислюються мільйонами тон, кількість їх продовжує збільшуватися, що веде до забруднення навколишнього середовища і ускладнень екологічної безпеки в цілому [1].

З іншої сторони технологія в'яжучих з відходів доломіта має переваги в порівнянні з технологією портландцементу: зниження витрат палива на процеси теплової обробки; зменшення енергетичних і експлуатаційних витрат за рахунок виключення операції подрібнення вихідної сировини; відсутність необхідності застосування дробильного обладнання; вивільнення земельних площ від відходів; в виробничому циклі використовують тільки однокомпонентну сировину - доломіт, який не потребує ніяких коригуючих добавок; температура випалу доломітового цементу нижче, ніж для портландцементу, в зв'язку з чим немає необхідності у футеровці печей високовогнетривкими матеріалами. Все вище перелічене дозволяє знизити собівартість доломітового цементу не менше, ніж в два рази у порівнянні з портландцементом. Крім того, при термічній обробці доломітових в'яжучих виділяється і викидається в атмосферу менше парніковоутворюючих газів.

Постановка проблеми. Першу теоретичну концепцію твердіння цементу запропонував Ле Шательє [2, 3]. У відповідності з теорією (кристалізаційна теорія) гідратація цементу відбувається через розчин [4]. По теорії В. Міхаеліса (1893 г. - колоїдна теорія) вода взаємодіє з поверхні цементних мінералів, і процеси гідратації йдуть без їх розчинення (топохімічний механізм) [5]. Ці теорії об'єднав в 1923 р. Байков (об'єднана колоїдно-хімічна теорія) [6]. Він виділив три періоди: період розчинення (до початку схоплювання); колоїдацію (стадія гідратації) і період кристалізації з утворенням кристалічного зростку.

П. Ребіндер розділяє процес твердіння на три стадії: розчинення в воді нестійких клінкерних фаз і виділення кристалів; утворення коагуляційної структури; зрощення кристалів [7].

У відношенні магнезійного в'яжучого відомо, що плівка $Mg(OH)_2$ [2], яка утворюється при твердінні, перешкоджає дифузії води вглиб зерен MgO . Процес різко прискорюється, якщо в воді розчину присутня сіль-електроліт. Для того, щоб каустичний магнезій перетворився у штучний камінь, його затворюють розчинами $FeSO_4$, $MgSO_4$, H_2SO_4 , $NaHSO_4$, $FeCl_2$, $ZnCl_2$ і частіше $MgCl_2 \cdot 6H_2O$ [8-11].

Відносно процесу твердіння магнезійних в'яжучих ще М. Сорель [12], а потім і інші дослідники [13-14] встановили, що при твердінні магнезійного в'яжучого у водному розчині хлориду магнію різної концентрації, формується штучний камінь з різними властивостями.

Згідно теорії, хлорид магнію вступає в реакцію з MgO , утворюючи оксіхлориди типу $nMgO \cdot MgCl_2 \cdot mH_2O$. За даними різних авторів n коливається від 3 до 7, а m - від 6 до 17 [13-15].

Більшість науково-дослідних робіт, присвячених магнезійному в'язучому з доломіта, спрямовано на вирішення проблем, пов'язаних з поліпшенням якості в'язучих і матеріалів [16] на основі соляних розчинів, що підтверджує актуальність тематики.

Застосування соляних розчинів знищує нанівець переваги технології доломітових в'язучих з причини дороговізності цих розчинів в порівнянні з водою. Наявні теоретичні та практичні відомості дозволяють робити пошук шляхів виробництва матеріалів, на основі доломіту, здатних тверднути у воді.

Гіпотеза досліджень. Додаткове залучення оксиду магнію в процесах гідратації можливо досягнути шляхом утворення при тепловій обробці мінералів, здатних взаємодіяти з водою. Мінерали відіграють роль соляного затворювача, а реакції взаємодії протікають з утворенням гідросилікатів кальцію і магнію, які беруть участь в процесах твердіння.

Теоретичні дослідження. Нами досліджено термодинамічні умови розкладання доломіта в суміші з діоксидом силіцію - SiO_2 . Розраховані зміни вільної енергії Гіббса в температурному інтервалі від 900 до 1500 К. Аналіз отриманих результатів показує, що існує термодинамічна ймовірність утворення з'єднань при випалюванні, здатних тверднути при замішуванні в воді.

Характеристика вихідних матеріалів. Як сировинні матеріали в роботі використовувалися відсів доломіта Докучаєвської і відходи збагачення вугілля фабрики Білореченська.

Випал здійснювали у муфелі при температурі 1000 °С з ізотермічною витримкою одну годину. Потім отриманий матеріал мололи у кульовому млині до питомої поверхні 3200-3300 $\text{см}^2/\text{г}$.

Результати рентгена показують, що у в'язучому присутні сполуки, здатні набирати міцність при замішуванні з водою.

Зразки на доломітовому цементі склада – доломіт: відходи збагачення вугілля = 1:3, характеризувалися міцністю на стиск 14 – 21 МПа після тепловолісної обробки.

Таким чином, з використанням суміші відсіву доломіта і відходів збагачення вугілля отримано в'язуче, здатне набирати міцність при замішуванні з водою.

Висновки.

1. Теоретично обґрунтовано і експериментально підтверджено закономірності прояви в'язучих властивостей доломітового в'язучого при затворінні його водою.

2. Проведені дослідження з отримання доломітового в'язучого випалом відсіву доломіту та відходів збагачення вугілля. У продуктах випалу знайдено мінерали, здатні до взаємодії з водою і виконуючі роль соляного затворювача.

3. Виконані фізико-механічні та фізико-хімічні дослідження. Міцність при стисненні доломітового в'язучого в співвідношенні цемент: пісок = 1:3 після тепловолісної обробки становить 14-21 МПа.

- [1]. Єрмакова Е.В. Оцінка стану навколишнього природного середовища в районі розміщення Докучаєвського флюсо-доломітного комбінату й можливі шляхи його поліпшення. Донецьк: ДонНТУ,-2000.-С. 1-11.
- [2]. Пашенко О.О., Сербін В.П., Старчевська О.О. В'яжучі матеріали. – К.: Вища школа, 1995. – 440 с.
- [3]. Мчедлов - Петросян О.П. Химия неорганических строительных материалов. - М.: Стройиздат, 1988. - 304 с.
- [4]. Le Chatelier H. Crystalloids against colloids in the theory of cements// Trans. Faraday Sos.- 1919.- 14.-№8.
- [5]. Michaelis W. 1893 Uber Den Portland Cement. J fur Prakt Chemie Chem Zeitung Vol 17 p 982
- [6]. Байков А.А. Портландцемент и теория твердения гидравлических цементов// Технично-економічний вестник.-1923.-3, №6-7.
- [7]. Ребиндер П.А. Физико-химическая механика. М.: Знание.- 1958.- С.321-322.
- [8]. Винниченко В.И., Рязанов А.Н. Получение цемента из отходов доломита// Экология и промышленность.2013.- №2.- С. 111-114.
- [9]. Рязанов А.Н., Винниченко В.И., Щерблюкин С.В., Телятникова Н.И. Экспериментальные исследования получения клинкера доломитового цемента; НТУ ХПИ №64 (1037).
- [10]. Рязанов А.Н. Винниченко В.И., Плугин А.А. Теоретическое обоснование комплексного использования доломита и угольных отходов для получения строительных материалов./ Зб. наук. праць.- Вип.138.- Харків: УкрДАЗТ, 2013.- С. 77-85.
- [11]. [Vinnichenko V. and Ryazanov A. Ecological indices of manufacture of Portland cement clinker and production of the dolomite clinker 2017 MATEC Web of Conferences 116, 01020](#)
- [12]. Sorel S. Improved composition to be used as a Cement and as a Plastic Material for Molding Various Articles. //United States Patent Office. Patent 53/092, 6 March, 1866. Of Paris, France.
- [13]. Байков А.А. Каустический магнезит, его свойства и отвердевание: из металлургической лаборатории Санкт-Петербургского политехнического института. Журнал Русского металлургического общества. – Ленинград. №3. ч. 1. - С. 311-334.
- [14]. De Wolff P.M. and Walter-Levy M.L. 1953 Hydrations prozesse und Erhartungs eigenschaften in Systemen MgO-MgCl₂ Zement-Kalk-Gips II No 4 pp 125–137.
- [15]. Kasai J., Ichiba M. and Nakanara M. 1956 Mechanism of the Hydration of Magnesia Cement. J. of Chem. Soc. of Japan Vol 63 No 7 pp 1182–1184.
- [16]. Vyrodov I.P. and Bergman A.G. 1959 Problem of magnesia cement hardening J of Applied Chemistry V. 32, No. 4, pp 716–723.

ХАРАКТЕРИСТИКИ ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЯ КАНАТА

Вовк П.Е., аспирант, Чаюн И.М., д.т.н., проф.

Государственный университет «Одесская политехника»

В методе расчета по «допускаемым напряжениям» предельным является состояние, при котором напряжение в элементе достигает прочностной характеристики его материала: предела текучести σ_T или предела прочности σ_B . Предлагаем по аналогии с методом «допускаемых напряжений» в расчете канатов использовать две характеристики предельного состояния: усилие растяжения каната, соответствующее предельному упругому состоянию P_e и усилие растяжения, равное несущей способности каната P_n .

Целью данной работы является аналитическое определение усилия предельного упругого состояния P_e , деформаций каната и напряжений в проволоках в этом состоянии, а также несущей способности P_n каната. Указанные исследования относятся как к первому периоду нагружения, так и к эксплуатационному состоянию, связанному с появлением обрывов проволок.

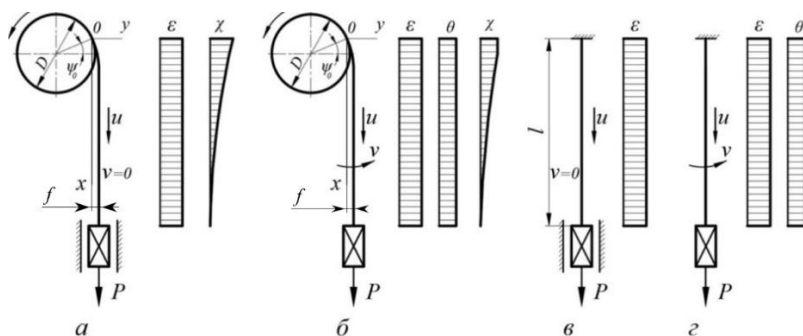


Рис. 1 – Схемы нагружения каната

а) растяжение с изгибом в направляющих; б) растяжение с изгибом при свободном подвесе груза; в) чистое растяжение; г) свободное растяжение

Рассматриваются четыре схемы нагружения каната, две из которых – это растяжение с навивкой на барабан (рис. 1, а, б). Две другие – это растяжение прямого каната можно считать частным случаем двух первых.

Уравнение изогнутой оси (рис. 1, а):

$$y = \varphi(1 - e^{-\kappa y}); \quad f = G_{33}/PR; \quad (1)$$

функции кривизны и угла поворота сечений каната:

$$\chi = R^{-1}e^{-\kappa x}; \quad \psi = (G_{33}/PR^2)^{0.5}e^{-\kappa x}, \quad (2)$$

где G_{33} – изгибная жесткость сечения каната в плоскости навивки;

$\kappa = (P/G_{33})^{0.5}$; $R = 2(D + d_{\kappa})$; d_{κ} – диаметр каната.

Деформированное состояние каната определяется деформациями [3]:

$$|DK| = |\varepsilon \theta \chi \zeta| = |G|^{-1} |F|. \quad (3)$$

Здесь матрица жесткости каната [4]

$$|G| = \begin{vmatrix} G_{11} & G_{12} & G_{13} & G_{14} \\ G_{21} & G_{22} & G_{23} & G_{24} \\ G_{31} & G_{32} & G_{33} & G_{34} \\ G_{41} & G_{42} & G_{43} & G_{44} \end{vmatrix} = \sum_1^S sc \alpha_i \cdot sc \beta_i |K|_i \begin{vmatrix} \Phi_{p_i} & & & 0 \\ & \Phi_{t_i} & & \\ & & \Phi_{u_i} & \\ 0 & & & \Phi_{u_i} \end{vmatrix} \cdot |K|_i^T \quad (4)$$

где $G_{11}, G_{22}, G_{33}, G_{44}$ – главные жесткости сечения каната (продольная, крутильная, изгибные); $G_{12} = G_{21}, G_{13} = G_{31}$ и т.д. – жесткости влияния; $\Phi_{p_i} = E\pi \delta^2 / 4$; $\Phi_{t_i} = E\pi \delta^4 / 80$; $\Phi_{u_i} = E\pi \delta^4 / 64$ – жесткости сечения проволоки (продольная, крутильная, изгибная; E – модуль упругости; δ – диаметр проволоки).

Матрица $|K|_i$ удельных деформаций i -ой проволоки

$$|K|_i = \begin{vmatrix} K_{e\varepsilon} & K_{t\varepsilon} & K_{b\varepsilon} & K_{n\varepsilon} \\ K_{e\theta} & K_{t\theta} & K_{b\theta} & K_{n\theta} \\ K_{e\chi} & K_{t\chi} & K_{b\chi} & K_{n\chi} \\ K_{e\zeta} & K_{t\zeta} & K_{b\zeta} & K_{n\zeta} \end{vmatrix} = |KT|_i \cdot |KF|_i =$$

$$= \begin{vmatrix} \bar{K}_{E\varepsilon} & \bar{K}_{T\varepsilon} & \bar{K}_{B\varepsilon} & 0 \\ \bar{K}_{E\theta} & \bar{K}_{T\theta} & \bar{K}_{B\theta} & 0 \\ \bar{K}_{E\chi} & \bar{K}_{T\chi} & \bar{K}_{B\chi} & \bar{K}_{N\chi} \\ \bar{K}_{E\zeta} & \bar{K}_{T\zeta} & \bar{K}_{B\zeta} & \bar{K}_{N\zeta} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} K_{eE} & K_{tE} & K_{bE} & 0 \\ K_{eT} & K_{tT} & K_{bT} & 0 \\ K_{eB} & K_{tB} & K_{bB} & K_{nB} \\ K_{eN} & K_{tN} & K_{bN} & K_{nN} \end{vmatrix}; \quad (5)$$

где $|KT|_i$ – матрица удельных деформаций пряди в канате, в которую входит i -я проволока; $|KF|_i$ – матрица удельных деформаций i -ой проволоки в пряди.

Вектор внутренних силовых факторов в сечениях каната:

$$|F| = |T M L \Gamma|^T, \quad (6)$$

где T – продольная сила; M – крутящий момент;

$L = P f e^{-kx}$; $\Gamma = -PA_{12} / A_{22} \sin \psi$ – изгибающие моменты.

Характеристика предельного упругого состояния каната определяется внутренним усилием N , при котором продольная деформация один из его элементов достигает предела упругости

$$P_e = N = \frac{\varepsilon_T \lambda}{\max \bar{e}_i}; \quad i = 1, 2, \dots, s. \quad (7)$$

где $\lambda \leq 1$ – коэффициент влияния деформации кручения и изгиба проволоки в канате на ее предельное упругое состояние (в первом приближении принимаем $\lambda = 1$); s – количество элементов (в общем случае элементами являются каждая проволока каната); $\max \bar{e}_i$ – наибольшее (среди всех проволок каната) значение удельной деформации растяжения от действия концевой груза $\bar{P} = 1$, согласно [3]:

$$\max \bar{e}_i = \bar{\varepsilon} K_{e\varepsilon_i} + \bar{\theta} K_{e\theta_i} + \bar{\chi} K_{e\chi_i} + \bar{\xi} K_{e\xi_i}, \quad (8)$$

$\bar{\varepsilon}$, $\bar{\theta}$, $\bar{\chi}$, $\bar{\xi}$ – удельные деформации растяжения, кручения, изгиба каната от $\bar{P} = 1$ для конкретных схем нагружения (рис.2).

Растяжение каната с навивкой на барабан при грузе в направляющих:

$$\bar{\varepsilon} = (A_{11} \cos \psi - A_{12} (A_{12} \cos \psi + A_{14} \sin \psi) / A_{22} + A_{13} f e^{-kx}) / |D|; \quad (9)$$

$$\bar{\theta} = (A_{23} f e^{-kx} - A_{24} \frac{A_{12}}{A_{22}} \sin \psi) / |D|; \quad (10)$$

$$\bar{\chi} = (A_{13} - A_{12} (A_{23} \cos \psi + A_{34} \sin \psi) / A_{22} + A_{33} f e^{-kx}) / |D|; \quad (11)$$

$$\bar{\xi} = (A_{14} \cos \psi - A_{12} (A_{24} \cos \psi + A_{44} \sin \psi) / A_{22} + A_{34} f e^{-kx}) / |D| \quad (12)$$

где $|D|$ и $A_{11}, A_{12}, \dots, A_{34}$ – определитель и алгебраические дополнения матрицы жесткости каната;

Растяжение каната с навивкой на барабан при свободном подвесе груза:
 $\bar{\varepsilon} = (A_{11} \cos \psi + A_{13} f e^{-kx}) / |D|$; $\bar{\theta} = (A_{12} \cos \psi + A_{23} f e^{-kx}) / |D|$; (13)

$$\bar{\chi} = (A_{13} \cos \psi + A_{33} f e^{-kx}) / |D|$$
; $\bar{\zeta} = (A_{14} \cos \psi + A_{34} f e^{-kx}) / |D|$. (14)

Растяжение прямого каната грузом в направляющих

$$\bar{\varepsilon} = (A_{11} - A_{12}^2 / A_{22}) / |D|$$
; $\bar{\chi} = (A_{13} - A_{12} A_{23} / A_{22}) / |D|$;
 $\bar{\zeta} = (A_{14} - A_{12} A_{24} / A_{22}) / |D|$. (15)

Растяжение прямого каната свободно подвешенным грузом:

$$\bar{\varepsilon} = A_{11} / |D|$$
; $\bar{\theta} = A_{12} / |D|$; $\bar{\chi} = A_{13} / |D|$; $\bar{\zeta} = A_{14} / |D|$. (16)

Основой определения жесткостей каната является формула (4). При этом жесткости проволок с обрывами зависят от их количества и расположения относительно расчетного сечения каната, что учитывается на основе [3] таким образом:

$$\Phi_p = \frac{\pi \delta^2}{4} E (1 - e^{-fb}); \quad b = \frac{2\pi l \sin \alpha}{h \cos \beta}, \quad (17)$$

где f – коэффициент трения; l – расстояние от места обрыва до расчетного сечения каната; h – шаг свивки проволок; α и β – углы свивки проволок и прядей.

Несущая способность определяется на основе исследования деформирования каната за пределом упругости, что происходит при изменяющихся жесткостях его сечения. Принимая дискретное изменение жесткостей, процесс деформирования каната разделяем на интервалы с постоянными жесткостями в пределах каждого из них. Несущая способность каната определяется суммой приращений продольной силы в его сечении за каждый интервал. Первый интервал представляет упругое деформирование. Последующие – интервалы упруго-пластического деформирования

$$P_n = \sum_{j=1}^k \Delta N_j, \quad (18)$$

где ΔN_j – продольное усилие в сечении каната за j -й интервал.

[1]. Чаюн, И.М. Обоснование повышения точности расчетной прочностной схемы подъемных канатов / И.М. Чаюн // Підйомно-транспортна техніка. — 2013. – №4. – С. 36 – 44.

[2]. Чаюн, И.М. Несущая способность подъемных канатов и лент / И.М. Чаюн. – Одесса: Астропринт, 2003. – 233 с.

[3]. Чаюн И.М. Вовк П.Е. Трение нити расположившейся на винтовой линии при растяжении на цилиндрической поверхности /И.М. Чаюн, П.Е Вовк // Підйомно-транспортна техніка. – 2019. – №2. – С. 75 – 82.

[4]. Глушко М.Ф. Стальные подъёмные канаты – Репр. Воспр. Текста изд. 1966 г. – Одесса: Астропринт, 2013. Астропринт 326 с.

CHARACTERISTICS OF THE LIMIT STATE OF THE ROPE

It's proposed the method for the theoretical determination of the characteristics of the ultimate elastic P_e and ultimate elastic-plastic state P_n under four loading schemes, and taking into account the operational breaks of the wires (two characteristics of tension with winding on a drum with a weight in guides and with a free suspension and two when stretching a straight rope).

УДК 539.432

ПРОГНОЗУВАННЯ КРИВИХ УТОМИ ЗА ХАРАКТЕРИСТИКАМИ СТАТИЧНОЇ МІЦНОСТІ ТА МІКРОСТРУКТУРИ ВИХІДНОГО МАТЕРІАЛУ

Герасимчук О.М., д.т.н., с.н.с.,
Кононученко О.В., к.т.н.

Інститут проблем міцності імені Г.С. Писаренка НАН України, м. Київ, k4707@ukr.net

Вступ. Елементи конструкцій, які працюють в умовах змінних навантажень, зазнають втомних пошкоджень, що може призвести до зародження втомних тріщин, їх розповсюдження і врешті-решт до остаточного руйнування. Зародження втомної тріщини відбувається, як правило, на поверхні та у місцях концентрації напружень, здебільшого, в умовах різної асиметрії циклу змінного навантаження. *Однією з основних проблем у дослідженнях втоми матеріалів і елементів конструкцій з них є прогнозування їхньої довговічності під дією змінного (циклічного) навантаження з урахуванням вищевказаних чинників.* Зазвичай характеристики опору втомному руйнуванню визначають експериментально за допомогою довготривалих випробувань зразків під дією постійного розмаху навантажень до руйнування або до появи видимої (наскільки дозволяє роздільна здатність детекторного обладнання) тріщини. У результаті таких випробувань отримують криву втоми у координатах: розмах прикладеного напруження $\Delta\sigma$ (або амплітуда напружень σ_a) – кількість циклів навантаження, тобто довговічність N . Презентована праця являє собою опис розробленої моделі для оцінки тривалості стадій втомного руйнування під час одновісного регулярного циклічного навантаження зразків або елементів конструкцій. Запропонована модель дозволяє досить просто, з інженерної точки зору, розраховувати число циклів до ініціювання і

під час росту втомної тріщини до руйнування, враховуючи при цьому наявність концентратора напружень, асиметрію циклу навантаження та мікроструктуру матеріалу. Вихідними даними для розрахунку слугують характеристики статичної міцності і мікроструктури вихідного матеріалу.

Мікроструктуро-залежна модель для оцінки тривалості стадій втоми гладких зразків за постійного розмаху напружень. Ще до недавнього часу серед наукової спільноти, яка займається проблемами втоми матеріалів існувало стійке переконання, що неможливо розрахувати криву втоми матеріалу без проведення випробувань зразків на втому або втомну тріщиностійкість. Останніми роками, завдяки врахуванню у втомному процесі мікроструктурних чинників, стійкість цієї думки суттєво похитнулася. У праці [1] пропонується оцінювати довговічність до руйнування N_{total} як суму довговічностей до ініціювання тріщини N_i (стадія 1) і під час її росту N_{FCG} до руйнування (стадія 2). Критерієм ініціювання втомної тріщини, вважається досягнення критичних розмірів (критичної гостроти, що є відношенням глибини до радіуса вістря) інтрузією, яка утворюється поряд із екструзією в окремому зерні на поверхні зразка. У моделі [1] припускається, що, коли інтрузія досягає критичних розмірів, від її вістря уздовж стійкої смуги ковзання ініціюється мікроструктурно коротка тріщина (МКТ), яка досягає границі першого від поверхні зерна. У [1] було виведено рівняння для оцінки довговічності N_i до ініціювання МКТ, що є модифікацією запропонованого раніше Чаном [2] рівняння довговічності. У [1] було також запропоновано формулу для оцінки границі витривалості гладких зразків матеріалу, яка є параметром рівняння довговічності до ініціювання тріщини, у вигляді залежності границі витривалості σ_{-1} від розміру зерна d . У результаті такої модифікації ми позбуємося емпіричних параметрів, що дозволяє оцінювати втомну довговічність до ініціювання тріщини без проведення будь-яких втомних випробувань. Вихідними даними для такої оцінки є характеристики статичної міцності: модуль Юнга E , коефіцієнт Пуассона ν та границя пропорційності σ_p , які визначаються з випробувань на короточасний розтяг стандартних зразків, та характеристики мікроструктури: розмір зерна d , фактор Тейлора M та модуль вектора Бюргерса b , які визначаються з аналізу мікроструктури вихідного матеріалу.

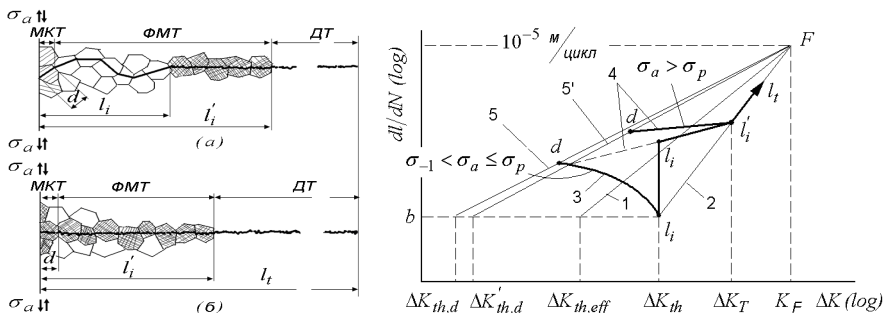


Рисунок 1 – Схематичне двовимірне зображення розповсюдження втомної тріщини від поверхні зразка за різних рівнів σ_a : (а) – багатоциклова втома ($\sigma_{-1} < \sigma_a < \sigma_p$); (б) – малоциклова втома ($\sigma_a > \sigma_p$).

Рисунок 2 – Схема (у логарифмічних координатах: швидкість росту тріщини dl/dN – розмах КІН ΔK) моделі для розрахунку швидкості росту ФМТ та ДТ в гладких зразках: 1 – кінетична діаграма росту ДТ без урахування ефекту закриття тріщини; 2 – кінетична діаграма росту ДТ з урахуванням ефекту закриття тріщини; 3 – кінетична крива росту ФМТ на першому етапі її росту; 4 – кінетична крива росту ФМТ на другому етапі її росту; 5, 5' – геометричне місце точок, що визначають початок росту ФМТ за різними механізмами.

Рівняння для оцінки довговічності N_{FCG} являє собою суму довговічностей під час росту тріщини l на трьох етапах її росту в умовах багатоциклової втоми і отримано в результаті інтегрування відповідних степеневих рівнянь швидкості росту dl/dN на кожному етапі (рис. 1, 2). Перший етап – це ріст фізично малої тріщини (ФМТ) уздовж площин ковзання окремих зерен від глибини d (кінцевий розмір ініційованої МКТ) до глибини l_i , яка залежить від рівня навантаження і визначається за діаграмою Кітагави-Такагасі, подовженою на область напружень, вищих за границю витривалості. На цій глибині відбувається зміна механізму подальшого росту тріщини, і починається другий етап – ріст ФМТ у площині, перпендикулярній напрямку дії прикладеного напруження розтягу σ_a , до глибини l'_i . Тріщину такого розміру l'_i вже можна вважати довгою, виходячи з умови, що розмір циклічної пластичної зони попереду її вістря перевищує розмір зерна d , і починається третій етап – ріст довгої тріщини (ДТ) до кінцевої глибини l_t , яка приймається за критерій руйнування від втоми. Детальне описання рівнянь швидкості росту на цих етапах росту представлено у [3]. Вихідними даними для розрахунку довговічності на стадії 2 є ті ж самі вищевказані характеристики статичної міцності і мікроструктури.

Урахування асиметрії циклу навантаження та наявності концентратора напружень. Модель спочатку була розроблена для гладких зразків і для симетричного циклу навантаження ($R = -1$), тому для оцінки втомної довговічності (або кривої втоми $\Delta\sigma = f(N_i + N_{FCG})$) за наявності асиметрії циклу та концентратора напружень необхідно вміти оцінювати втомну міцність з їхнім урахуванням, оскільки у рівняннях довговічності фігурує параметр границі витривалості. У праці [4] було запропоновано залежність між границею витривалості за симетричного циклу σ_{-1} і границею витривалості за додатних асиметрій циклу ($R > 0$).

Втомна міцність зразків та елементів конструкцій за наявності концентратора напружень аналізується за допомогою різних підходів [4] залежно від геометрії концентратора. Для тупих мілких концентраторів (зокрема круглих та еліптичних отворів), тобто коли теоретичний коефіцієнт концентрації $K_t \leq 4$, добре працює підхід критичної відстані. У праці [5] запропоновано формулу для оцінки критичної відстані та використано формулу Лукаша для оцінки границі витривалості зразків із тупими концентраторами. За наявності тупих глибоких та гострих концентраторів ($K_t > 4$) втомна міцність дається пороговим розмахом КІН, і поява фізично малих втомних тріщин, що не розповсюджуються, зумовлена ефектом закриття тріщини. У цьому випадку втомна міцність вже перестає бути залежною від K_t і керується переважно глибиною концентратора та пороговим розмахом напружень $\Delta\sigma_{th}$ для фізично малих або довгих тріщин. У працях [4, 6] на основі відомих модифікацій діаграми Кітагави-Такагасі розроблено мікроструктуро-залежну модель для оцінки втомної міцності і довговічності зразків/елементів конструкцій, які містять гострі концентратори напружень або поверхневі дефекти, що можуть бути представлені як початкові тріщини.

Запропоновану вище модель перевірено на експериментальних втомних даних для різних конструкційних сплавів [1, 3–6], власних та взятих із літературних джерел, і отримано задовільний збіг.

Висновки. Запропонована модель втомної довговічності дозволяє розрахувати криві втоми до ініціювання втомної тріщини та до руйнування зразків/елементів конструкцій, використовуючи при цьому тільки характеристики статичної міцності та мікроструктури вихідного матеріалу.

Перевагою запропонованої моделі є відсутність потреби проведення довготривалих і трудомістких випробувань на втому та втомну тріщиностійкість. *Наукова новизна і значимість* полягає у виявленні нових закономірностей між характеристиками опору втомному руйнуванню і характеристиками мікроструктури матеріалу. *Практичне значення* моделі полягає у відносній її простоті. Модель може бути використана для експрес-

оцінки характеристик опору втомному руйнуванню під час розробки нових конструкційних матеріалів, а також для оцінки залишкового ресурсу елементів конструкцій за концепцією допустимого пошкодження.

- [1]. Herasymchuk O. M. Calculating the fatigue life of smooth specimens of two-phase titanium alloys subject to symmetric uniaxial cyclic load of constant amplitude / O. M. Herasymchuk, O. V. Kononuchenko, P. E. Markovsky, V. I. Bondarchuk. // Int. J. Fatigue. – 2016. – №83. – С. 313–322.
- [2]. Chan K. S. A microstructure – based fatigue – crack – initiation model / K. S. Chan. // Metall.Mater. Trans. A. – 2003. – №34A. – С. 43–58.
- [3]. Herasymchuk O. M. Microstructurally–dependent model for predicting the kinetics of physically small and long fatigue crack growth / O. M. Herasymchuk. // Int. J. Fatigue. – 2015. – №81. – С. 148–161.
- [4]. Герасимчук О.М. Мікροструктуро-залежна модель для оцінки тривалості стадій втоми за наявності гострих концентраторів напружень/ О.М. Герасимчук, А.І. Новіков // Пробл. міцності. – 2019. - №3. – С. 47–61.
- [5]. Herasymchuk O. M. Fatigue life calculation for titanium alloys considering the influence of microstructure and manufacturing defects / O. M. Herasymchuk, O. V. Kononuchenko, V. I. Bondarchuk. // Int. J. Fatigue. – 2015. – №81. – С. 257–264.
- [6]. Герасимчук О. М. Застосування модифікованої КТ-діаграми для оцінки втомної міцності за наявності концентратора напружень / О. М. Герасимчук. // Пробл. міцності. – 2018. - №4. – С. 114–127.

PREDICTION OF S-N CURVES BY MONOTONIC STRENGTH CHARACTERISTICS AND MICROSTRUCTURE OF INITIAL MATERIAL

The model for estimating the fatigue life of samples or structures under a uniaxial regular cyclic loading is proposed. The model allows to calculate the number of cycles prior to crack initiation and during crack growth based on the characteristics of the monotonic strength and microstructure of the initial material.

МОДЕЛЮВАННЯ ЗАХИСНОГО ПОКРИТТЯ ДЛЯ ПРУЖНОЇ ОСНОВИ З ПОЧАТКОВИМИ НАПРУЖЕННЯМИ

Глухов Ю.П., к.ф.-м.н., доц.,

Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України, Київ

Дане дослідження спрямовано на вивчення закономірностей хвильових процесів в шаруватих пружних тілах при врахуванні ряду ускладнюючих факторів: різних моделей шаруватого покриття, початкових напружень, різних швидкостей руху поверхневого навантаження. Розв'язок вказаних задач передбачає встановлення закономірностей впливу початкових напружень, швидкості руху навантаження, геометричних та механічних характеристик покриття на напружено-деформований стан пружної основи.

Актуальність результатів дослідження пов'язана з можливістю їх використання при розв'язанні актуальних проблем геофізики, нафторозвідки, проектуванні залізничних магістралей, придорожніх споруд, магістрального трубопровідного транспорту.

Метою роботи є постановка динамічних задач для різних моделей попередньо напруженої шаруватої основи, розробка методів, побудова алгоритмів та створення програмного забезпечення для розв'язання задач даного класу.

Розглядаються і порівнюються три моделі двошарового півпростору: 1) пружний шар на пружному півпросторі; 2) пластина на пружному півпросторі; 3) верхній шар (захисне покриття) моделюється зосередженими масами. Рівняння руху пластини записуються з урахуванням зсуву та інерції обертання [1].

Елементи шаруватого середовища складаються із заздалегідь напружених ізотропних нелінійно-пружних стисливих або нестисливих матеріалів з довільною формою пружного потенціалу. У разі ортотропного тіла вважаємо, що пружно-еквівалентні напрями співпадають з напрямками осей вибраної системи координат.

Граничні поверхні елементів шаруватого середовища є плоскі і паралельні між собою. Вважаємо можливими два варіанта контакту між елементами шаруватого середовища на граничних поверхнях: жорсткий контакт і нежорсткий контакт. Початковий напружено-деформований стан шаруватого середовища вважаємо однорідним.

До вільної границі верхнього шару прикладено лінійне навантаження, що рухається з постійною швидкістю. Відносно системи координат, пов'язаної з цим навантаженням, існує плоский деформований усталений

стан.

Припускаємо, що напруження, що виникають за рахунок дії навантаження, значно менші початкових напружень. Це припущення дозволяє застосовувати лінеаризовану теорію пружності [2] для опису додаткового напруженого стану, викликаного дією навантаження.

Методи дослідження – методи побудови розв’язків лінеаризованої теорії пружності для тіл з початковими напруженнями [2]. Для розв’язку систем диференціальних рівнянь застосовується метод інтегральних перетворень Фур’є, для розв’язку систем лінійних алгебраїчних рівнянь - класичні методи обчислювальної математики.

Розв’язок задач отримано в загальному вигляді для стисливого та нестисливого матеріалів з довільним пружним потенціалом для теорії скінчених і двох варіантів малих початкових деформацій, для випадків нерівних і рівних коренів характеристичних рівнянь, для різних умов сполучення елементів шаруватого середовища і для будь-якої швидкості руху навантаження (дозвукової, трансзвукової і надзвукової).

Чисельні дослідження проведені в рамках теорії скінчених початкових деформацій: для стисливого матеріалу з пружним потенціалом гармонічного типу і для нестисливого матеріалу з пружним потенціалом типу Бартенева-Хазановича.

Досліджено вплив рухомого навантаження, початкових напружень та умов контакту елементів шаруватої основи на основні характеристики її напружено-деформованого стану. Результати досліджень можуть бути використані в інженерній практиці при проектуванні та розрахунках шаруватих елементів конструкцій при динамічних навантаженнях. На основі дослідження основних закономірностей формування напружено-деформованого стану можна створювати більш ефективні методи оцінки і прогнозування експлуатаційно-технічного стану штучних споруд, розробляти ефективні способи захисту від негативних впливів вібрації, оцінювати ефективність нових нетрадиційних будівельних конструкцій.

[1]. Гузь А.Н., Бабич С.Ю., Глухов Ю.П. Смешанные задачи для упругого основания с начальными напряжениями. – Германия, 2015. – Saarbrücken: LAP LAMBERT Academic Publishing. – 468 с.

[2]. Гузь А.Н. Упругие волны в телах с начальными (остаточными) напряжениями. – Киев: “А.С.К”, 2004. – 672 с.

MODELING OF PROTECTIVE COVERING FOR ELASTIC BASE WITH INITIAL STRESSES

Formulations and the method of solving flat dynamic tasks for a layered base with initial stresses under the action of a moving surface load are proposed. Numerical researches are carried out for compressible material with harmonic potential and for incompressible material with potential of type of Bartenev-Khazanovich.

ЗАСТОСУВАННЯ ПАРАЛЕЛЬНИХ ОБЧИСЛЕНЬ У СКІНЧЕННО-ЕЛЕМЕНТНОМУ АНАЛІЗІ КОНСТРУКЦІЙ

Гоменюк С.І., д.т.н., проф., Козуб В.Ю.
Запорізький національний університет, м Запоріжжя

Одним з найбільш поширених методів розрахунку конструкцій є метод скінченних елементів. В залежності від виду задачі при скінченно-елементному моделюванні розрахункові сітки сягають великих розмірів, зокрема, для композитних багат шарових конструкцій, конструкцій з концентраторами напружень, складених конструкцій. В такому випадку час обчислення матриці жорсткості складає значну частину загального часу розв'язування задачі [1].

Необхідність вирішення складних тривимірних задач з мінімальними витратами призводить до потреби оптимізації обчислювальних процесів. Особливо це стосується застосування методу суперелементів, в якому побудову розв'язувальних рівнянь для окремих суперелементів можна виконати паралельно, що істотно знижує час розрахунку.

Підходи до паралелізації в МСЕ можна поділити на дві категорії – підходи зі спільною пам'яттю та розподіленою пам'яттю. При роботі з першою категорією зазвичай використовується високопродуктивна модель паралельного програмування Message Passing Interface (MPI). MPI - це легко масштабований засіб паралельного програмування, але при умові виконання завдання розподілу робочого навантаження, що зазвичай призводить до масштабних змін програми [2,3].

Паралелізація у другій категорії здебільшого здійснюється за допомогою спеціальних директив компілятора. Стандарт OpenMP [4] був розроблений для забезпечення базових конструкцій паралелізму у програмах на Fortran та C/C++. Використання OpenMP дає обмежений контроль над потоками порівняно з більш фундаментальним стандартом Pthreads [6]. Однак OpenMP забезпечує більшу швидкість розробки через зручність використання.

Реалізація паралельної обробки в рамках дослідження виконана за допомогою бібліотеки OpenMP.

Спільна обробка великих масивів даних вимагає автономності операцій над ними для кожного циклу формування матриці жорсткості і обчислення параметрів напружено-деформованого стану.

Паралелізм досягається за рахунок розбиття ітерацій циклу обчислень на блоки, які рівномірно і паралельно розподіляються по потокам виконання. В рамках OpenMP для реалізації подібної схеми виконання застосовується директива DO перед циклом. Опція SCHEDULE(STATIC) задає блочно-циклічний розподіл ітерацій блоками розміром, що визначається діленням

```

числа ітерацій на число потоків
!$OMP PARALLEL PRIVATE(S, SN)
!$OMP DO SCHEDULE(STATIC) ORDERED
  DO 1 I=1,N
  ...
!$OMP ORDERED
  WRITE (*) RESULT
!$OMP END ORDERED
  1 CONTINUE
!$OMP END DO
!$OMP END PARALLEL

```

Директива PRIVATE дозволяє визначити такі змінні (масиви) які повинні бути локальними для кожного потоку. При вході в паралельну область для кожного потоку створюється окремий екземпляр, який не має ніякого зв'язку з оригінальною змінною поза паралельної області

Перед завершенням циклу виконується процедура виводу результатів розрахунку скінченного елемента, що повинна виконатися в тому самому порядку, як і в послідовній версії циклу. Поведінку послідовного доступу за вихідним порядком забезпечує директива ORDERED.

Всі програми OpenMP стартують як єдиний потік (Рис. 1), званий головним потоком. Головний потік виконується послідовно, поки не зустрінеться з областю паралельної конструкції (!\$OMP PARALLEL). Потім головний потік створює команду паралельних потоків. В кінці паралельної області (яка визначається !\$OMP END PARALLEL) всі потоки з'єднуються і завершуються, залишаючи тільки головний потік [7].

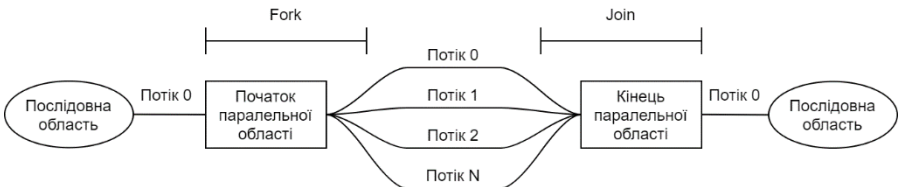


Рис. 1. Схема процесу виконання паралельної програми

В якості прикладу для перевірки та тестування представлено розрахунок квадратної плити затиснутої по контуру під дією згинального навантаження. Для розрахунку використано обчислювальний комплекс «МІРЕЛА+» із застосуванням моментної схеми скінченних елементів. Тестування виконувалось на пристрої оснащеним процесором Intel i7-9750H (6 ядер та 12 потоків) та 16 ГБ RAM. Виконано порівняння швидкості виконання для сіток з різною кількістю скінченних елементів (Рис. 2).

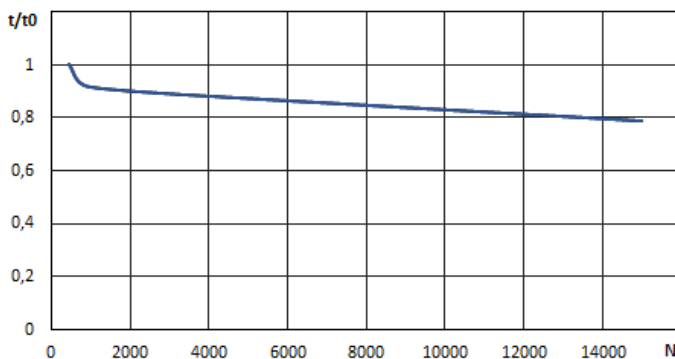


Рис. 2. Порівняння швидкості виконання для сіток з різною кількістю скінченних елементів.

Паралельна версія процедури обчислення використовує директиви OpenMP як інструмент паралельного програмування зі спільною пам'яттю. Версія OpenMP також може бути скомпільована з використанням параметру компілятора "non-parallel" (директиви OpenMP будуть ігноруватися компілятором), що забезпечує переносимість коду на різні платформи. З ростом популярності комп'ютерів SMP зростає важливість наявності ефективних і кросплатформних паралельних кодів. Тести продуктивності на представленому прикладі продемонстрували задовільне прискорення за допомогою паралельних секцій.

- [1]. Jarzebski P. On parallelization of the loop over elements in FEAP / P. Jarzebski, K. Wisniewski, R. Taylor. // *Comput. Mech.* – 2015. – №56. – С. 77–86.
 Jarzebski P., Wisniewski K., Taylor R. L. (2015) On parallelization of the loop over elements in FEAP. *Comput. Mech.* 56. pp. 77-86.
- [2]. Pantalé O. Parallelization of an object-oriented FEM dynamics code: influence of the strategies on the Speedup / Olivier Pantalé. // *Advances in Engineering Software.* – 2005. – №36. – С. 361–373.
- [3]. Anderheggen E, Renau-Munoz JF. A parallel explicit solver for simulating impact penetration of a three-dimensional body into a solid substrate. *Adv Eng Softw* 2000;31:901–11.
- [4]. Brown K, Attaway S, Plimpton S, Hendrickson B. Parallel strategies for crash and impact simulations. *Comput Meth Appl Mech Eng* 2000; 184:375–90.
- [5]. Chandra R, Dagum L, Kohr D, Maydan D, McDonald J, Menon R. *Parallel programming in OpenMP.* New York: Academic Press; 2001.
- [6]. Jia R, Sundén B. Parallelization of a multi-blocked cfd code via three strategies for fluid flow and heat transfer analysis. *Comput Fluids* 2004;33:57–80
- [7]. OpenMP Specifications. [Електронний ресурс]. — Режим доступу: <https://www.openmp.org/> (дата звернення: 27.04.2021)

APPLICATION OF PARALLEL COMPUTING IN FINITE ELEMENT ANALYSIS OF CONSTRUCTIONS

To optimize finite elements computational processes of the "MIRELA +" computing complex, parallel programming algorithms have been developed for creating stiffness matrices of finite elements and calculating the stress-strain. The parallel data processing is implemented using OpenMP library. On the basis of computational methods of experiments, the use of parallel computing algorithms at the beginning of solving problems with traditional finite element algorithms for large-dimensional grids has been established.

УДК 62-294.2

МЕТОД РАСЧЕТА ФОРМЫ ВАЛКОВ ДЛЯ ВИНТОВОЙ ПРОКАТКИ

Горбатуек С.М., д.т.н., проф., Денискина Т.В.

Балахнина Е.Е., к.т.н., доц., Чиченева О.Н., доц.

Национальный исследовательский технологический университет «МИСиС»,
г. Москва

Одним из наиболее перспективных и выгодных методов производства качественных бесшовных труб, прутков и других тел вращения является винтовая прокатка [1, 2]. При рассмотрении множества вопросов, связанных с процессом винтовой прокатки, основу составляют геометрические параметры [3]. Объясняется это тем, что форма и размеры очага деформации в значительной степени влияют на условия протекания прокатки, необходимую форму валков и т. д.

В ходе работы было изучено множество предлагаемых решений для задач геометрии винтовой прокатки и в результате анализа были выявлены их недостатки. Многие методики трудно реализуемы даже на ЭВМ из-за сложности расчетов, некоторые имеют недостаточную точность или реализуют расчет для определенного типа станов и недостаточно универсальны. Поэтому была поставлена задача создать универсальный метод решения геометрической задачи винтовой прокатки с достаточной точностью.

За основу расчетного метода положено описание взаимного положения осей прокатки и валка значениями угла α и расстояния ρ между ними (рис. 1). Такой подход интересен тем, что α и ρ не зависят от способа настройки рабочих валков и, следовательно, удобны для анализа процессов в клетях различных конструкций.

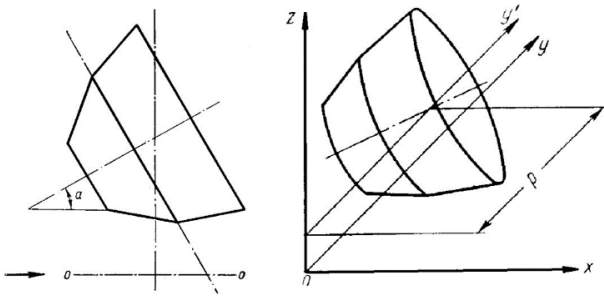


Рис. 1. Параметры взаимного положения осей прокатки и валка.

Таким образом, если ввести допущение, что каждое i -е сечение очага деформации обрабатывается i -м сечением валка, то для вычисления точных значений радиуса валка нам необходимо знать:

- α – угол между осями валка и прокатки;
- ρ – расстояние между осями валка и прокатки;
- x_i и y_i – координаты точек очага деформации.

Для данного сечения валка постепенно, итерационным методом, увеличивается радиус валка, и проверяется условие, лежат ли точки образуемой этим радиусом окружности вне заготовки

$$\begin{cases} \Delta Z \leq |Z_{roll}| \\ \Delta Y \leq |Y_{roll}| \end{cases}$$

Как только условие выполнится, расчет прервется.

На рис. 2 представлена схема, на которой видно, что для всех точек, лежащих вне заготовки, либо $\Delta Y > Y_{roll}$, либо $\Delta Z > Z_{roll}$. Только лишь для одной точки окружности ΔY будет равно Y_{roll} , а ΔZ при этом будет меньше Z_{roll} , таким образом, в этой точке условие выполнится и расчет для данного сечения прервется. Минимально возможный радиус, при котором условие выполняется на всей окружности, и будет необходимым.

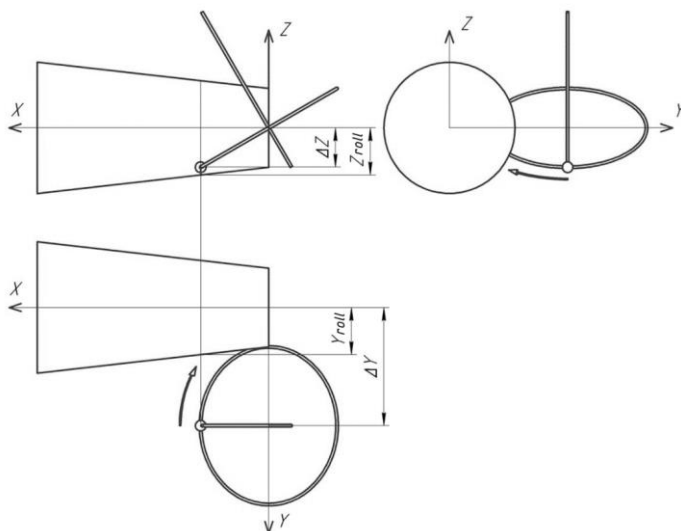


Рис. 2. Схема расчетного метода.

Для реализации расчетного метода на ЭВМ было решено использовать в качестве среды программирования среду Microsoft Visual Studio 2010 с .NET Framework 4.0, а в качестве языка – С#. Всё это позволило создать приложение с интуитивно понятным интерфейсом (рис. 3).

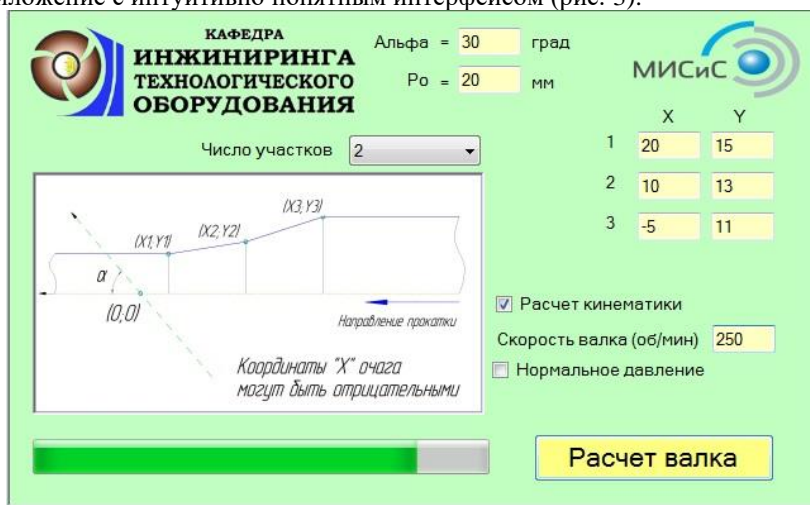


Рис. 3. Интерфейс приложения.

После ввода необходимых данных нажатие на кнопку «Расчет вала»

начинает процесс расчета. Прогресс будет отражен левее кнопки – в строке прогресса. По окончании расчета открывается папка с txt-файлами расчета, которые могут быть использованы САД-системами в качестве исходных данных для моделирования (рис. 4).

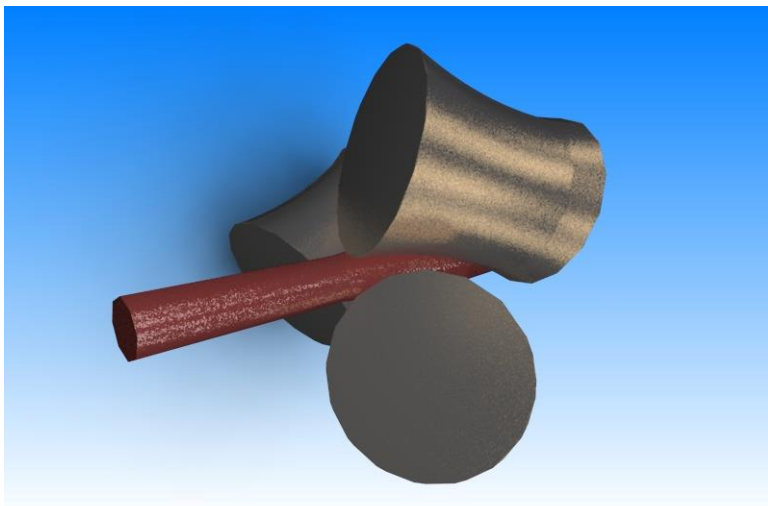


Рис. 4. Визуализация схемы прокатки прутка 6 мм, полученная с помощью приложения и САПР КОМПАС-3D V13.

- [1]. Тетерин П. К. Теория поперечно-винтовой прокатки. - М.: Metallurgy, 1971.
- [2]. Потапов И. Н., Полухин П. И. Технология винтовой прокатки. - М.: Metallurgy, 1990.
- [3]. Горбатюк С. М., Осадчий В. А., Туктаров Е. З. Разработка методики исследования геометрических параметров винтовой прокатки. - М.: Metallurg. 2011. № 8. с. 32-34

METHOD FOR CALCULATING THE SHAPE OF ROLLS FOR HELICAL ROLLING

The paper is devoted to solving the problem of determining the shape of the rolls of helical rolling mills, depending on the specified profile of the deformation zone. A universal calculation method has been proposed, thanks to which it is possible to determine the shape of the working surface of a roll for all types of helical rolling mills (with mushroom-shaped, cup-shaped, barrel-shaped and disc rolls), any relative arrangement of the rolling axis and rolls axes, and various locations of the deformation zone on the rolling axis. The proposed method is implemented as a standalone exe-application with a simple intuitive interface. The application allows you to output the calculation results into txt-files, which can then be imported into CAD systems to create 3D roll models.

ОСОБЛИВОСТІ ТА ПЕРЕДУМОВИ РОЗВ'ЯЗАННЯ ЗАДАЧІ ПЛОСКОГО ЗГИНУ ПРЯМОГО КОМПОЗИТНОГО БРУСА ДОВІЛЬНОГО ПЕРЕРІЗУ

**Ковальчук С.Б., к.т.н., Горик А.В., д.т.н., проф.
Антонец А.В., к.пед.н., доц.**

Полтавська державна аграрна академія, м. Полтава

Бруси дискретно-неоднорідної, композитної будови знаходять все більше застосування в різних галузях машинобудування та будівництва. Дослідження механіки деформування таких елементів, сприяють розвитку методів їх проектування, що є необхідною умовою їх ефективного практичного запровадження. Однак побудова теоретичних моделей композитних брусів ускладнюється анізотропією механічних властивостей їх матеріалу, неоднорідністю будови, значною піддатливістю поперечним зсувам, нерівномірним тепловим розширенням складових композита, навіть за рівномірного температурного поля тощо.

Плоскі розв'язки для композитних брусів є відносно простими і дають точний розподіл компонент напружено-деформованого стану (НДС), але безпосередньо можуть бути застосовані тільки для розрахунку брусів із прямокутним перерізом, структура яких утворена пакетом плоских шарів перпендикулярних силовій площині. Однак на практиці композитні бруси мають більш складні форму та структуру поперечних перерізів.

Некласичні моделі згину композитних брусів також побудовані як наближені розв'язки плоскої задачі теорії пружності. Однак у окремих роботах при побудові таких моделей закладена можливість врахування довільної будови поперечних перерізів, уведенням певних статичних і кінематичних гіпотез на рівні просторової задачі для зведення до узагальненої двовимірної. Поєднання подібного підходу з методами побудови точних розв'язків плоских задач теорії пружності для багатшарових брусів дозволить отримати придатні до практичного застосування співвідношення для визначення НДС при згині композитних брусів із довільною будовою поперечних перерізів.

Розглянемо прямий композитний брус, що складається з m дискретних однозв'язних або багатозв'язних фаз $P_1, P_2, \dots, P_k, \dots, P_m$ (рис. 1), до яких відносяться матриця, армування, клейові прошарки тощо. Фази бруса жорстко з'єднані на спільних поверхнях, відсутнє їх відносне зрушення та відрив.

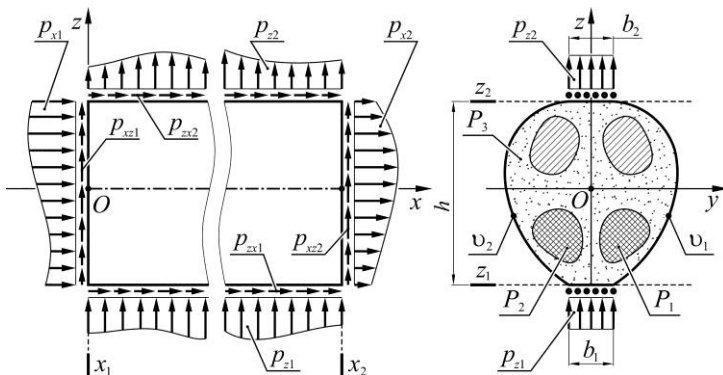


Рис. 1. Схема композитного бруса: (а) вид збоку; (б) поперечний переріз, вид справа

Брус перебуває під дією зовнішніх навантажень, розподілених на його поздовжніх гранях шириною $b_{1,2}$ та торцях. Нормальні і дотичні навантаження розподілені симетрично відносно головної площини бруса.

Поздовжні бічні циліндричні поверхні, із твірними $v_{1,2}(z)$ вільні від зовнішніх навантажень. Вважатимемо, що система навантажень є зрівноваженою. Відомі фізико-механічні характеристики фаз бруса:

$$\left\| \left\{ E_x^{[k]}, E_y^{[k]}, E_z^{[k]}, G_{xz}^{[k]}, G_{zy}^{[k]}, G_{yx}^{[k]}, v_{xz}^{[k]}, v_{zy}^{[k]}, v_{xy}^{[k]}, g_x^{[k]}, g_y^{[k]}, g_z^{[k]}, \rho^{[k]} \right\} \right\| = \left\| \left\{ S_a^{[k]} \right\} \right\|.$$

Для всього бруса характеристики неоднорідного матеріалу будуть кусково-неперервними функціями із розривами першого роду на межах фаз, що умовно можуть бути представлені у вигляді:

$$\mu_a^S = \sum_{k=1}^m \left(p_k S_a^{[k]} \right), \quad (1)$$

де p_k – характеристична функція k -ї фази:

$$p_k = p_k(K'(y, z)) = \begin{cases} 1, & K' \in P_k; \\ 0, & K' \notin P_k. \end{cases} \quad (2)$$

Для аналітичного опису характеристичних функцій (2), може бути використана функція Хевісайда.

Зважаючи на умову абсолютно жорсткого контакту фаз справедливі класичні рівняння рівноваги та геометричні співвідношення теорії пружності. Фізичні залежності закону Гука мають враховувати зміну механічних характеристик у поперечному перерізі неоднорідного бруса. Це забезпечується заміною пружних сталих функціями розподілу (1).

Запишемо статичні граничні умови на поздовжніх гранях і торцях:

$$\sigma_x|_{x=x_\zeta} = (-1)^\zeta p_{x,\zeta}, \quad \tau_{xz}|_{x=x_\zeta} = (-1)^\zeta p_{xz,\zeta}, \quad \tau_{xy}|_{x=x_\zeta} = 0, \quad (3)$$

$$\tau_{zx}|_{z=z_\zeta} = (-1)^\zeta p_{zx,\zeta}, \quad \sigma_z|_{z=z_\zeta} = (-1)^\zeta p_{z,\zeta}, \quad \tau_{yz}|_{z=z_\zeta} = 0, \quad \zeta = 1, 2. \quad (4)$$

Для бічних поверхонь статичні граничні умови запишуться так:

$$\left(\tau_{yx} + (-1)^{\zeta+1} \tau_{zx} \frac{dv}{dz} \right) \Big|_{y=(-1)^\zeta v} = 0, \quad \left(\tau_{yz} + (-1)^{\zeta+1} \sigma_z \frac{dv}{dz} \right) \Big|_{y=(-1)^\zeta v} = 0, \quad (5)$$

$$\left(\sigma_y + (-1)^{\zeta+1} \tau_{yz} \frac{dv}{dz} \right) \Big|_{y=(-1)^\zeta v} = 0.$$

де $v(z)$ – довільна кусково-неперервна функція:

$$v_2(z) = -v_1(z) = v(z).$$

Аналітичне розв'язання рівнянь просторової задачі теорії пружності у загальному вигляді у відповідності до граничних умов (3-5), нашоветується на значні математичні труднощі. Однак уведенням деяких фізичних допущень про властивості матеріалів фаз розмірність такої задачі може бути зменшена, що спроще її дослідження та аналітичне розв'язання. Зокрема вважатимемо розглядуваний брус достатньо вузьким для того щоб знехтувати деформаціями фаз по осі Oy :

$$\mu_{yx}^v, \mu_{xy}^v, \mu_{yz}^v, \mu_{zy}^v, \mu_y^g = 0, \quad \mu_y^E, \mu_{zy}^G, \mu_{yx}^G \rightarrow \infty. \quad (6)$$

Прийемо за рівномірний розподіл температурного поля вздовж Oy :

$$\Delta T = \Delta T(\eta, \xi, t). \quad (7)$$

З урахуванням (6) фізичні залежності і, як наслідок, геометричні співвідношення просторової задачі суттєво спрощуються:

$$\varepsilon_x = \frac{\sigma_x}{\mu_x^E} - \frac{\mu_{zx}^v \sigma_z}{\mu_z^E} + \mu_x^g \Delta T, \quad \varepsilon_z = \frac{\sigma_z}{\mu_z^E} - \frac{\mu_{xz}^v \sigma_x}{\mu_x^E} + \mu_z^g \Delta T, \quad \varepsilon_y = 0, \quad (8)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{1}{\mu_{xz}^G} \tau_{xz}, \quad \gamma_{zy} = 0, \quad \gamma_{yx} = 0,$$

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_z = \frac{\partial w}{\partial z}, \quad 0 = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad (9)$$

$$\gamma_{xz} = \frac{\partial w}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial z}, \quad 0 = \frac{\partial v}{\partial z} + \frac{\partial w}{\partial y}, \quad 0 = \frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y}.$$

Розв'язавши третє, п'яте та шосте співвідношення (10), з урахуванням допущення про плоску деформацію бруса, отримаємо:

$$v = 0, \quad u = u(x, z, t), \quad w = w(x, z, t), \quad (10)$$

$$\varepsilon_x = \varepsilon_x(x, z, t), \quad \varepsilon_z = \varepsilon_z(x, z, t), \quad \gamma_{xz} = \gamma_{xz}(x, z, t).$$

Розв'язавши (8) відносно напружень і проінтегрувавши по ширині перерізу, з урахуванням (7) і (10) матимемо:

$$\bar{\sigma}_x = \bar{\mu}_{xx}^S \varepsilon_x + \bar{\mu}_{zx}^S \varepsilon_z + \bar{\mu}_x^\beta \Delta T, \quad \bar{\sigma}_z = \bar{\mu}_{zz}^S \varepsilon_z + \bar{\mu}_{xz}^S \varepsilon_x + \bar{\mu}_z^\beta \Delta T, \quad \bar{\tau}_{xz} = \gamma_{xz} \bar{\mu}_{xz}^G, \quad (11)$$

де $\bar{\sigma}_x, \dots, \bar{\tau}_{zy}$ – функції зведених, по ширині перерізу бруса, напружень:

$$\bar{\sigma}_x = \int_{-v}^v \sigma_x dy, \quad \bar{\sigma}_z = \int_{-v}^v \sigma_z dy, \quad \bar{\sigma}_y = \int_{-v}^v \sigma_y dy, \quad \bar{\tau}_{zx} = \int_{-v}^v \tau_{zx} dy;$$

$\bar{\mu}_{xx}^S, \dots, \bar{\mu}_{xz}^G$ – функції зведених характеристик пружності бруса:

$$\bar{\mu}_{xx}^S = \int_{-v}^v \left\{ \mu_x^E \mu_x^E \left[\mu_x^E - \mu_z^E (\mu_{xz}^v)^2 \right]^{-1} \right\} dy, \quad \bar{\mu}_{zz}^S = \int_{-v}^v \left\{ \mu_x^E \mu_z^E \left[\mu_x^E - \mu_z^E (\mu_{xz}^v)^2 \right]^{-1} \right\} dy,$$

$$\bar{\mu}_{xz}^S = \bar{\mu}_{zx}^S = \int_{-v}^v \left\{ \mu_x^E \mu_z^E \mu_{xz}^v \left[\mu_x^E - \mu_z^E (\mu_{xz}^v)^2 \right]^{-1} \right\} dy, \quad \bar{\mu}_{xz}^G = \int_{-v}^v \mu_{xz}^G dy,$$

$$\bar{\mu}_x^\beta = - \int_{-v}^v \left\{ \mu_x^E \frac{\mu_x^E \mu_x^g + \mu_z^E \mu_{xz}^v \mu_x^g}{\mu_x^E - \mu_z^E (\mu_{xz}^v)^2} \right\} dy, \quad \bar{\mu}_z^\beta = - \int_{-v}^v \left\{ \mu_z^E \frac{\mu_x^E \mu_z^g + \mu_x^E \mu_{xz}^v \mu_z^g}{\mu_x^E - \mu_z^E (\mu_{xz}^v)^2} \right\} dy.$$

У випадку, коли контури однорідних фаз композитного бруса складаються із вертикальних і горизонтальних ліній, узагальнені шари такого еквівалентного бруса будуть мати сталі по товщині фізико-механічні характеристики, у іншому випадку узагальнені шари еквівалентного бруса будуть неперервно-неоднорідними по товщині, або функціонально-градієнтними. Продовжуючи вище наведені міркування, враховуючи граничні умови та проводячи відповідні аналітичні перетворення, для зведеної двовимірної задачі отримано систему з восьми рівнянь. Отримана система подібна за формою до рівнянь плоскої задачі теорії пружності, однак замість напружень у статичних і фізичних залежностях містить їх рівнодійні $\bar{\sigma}_x, \dots, \bar{\tau}_{xz}$. Користуючись зазначеною подібністю, розв'язок отриманої системи можна побудувати по аналогії з відомими розв'язками плоскої задачі теорії пружності для багатошарових брусів.

1. Лехницький С.Г. Теория упругости анизотропного тела. М.: Наука, 1977. 416с.
2. Васильев В.В. Механика конструкций из композиционных материалов М.: Машиностроение, 1988. 272с.

FEATURES AND PREREQUISITES OF SOLVING THE PROBLEM OF PLANE BENDING A DIRECT COMPOSITE BEAM OF AN ANY SECTION

In research examines the features and conditions of obtaining relations for reducing the physical and mechanical characteristics the problem of plane bending a direct composite beam with arbitrary cross section. A system of static, geometric, and physical relations of an approximate two-dimensional problem is presented. The obtained equations contain internal forces, deformations and displacements reduced to the main plane of the beam.

АНАЛИТИЧЕСКОЕ РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ О ТЕРМОУПРУГОМ ИЗГИБЕ МНОГОСЛОЙНОЙ БАЛКИ С РАЗЛИЧНОЙ ТЕМПЕРАТУРОЙ ПРОДОЛЬНЫХ ГРАНЕЙ

Ковальчук С.Б.^{1,а}, к.т.н., Горик А.В.^{1,б}, д.т.н., проф.

¹Полтавская государственная академия, г. Полтава

^аstanislav.kovalchuk@pdaa.edu.ua, ^бoleksii.goruk@pdaa.edu.ua

Брусья и балки одни из наиболее распространенных элементов инженерных конструкций. Для композитных брусьев типичным является многослойное строение с выраженной разницей механических характеристик слоев. При правильном проектировании это обеспечивает значительный выигрыш по удельной прочности и жесткости композитного бруса в сравнении с однородным аналогом. Однако сочетание разнородных материалов в конструкционном элементе несет определенные недостатки, одним из которых является возникновение температурных деформаций и напряжений. В отличие от однородных в многослойных брусьях даже в равномерном температурном поле неизбежно возникновение температурных напряжений и перемещений. Это может существенно снизить резерв несущей способности элемента для восприятия полезной внешней нагрузки. Поэтому развитие теорий изгиба композитных брусьев в направлении учета температурных деформаций является важным направлением механики структурно-неоднородных элементов.

Наряду с развитием уточненных моделей деформирования композитных брусьев [[1]] не менее важным, является получение точных решений уравнений теории упругости, которые дают более точную и полную картину распределения характеристик напряженно-деформированного состояния (SSS). Большинство таких решений получены для брусьев из функционально-градиентных материалов (FGM) и сравнительно небольшое количество для многослойных балок [[2]-[8]]. Учет температурной составляющей напряжений и перемещений рассмотрен только в работах [[10], [11]], посвященных FGM балкам. Если не учитывать классическую теорию температурного изгиба биметаллической полосы [[12]], которая в отдельных случаях отвечает теории упругости, то для многослойных брусьев точные аналитические решения практически отсутствуют.

В этой работе предложено точное аналитическое решение для квазистатической задачи термоупругости участка многослойного бруса (рис. 1). Рассмотрен важный для практики случай разной температуры (t_1, t_2) продольных поверхностей при наличии симметричного теплообмена через

боковые грани с заданным изменением плотности теплового потока q^Λ по высоте бруса.

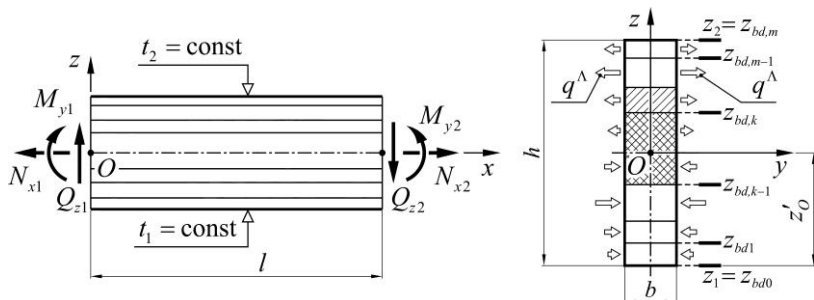


Рис. 1. Схема участка бруса и его поперечного сечения

Решение получено для всего пакета слоев путем последовательного решения уравнения теплопроводности для неоднородного бруса [[9]] с учетом идеального теплового контакта слоев и системы уравнений плоской задачи теории упругости в предположении жесткого соединения слоев. Для учета неоднородности бруса, аналогично работам [[4], [5], [6], [7], [8]] использован континуальный подход, при котором многослойный материал считается сплошным с переменными физико-механическими характеристиками. Полученные соотношения учитывают ортотропию физико-механических характеристик материалов слоев и их податливость деформациям поперечного сдвига и обжатия.

Результаты решения тестовой задачи термоупругого изгиба пятислойного бруса с жестким и шарнирным закреплением концов показали, что относительно небольшое изменение температуры может вызвать значительные напряжения (до 17% от допустимого) и существенные прогибы (14.8% от допустимого). При этом, в зависимости от вида полезной нагрузки, учет температурных напряжений и перемещений может приводить как к снижению, так и увеличению прочности и жесткости бруса.

Полученное общее решение может быть использовано для уточнения оценки прочности и жесткости многослойных брусьев с учетом температурных деформаций, а также для разработки прикладных методик расчета таких элементов.

- [1]. Sayyad A. S., Ghugal Y. M. Bending, buckling and free vibration of laminated composite and sandwich beams: A critical review of literature. *Compos. Struct.* 2017. Vol. 171. P. 486-504.
- [2]. Gerstner R. W. Stresses in a Composite Cantilever. *J. Compos. Mater.* 1968. 2(4). P. 498-501.
- [3]. Cheng S., Wei X., Jiang T. Stress distribution and deformation of adhesive-bonded laminated composite beams. *ASCE J. Eng. Mech.* 1989. Vol. 115. P. 1150-1162.

- [4]. Goryk A. V., Kovalchuk S.B. Elasticity theory solution of the problem on plane bending of a narrow layered cantilever bar by loads at its end. *Mech. Compos. Mater.* 2018. 54(2). P. 179-190.
- [5]. Goryk A. V., Koval'chuk S. B. Solution of a Transverse Plane Bending Problem of a Laminated Cantilever Beam Under the Action of a Normal Uniform Load. *Strength Mater.* 2018. 50(3). P. 406-418.
- [6]. Koval'chuk S., Goryk A. Exact Solution of the Problem of Elastic Bending of a Multilayer Beam under the Action of a Normal Uniform Load. *Mater. Sci. Forum.* 2019. Vol. 968. P. 475-485.
- [7]. Gorik A. V., Koval'chuk S. B. Solving the Problem of Elastic Bending of a Layered Cantilever Under a Normal Load Linearly Distributed over Longitudinal Faces. *Int. Appl. Mech.* 2020. 56(1). P. 65-80.
- [8]. Koval'chuk S. B. Exact Solution of the Problem on Elastic Bending of the Segment of a Narrow Multilayer Beam by an Arbitrary Normal Load. *Mech. Compos. Mater.* 2020. 56(1). P. 55-74.
- [9]. Ковальчук С. Б. Задача термопружності для композитного бруса із плоскою віссю довільної форми у природній системі координат. *Міжвуз. зб. Наукові нотатки.* Луцьк: ЛНТУ, 2019. Вип. 68. С. 30-40.
- [10]. Huang D.-J., Ding H.-J., Chen W.-Q. Analytical solution for functionally graded anisotropic cantilever beam under thermal and uniformly distributed load. *J. Zhejiang Univ.-Sci. A.* 2007. 8(9). P. 1351-1355.
- [11]. Sankar B. V., Tzeng J. T. Thermal stresses in functionally graded beams. *AIAA J.* 2002. Vol. 40. P. 1228-1232.
- [12]. Timoshenko S. P. The collected papers. New York-London-Toronto, McGraw-Hill, 1953. 642 p.

**AN ANALYTICAL SOLUTION TO THE PROBLEM OF
THERMOELASTIC BENDING OF A MULTILAYER BEAM WITH
DIFFERENT TEMPERATURE OF LONGITUDINAL FACES**

Koval'chuk Stanislav^{1, a*} and Goryk Alexy^{1, b}

¹Poltava State Agrarian Academy, Poltava, Ukraine

^astanislav.kovalchuk@pdaa.edu.ua, ^boleksii.goruk@pdaa.edu.ua

An exact analytical solution of the quasistatic problem of thermoelasticity is presented for a section of a narrow multilayer beam with different temperatures of the longitudinal lower and upper faces and a heat flow of arbitrary height across the sections through the lateral faces. The solution was obtained for the entire package of layers by sequentially solving the heat equation for an inhomogeneous beam, taking into account the ideal thermal contact of the layers and the system of equations of the plane problem of the theory of elasticity under the assumption of a rigid connection of the layers. To take into account the inhomogeneity of the beam, a continuum approach is used, in which the multilayer material is considered continuous with variable physical and mechanical characteristics. The resulting relations take into account the orthotropy of the physico-mechanical properties of the materials of the layers and their compliance with the transverse shear and compression strains. An example of implementation of a solution for a five-layer beam with combined rigid and articulated fastening of the ends is given.

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНИХ ФАКТОРІВ НА ВЛАСТИВОСТІ БУДІВЕЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ СПУЧЕНИХ АЛУНІТИЗОВАНИХ ВИСОКОКРЕМНЕЗЕМНИХ ГІРСЬКИХ ПОРІД

**Гоц В.І., д.т.н., проф., Пальчик П.П., к.т.н., доц., Пальчик С.П.,
інженер, Бердник О.Ю., к.т.н., доц.**

Київський національний університет будівництва і архітектури, м. Київ
PPPalchik@ukr.net

Сучасні вимоги документів державних структур в галузі будівництва показують сталу тенденцію до підвищення вимог до теплозахисту будівель і споруд в умовах інтенсивного впливу агресивних факторів зовнішнього середовища. Також наголошується необхідність підтримання заявлених властивостей: фізико-механічних, теплофізичних, декоративно-оздоблювальних, акустичних та інших характеристик матеріалів на протязі всього терміну експлуатації при умові комплексного впливу зовнішніх агресивних факторів. Ці тенденції обумовили необхідність проведення досліджень, як наукового, так хіміко-технологічного характеру по створенню нових видів матеріалів для використання в зовнішніх конструкціях будівель та споруд. Ці матеріали повинні мати низькі показники середньої густини і одночасно підвищені фізико – механічні характеристики, а також забезпечувати незмінність своїх властивостей на протязі всього терміну експлуатації при одночасному впливі агресивних факторів зовнішнього середовища (корозійний, термічний, механічний, атмосферних факторів та інш.).

Одним з таких матеріалів є будівельні вироби на основі спучених алунітизованих висококремнеземистих гірських порід. Вихідними матеріалами для їх виробництва є недефіцитні, доволі широко і рівномірно розповсюджені в світі гірські породи – алунітові руди, алунітозані гірські породи та їх структурні аналоги (ярозит та інші). Крім високих технічних показників слід врахувати більш низьку їх вартість, в порівнянні з іншими видами конструктивних теплозвукоізоляційних матеріалів екологічність як самих матеріалів, так і процесу їх виробництва. Основною діючою речовиною, яка визначає технологічні, фізико - механічні і експлуатаційні характеристики отриманих конструктивних теплозвукоізоляційних матеріалів є алуніт та його структурні аналоги (натроалуніт, їх перехідні форми та інші).

Алуніт - природний мінерал, який має загальну формулу $A_m (XO_4)_p Z_g$ при $m;p=2;1$. Хімічна формула алуніту – $KSO_4 \cdot Al_2 (SO_4)_3 \cdot 2Al_2O_3 \cdot 6H_2O$.

Алуніт відноситься до групи основних сульфатів. Для всіх його структурних аналогів характерне явище ізоморфного заміщення по аніонам і катіонам, а також утворення твердих розчинів.

Метою проведених досліджень було визначення параметрів і послідовності елементних операцій в технологічному процесі виготовлення пористих будівельних матеріалів з наперед заданими геометричними розмірами, а також визначення впливу технологічних параметрів на процес утворення порової структури алунітизованих висококремнеземистих гірських порід. Проводилось дослідження впливу на процес пороутворення хімічного і мінералогічного складу вихідних матеріалів і їх взаємозв'язок з параметрами технологічного процесу.

Утворення ніздрюватої структури будівельних матеріалів на основі алунітизованих висококремнеземистих гірських порід обумовлена процесом хімічної взаємодії алуніту з супутніми йому кремнеземними складовими вихідних матеріалів при термічному навантаженні.

Цей процес є основним в багатоступеневому процесі отримання ніздрюватої структури досліджуваних матеріалів з наперед заданими текстурними характеристиками. Утворення в матеріалі алюмосилікатного розплаву, при термічному навантаженні на зразки матеріалу і його властивості (в'язкість, сили поверхневого натягу та інші характеристики) дозволяють регулювати процес утворення безпосередньо порової системи і, що найбільш важливо, забезпечити формування її наперед заданих текстурних характеристик. Це дає можливість використовувати при виробництві ніздрюватих будівельних матеріалів гірські породи з низьким вмістом безпосередньо алуніту, що забезпечує розширення сировинної бази за рахунок некондиційних руд і призводить до різкого зниження виробничих витрат. Отримання будівельних матеріалів з заданими властивостями можливе при виборі оптимального співвідношення, з точки зору поставленої задачі, алунітової і кремнеземистої складової вихідних матеріалів при яких максимальна інтенсивність газовиділення буде припадати на час утворення алюмосилікатного розплаву з розрахунковими характеристиками. Необхідно також зауважити, що на технологічні параметри цього основного процесу суттєвий вплив здійснюють другорядні домішки, які присутні в вихідних матеріалах, а саме – глинисті мінерали, домішки карбонатів і оксидів заліза.

В результаті температурного навантаження (нагрівання вихідних матеріалів, в залежності від поставленої мети, до температури 1000...1400°C) отримується дрібнопористий матеріал з склоподібними стінками пори якого знаходяться в межах 5...8 мм, середньою густиною 1500...1700 кг/м³. Присутність в алунітизованих гірських породах сторонніх домішок, у вигляді кремнеземних включень, глинистих, карбонатних матеріалів та включень заліза, титану та інших хімічних елементів вносить суттєві зміни в основний процес пороутворення. В цьому випадку є можливість отримання дрібнозернистого матеріалу з низькою середньою густиною в межах

500...700 кг/м³. Це дає змогу використовувати низькокондеційні алунітові руди для виробництва дрібнопористих та ніздрюватих будівельних матеріалів у вигляді засипної теплоізоляції. В цьому випадку використання спучених алунітизованих гірських порід має незаперечні переваги від традиційного керамзиту підвищеною міцністю, вогнестійкістю, стійкістю в агресивних середовищах та довговічністю. Для досліджень використовувались як високозбагачені зразки алунітових руд так і природні зразки алунітовмісних гірських порід різних родовищ розташованих як на території України, так і інших держав.

Жаростійкість матеріалів на основі спучених алунітизованих гірських порід висока, що визначається значною температурою його утворення. З іншого боку висока температура є досить значним від'ємним фактором технологічного процесу, що призводить до зниження техніко-економічних показників виробництва і погіршення конкурентоздатності матеріалу. Тому визначення шляхів зниження температури термічного навантаження є пріоритетним шляхом вдосконалення технології отримання матеріалів ніздрюватої структури на основі алунітизованих висококремнеземних гірських порід.

Зниження температури термічної деструкції алуніту відповідно може бути пов'язано зі зниженням температури утворення алюмосилікатного розплаву в результаті хімічної взаємодії алуніту з кремнеземом з одної сторони і з зниженням температури розкладу його сульфатовміщуючих складових з іншої сторони. На ці процеси суттєвий вплив здійснюють домішки, які входять в склад алунітизованих гірських порід і, в першу чергу вплив різних форм кремнезему, а також карбонатних складових.

Згідно з отриманих результатів визначення фізико-механічних характеристик ніздрюватої структури будівельних матеріалів на основі алунітизованих висококремнеземних гірських порід і порівняння їх з аналогічними характеристиками інших пористих заповнювачів (керамзитовий гравій) можливо зробити висновки про певні переваги першого. Це дає підставу про визначення області використання отриманих матеріалів в якості легких пористих будівельних матеріалів в конструкціях огороження при спорудженні будівель і споруд.

- [1]. Айлер Р.К. «Коллоидная химия кремнезема и силикатов» Госстройиздат М
- [2]. Мицок Г.М. «Поведение кремнезема в гидротермальных условия. Наукова думка 1971
- [3]. Мицок Г.М. «Геохимия» 1972
- [4]. Колесников Е.А. В. Вспучивание легкоплавких глин. Стекло и керамика
- [5]. Лабутин Г.В. Алуниты изд. «Металлургия» 1965
- [6]. Приев Э.Р. Физико – химические процессы образования ячеистых структур в алунито – кремнеземистых композициях и опоковидных глинах. Автореферат канд. Дисс. 1975
- [7]. Кашкай М.А. Алуниты их генезис и использование Т1...2 изд. «Недра» 1970

INFLUENCE OF TECHNOLOGICAL FACTORS ON THE PROPERTIES OF BUILDING MATERIALS ON THE BASIS OF EXPANDED ALUNITIZED HIGH-SILICA MOUNTAIN ROCKS

The influence of technological factors in the production of building materials on the basis of swollen alunitized high-silica rocks on their physical - mechanical and thermal - technical characteristics is determined. It is determined that the production of wall materials with high physical and mechanical and thermophysical characteristics, as well as the ability to obtain products with certain predetermined geometric dimensions, are determined by a set of initial indicators, both properties of raw materials and processes, as well as a certain sequence of individual elemental operations. It is shown that the production of wall materials with high physical and mechanical and thermal characteristics can be achieved by reproducing in the volume of the material of a porous system of closed type with homogeneous, evenly distributed throughout the material pores. The influence of the nature of pores and their textural characteristics of alunitized highly siliceous rocks on the performance properties of building materials has been studied. It is shown that the extension of the service life of these materials without reducing their basic physical and mechanical, thermal and thermal-technical indicators directly depends on the porosity coefficient, the values of their textural values and the nature of the pores. The influence of technological factors on the process of pore formation of alunitized highly siliceous rocks, their textural characteristics and stability of parameters during operation under the influence of aggressive environmental factors are considered. It is determined that the increase in the operating temperature of materials created in compliance with these principles is determined by the morphology and structural characteristics of the source materials by their chemical and mineralogical composition, as well as the influence of process parameters.

УДК 699.825.

ДОСЛІДЖЕННЯ ПОВЕРХНІ РУЙНУВАННЯ БЕТОНІВ АРМОВАНИХ БАЗАЛЬТОВИМ ВОЛОКНОМ З ПОКРИТТЯМИ ОКСИДУ ТИТАНУ І ЦИРКОНІЮ. ФІБРОБЕТОННІ КОМПОЗИТИ.

Гоц В.І., д.т.н., проф., Бердник О.Ю., к.т.н., доц., Майстренко А.А., к.т.н., доц., Пальчик П.П., к.т.н., доц., Амеліна Н.О., к.т.н., доц.
Київський національний університет будівництва і архітектури, м. Київ

Вивчення морфології поверхні базальтових волокон і дослідження елементного складу до і після взаємодії з лужним середовищем дозволяє визначити деталі травлення базальтового волокна в агресивному середовищі, вплив на цей процес при нанесенні покриттів на його поверхню. Для визначення впливу лужного середовища на скляне волокно застосовуються декілька різних методів. Більш складну залежність має кінетика травлення

базальтового волокна з покриттями діоксиду цирконію. В перші два тижні з початку травлення покриття виконує свою захисну функцію, але в наступні два тижні, травлення волокна з покриттям пришвидшується. [1].

Широкому використанню базальтової фібри для армування композитів з агресивними матрицями, в першу чергу, цементним, перешкоджають дві проблеми. Перша проблема обумовлена деградацією властивостей базальтового волокна в лужному середовищі твердіючого бетону через повільне лужне травлення базальтового волокна, яке супроводжується зниженням механічної міцності волокна. Друга проблема полягає в забезпеченні ізотропного розподілення волокна по об'єму бетону. Рішення обох проблем має перспективу вирішення на шляху поверхневої модифікації базальтових волокон [2].

Розроблені методики лужного травлення базальтового волокна з нанесенням покриттів з ZrO_2 та TiO_2 , які дозволяють підвищити міцність базальтового волокна в умовах лужного середовища. Також проведено комплексні фізико-хімічні дослідження вихідного базальтового волокна до і після травлення в лужному середовищі. Показано, що при травленні базальтового волокна в розчині гідроксиду натрію відбувається розчинення алюмосилікатного каркасу і формування шару гексагональних пластинок. Ознаки травлення волокна в розчині гідроксиду кальцію проявляються значно пізніше, ніж в розчині гідроксиду натрію. Показано, що присутність невеликої кількості CO_2 в обох лужних розчинах призводить до утворення частинок карбонату кальцію на поверхні волокна. При нанесенні покриттів з ZrO_2 та TiO_2 сповільнює процес травлення базальтового волокна в обох лужних розчинах, при чому покриття з ZrO_2 забезпечує більш надійну стійкість до лугу, ніж покриття з TiO_2 . Також дослідженнями встановлено, що попередня поверхнева модифікація базальтових волокон шляхом нанесення оксидних покриттів підвищує стійкість волокон в лужному середовищі бетонної матриці. В ряду «волокно без покриття – волокно з покриттям з діоксиду титану – волокно з покриттям з діоксиду цирконію» не захищене волокно піддається найбільшій корозії в середовищі бетонної матриці.

[1]. Berdnyk O Yu, Lastivka O V, Maystrenko A A, Amelina N O. Processes of structure formation and neof ormation of basalt fiber in an alkaline environment. – IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. – Innovative Technology in Architecture and Design (ITAD 020). – Vol. 907. – 012036. (Scopus) <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/907/1/012036/pdf>

[2]. Gots V.I., Lastivka O.V., Berdnyk O.Yu., Tomin O.O., Shilyuk P.S. Corrosion resistance of polyester powder coatings using fillers of various chemical nature. – Key Engineering Materials.–Vol.864.115-121 (Scopus) DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/KEM.864.115> <https://www.scintific.net/KEM.864.115>

[3]. Krivenko P.V., Kovalchuk G.Yu., Kovalhuk O.Yu. Heat-resistant cellular concretes

based on alkaline cements. Proceedings of the International Conference on the Use of Foamed Concrete in Construction 2005, Pages 97-104.

[4]. Третьяков Ю. Д. Неорганическая химия. Химия элементов // под ред. Третьякова Ю.Д. – М.: Изд-во МГУ. – 2007. – В 3-х т., Т.1 – 249 с.

STUDY OF THE FRACTURE SURFACE OF CONCRETES REINFORCED WITH BASALT FIBER COATED WITH TITANIUM AND ZIRCONIUM DIOXIDES. FIBER-REINFORCED CONCRETE COMPOSITES

It is impossible to imagine the development of modern technologies without the use of efficient and affordable fibrous materials based on minerals, glass, and other fibers. The intensive development of the production of fibers and materials based on them worldwide determines the formulation of significant scientific and technical problems of obtaining them with a given set of properties and high-quality indicators, optimization of processing, and rational use. However, the possibility of modifying the composition of the rock with other components that could significantly improve the physical and chemical properties of the fibers is not always taken into account. For the first time, a study was conducted to research the coating of basalt fibers, such as TiO_2 , ZrO_2 and their effect on the physical and chemical characteristics of aluminosilicate melts made from rocks, fiber formation processes, structure, and physical and chemical properties of fibers. Studies have shown that fibers modified with oxides of TiO_2 and ZrO_2 have higher chemical resistance in aggressive environments compared with unmodified fibers obtained from melts of similar component groups.

УДК 621.45.038.7

ВПЛИВ МОДИФІКУЮЧИХ ДОБАВОК НА ВЛАСТИВОСТІ ПОРОШКОВИХ ПОКРИТТІВ

**Гоц В.І., д.т.н., проф., Ластівка О.В., к.т.н., доц.,
Бердник О.Ю., к.т.н., доц., Томін О.О., асп.**

Київський національний університет будівництва і архітектури м. Київ

Порошкова фарба – матеріал який є одним з найбільш перспективних при створенні техніко-економічного та екологічного декоративно-захисного покриття для широкого асортименту будівельних виробів та конструкцій. Насамперед порошкові фарби, які відіграють естетичну роль у покращенні зовнішнього вигляду виробу, забезпечують при цьому високу механічну та хімічну стійкість покриття [1].

Рецептурний склад термореактивної порошкової фарби складається з п'яти основних компонентів: полімерна смола, затверджувач, пігменти, наповнювачі і функціональні добавки [2]. В цілому, полімерна смола і затверджувач відіграють основну роль в забезпеченні необхідних механічних

характеристик і довговічності порошкового покриття. При цьому роль функціональних (модифікуючих) добавок надзвичайно важлива для отримання характеристик, які часто є фундаментальною вимогою для задоволення заздалегідь визначених технічних специфікацій продукту та потреб кінцевих користувачів.

Добавки відіграють важливу роль у формуванні властивостей порошкових фарб та покриттів на їх основі, оскільки вони стали невід'ємною їх частиною з декількох основних причин: регулюванню реологічних властивостей, поверхневих дефектів, а також світло та термо-стабілізації покриттів. При цьому на думку Річарда [3] “ідеальна” добавка для порошкових фарб та покриттів на їх основі повинна відповідати наступним вимогам: тверда, у вигляді дрібного порошку з кристалічною температурою плавлення $T_g > 50$ °C; хімічно не реагує зі зв'язуючою речовиною та затверджувачем; 100 % активна; ефективна при низькому рівні додавання.

Тому сучасний підхід до виробництва порошкових фарб передбачає покращення їх властивостей за рахунок використання комплексних модифікаторів, які сприяють отриманню високих фізико-механічних та експлуатаційних властивостей порошкового лакофарбового матеріалу [4, 5].

Композицію порошкової фарби готували шляхом спільного змішування віддозованих сировинних матеріалів в міксерах роторного типу з подальшою гомогенізацією суміші (при температурі 80...120 °C) в термостатних шнекових змішувачах (екструдерах), видавлюванням пастоподібної суміші з екструдера, її охолодженням, та подрібненням на спеціальних млинах. В якості контрольного складу було обрано порошкову фарбу з наступним співвідношенням сировинних матеріалів: Crylcoat 2618-3 – 60 %; Primid XL-552 – 3,2 %; Метакаолін – 20 %; TiO_2 – 16,8 %.

Плівкоутворення, а також плинність термореактивних порошкових покриттів регулюються двома основними параметрами, а саме поверхневим натягом та в'язкістю розплаву. Поверхневий натяг є основною рушійною силою (при заданому режиму затвердіння), що викликає плинність (розтікання) порошкового покриття. Єдиним опором до плинності є показник в'язкості розплавленого покриття в умовах його затвердіння. Отже, добавки, що регулюють реологічні властивості порошкового покриття можна більш точно визначити як «модифікатори поверхневого натягу».

За результатами досліджень виявлено, що використання модифікаторів поверхневого натягу по різному впливають на формування властивостей порошкового покриття залежно від природи основної діючої речовини. Добавки на основі поліакрилату адсорбованого на діоксиді кремнію у вигляді Вук-3900Р та поліоксіетилену похідного касторової олії у вигляді Luvotix R400, дозволяють знизити поверхневий натяг в плівці покриття, що в свою чергу сприяє підвищенню змочуваності основи під час фази плавлення порошкової фарби, зменшенню ефекту «апелсинової кірки» під час фази зшивання, зниженню голчастих отворів на отриманій поверхні та

підвищенню механічних властивостей покриття. В той же час, добавки реологічної дії на основі бентонітової глини у вигляді Luvogel 4B та гідрофільного діоксиду кремнію у вигляді Cab-o-sil M5 призводять до підвищення поверхневого натягу в плівці покриття, що в свою чергу погіршує плинність, візуальний вигляд та механічні властивості порошкового покриття.

[1]. Richart D.S. 1990 Powder Coating – Past, Present and Future: A Review of the State of the Art. Powder Coating 16-24.

[2]. Gots V.I, Lastivka O.V, Tomin O.O, Tymoshenko S.A. Fillers for modification of polyester powder coating. – IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. – Innovative Technology in Architecture and Design (ITAD 2020). – Vol. 907. – 012051 – 6 p. (Scopus) <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/907/1/012051/pdf>

[3]. Richart, D., Industr. Paint & Powder (Powder R&D Section) Fall 1999.

[4]. Gots Vladimir, Lastivka Oles, Tomin Oleksandr and Kovalchuk Olga. Influence of Film-Forming Components on the Corrosion Resistance of Powder Coating. – Materials Science Forum. – 2019. – Vol. 968. – pp. 143-152. ISSN: 02555476 (Scopus) https://www.researchgate.net/publication/335341344_Influence_of_Film-Forming_Components_on_the_Corrosion_Resistance_of_Powder_Coating.

[5]. Spyrou V.E. 2004 Powder Coatings - Chemistry and Technology. European Coatings Tech Files 3rd, 384.

INFLUENCE OF MODIFYING ADDITIVES ON PROPERTIES OF THE POWDER COATINGS

The study deals influence of modifying additives on properties of the powder coating. The authors Using rheological and degassing modifying additives with different nature of the main active substance. It was found that the additives based on the acrylate polymer adsorbed on the silicon dioxide in the form of Byk-3900P and on the polyoxyethylene derivative of the castor oil in the form of Luvotix R400 decreasing the surface tension in the coating film, which, in its turn, contributes to the increase in the wettability of base during the melting of the powder coating, decrease the 'orange peel' effect during the cross-linking, reduction in pinholes on the obtained surface and improvement of mechanical characteristics of the coating. At the same time, rheological additives based on the bentonite in the form of Luvogel 4B and on the hydrophilic silicon dioxide in the form of Cab-o-sil M5 cause the increase in the surface tension in the coating film, which, in its turn, leads to the worsening of flow, appearance and mechanical characteristics of the powder coating.

СИСТЕМИ ЗБОРУ ЕНЕРГІЇ НА ОСНОВІ П'ЄЗОЕЛЕКТРИЧНИХ ПЕРЕТВОРЮВАЧІВ

Григор'єва Л.О.

Київський національний університет будівництва та архітектури,
Повітрофлотський проспект, 31, м.Київ, l_grigoryeva@ukr.net

Акумулявання енергії. Пристрої, що перетворюють енергію коливань в електричну та здатні до її накопичення (energy harvesting), є дуже перспективними як у машинобудуванні (демпфування коливань з перетворенням зайвої енергії в електричну), так і у електроніці та навколишньому середовищі (автономні системи для накопичення та поповнення енергії). Деякі системи перетворюють рух, наприклад рух океанських хвиль, в електричну енергію, що використовується датчиками океанографічного моніторингу для автономної роботи [1]. Інше застосування - переносна електроніка, де пристрої збору енергії можуть живити або заряджати мобільні телефони або інші пристрої. Коли джерела енергії обмежені, збір енергії відіграє важливу роль у навколишньому середовищі. Пристрої збору енергії повинні бути досить надійними, щоб витримувати тривалий вплив агресивних середовищ, мати широкий діапазон електромеханічних характеристик, чутливість до всього спектру частот коливань.

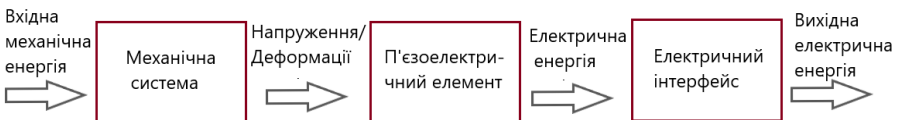


Рис. 1. Процес п'єзоелектричної генерації енергії

П'єзоенергетика як окремий напрямок почала розвиватися з 1990-х років [2]. Як джерела механічної енергії для п'єзоелектричного перетворювача можуть бути використані рух людини, велосипеда, потік води, низькочастотні коливання в механізмах і т. і. Зазвичай внаслідок усталених коливань п'єзоелементи виробляють змінний електричний струм, виявляючи найбільшу ефективність на резонансних частотах. Більшість п'єзоелектричних джерел електроенергії виробляють потужність порядку міліват, що досить мало для системного застосування, але достатньо для портативних пристроїв. П'єзоелектричні системи можуть перетворювати рух людського тіла, наприклад рух ніг і рук, удари взуття та артеріального тиску для отримання енергії від імплантованих або переносних датчиків. П'єзоелементи вбудовують в бігові та пішохідні доріжки, в взуття, в дорожнє

покриття і т.д. Одним з пріоритетних напрямків досліджень є розробка автономних бездротових датчиків, які отримують енергію від сигналу, що вимірюється, або використовують інші шляхи отримання механічної енергії. Їх використання стає актуальним в нетипових завданнях – вимірювання коливань у важкодоступних місцях обертових механізмів, сейсmodатчиках і так далі.

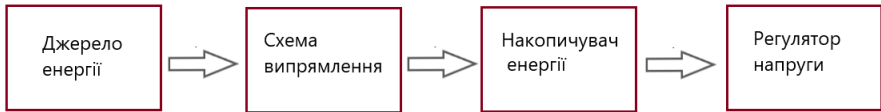


Рис. 2. Компоненти системи збору енергії

Структура системи збору енергії. Для збору енергії (на рис. 2 джерело енергії) зазвичай використовують датчики і двигуни консольної балочної структури, що складаються з мембранного нижнього електрода, плівки, п'єзоелектричної плівки і верхнього електрода (біморфи і багат шарові елементи) [4]. Тонкі плівки PZT використовуються для датчиків сили, акселерометрів, двигунів гіроскопів, мікронасосів. Розумні дороги можуть зіграти важливу роль у виробництві електроенергії. Вбудовування п'єзоелектричного матеріалу в дорогу може перетворювати тиск, який чиниться рухомими автомобілями, в напругу і струм.

Зв'язок між п'єзоелементами забезпечується за допомогою шунтувального ланцюга (шунтирующей цепи [3], shunts [2]). На рис. 2 він представлений як схема випрямлення. При пасивному демпфуванні завдяки п'єзо ефекту частина механічної енергії коливань конструкції перетворюється в електричну та виводиться або збирається за допомогою шунтувального ланцюга. Для активного демпфування в схему також вводяться актуатори, що коливаються в протифазі з небажаними частотами конструкції. Режим роботи актуаторів визначається з даних, отриманих від сенсорів (датчиків), що зчитують та передають на контроллер наявний електромеханічний або акустичний стан елемента. Резонансні шунтувальні ланцюги здатні підлаштуватися під частоту, яку потрібно демпфувати, завдяки наявності катушки індуктивності та резистора. П'єзоелемент в електричному колі виступає як конденсатор.

Отримана електроенергія накопичується в конденсаторі, суперконденсаторі або батареї (на рис. 2 накопичувач енергії). Конденсатори використовуються при можливих великих стрибках напруги. Батареї використовуються, коли пристрій потребує сталого потоку енергії. Суперконденсатори мають практично необмежені цикли заряду-розряду, але значно менш доступні, ніж конденсатори.

Smart- системи. Для вищеописаних пристроїв використовуються так звані «розумні матеріали» або «smart- матеріали», що використовуються. Ці

матеріали ще називають інтелектуальними, чутливими, багатофункціональними або адаптивними [3]. Вони мають здатність змінювати свої властивості в залежності від змін навколишнього середовища, які вони фіксують. Smart- системи, що мають в своєму складі лише датчики, називаються *пасивними*. В *активних* системах датчики доповнюються актуаторами або виконавчими механізмами, що здатні викликати деформування основної структури. До завдань smart- матеріалів відносяться контроль профілю об'єкта, визначення пошкоджень, контроль і керування динамічними процесами, мікропозиціонування, збір і перетворення енергії коливань в корисну енергію.

До smart-матеріалів на основі п'єзоматеріалів відносяться п'єзокераміка, п'єзополімери, багат шарові п'єзоелементи, п'єзоплівки та полімерні п'єзоплівки, п'єзоволокна та п'єзокомпозити з п'єзоволокнами [4].

Оскільки основна увага при збиранні енергії вібрації полягає у перетворенні максимальної частки введеної механічної енергії в електричну, перевага надається матеріалу з високим коефіцієнтом електромеханічного перетворення k . Більш точний показник ефективності п'єзоелектричних збірників енергії можна отримати, враховуючи вихідну потужність п'єзоелектричного перетворювача.

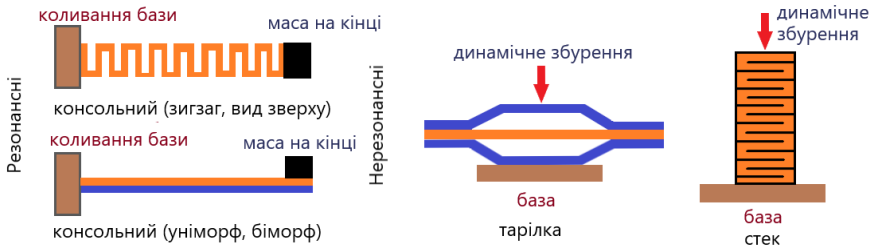


Рис. 3. Типи п'єзоелементів для збору енергії [5]

Типи п'єзоелементів для збору енергії. Консольний стержень є одним з найбільш широко використовуваних форм п'єзоелектричних збірників енергії, особливо для механічного збору енергії від вібрацій, оскільки в п'єзоелементі під час вібрації можуть виникати значні деформації [5]. Виготовлення п'єзоелектричних консолей є відносно простим і недорогим. Основна частота на згин консолі значно нижча, ніж інші режими вібрації п'єзоелемента. У більшості розроблених пристроїв для збору п'єзоелектричної енергії використовується уніморф (один шар п'єзоелектричного матеріалу, прикріплений до неп'єзоелектричного шару), або біморф (два шари п'єзоелектричного матеріалу, приєднані до неп'єзоелектричного шару). Біморфна структура подвоює енергію, що видається, тому застосовується частіше, ніж уніморфна. Для регулювання резонансної частоти консолі на вільний кінець прикріплюють додаткову масу.

Позарезонансні збірники енергії зазвичай мають форму тарілки або багат шарового п'єзоелектричного елемента (стеки). Структура перетворювачів у формі тарілок посилює механічний вплив, що використовується для поліпшення вихідної потужності збору енергії. В архітектурі стека п'єзоелектричні матеріали використовуються в режимі поздовжніх коливань, що мають вищий коефіцієнт перетворення, ніж поперечний режим. Оскільки перша власна частота п'єзоелектричних стечів зазвичай перевищує 1 кГц, тоді як власні коливання конструкції зазвичай виникають в діапазоні 10 Гц - 100 Гц, такі п'єзоелементи використовуються позарезонансно. Тарілки та стеки мають низьку чутливість щодо вібрацій з низькою амплітудою, але витримують значно вищі механічні навантаження (особливо стеки), ніж консольні збірники енергії.

Для узгодження резонансних частот перетворювача з коливними частотами конструкції в стеках використовуються узгоджувальні пружні або в'язкопружні шари [6]. Для визначення реальних амплітуд коливань елементів на резонансних частотах враховується дисипація енергії [7].

[1]. https://en.wikipedia.org/wiki/Energy_harvesting

[2]. Dongna Shen. Piezoelectric energy harvesting devices for low frequency vibration applications: dissertation for the Degree of Doctor of Philosophy. Auburn, Alabama May 9, 2009. – 195 p.

[3]. В.П. Матвеевко, Е.П. Клигман, М.А. Юрлов, Н.А. Юрлова. Моделирование и оптимизация динамических характеристик smart-структур с пьезоматериалами / Физическая мезомеханика. – 2012. -15, №1. – С. 75-85.

[4]. N. X. Yan, A. A. Basari and N. A. A. Nawir. Piezoelectric ceramic for energy harvesting system: a review/ ARPN Journal of Engineering and Applied Sciences. V. 13, No. 22, November 2018. Pp. 8755-8775.

[5]. <https://www.americanpiezo.com/blog/piezoelectric-energy-harvesting/>

[6]. Grigoryeva, L.O. Transient responses in Piezoceramic Multilayer Actuators Taking into Account External Viscoelastic Layers // Опір матеріалів і теорія споруд. Strength of Materials and Theory of Structures. - № 105 (2020). – P. 255-266. DOI: <https://doi.org/10.32347/2410-2547.2020.105.255-266>

[7]. Григор'єва Л. О., Безверхий О. І. Резонансні коливання п'єзокерамічних циліндрів з врахуванням дисипації енергії // Проблеми обчислювальної механіки та міцності конструкцій. -2020, вип. 31.- С. 44-54. DOI:10.15421/420004 <https://pommk.dp.ua/index.php/journal/article/view/484/501>

ENERGY HURVESTING SYSTEMS BASED ON PIEZOELECTRIC CONVERTERS

There are reviewed scope and operation principles of energy harvesting devices based on piezoelectric transducers. Energy harvesting devices must be reliable enough to withstand prolonged exposure to aggressive environments, have a wide range of electromechanical characteristics, sensitivity to the full range of oscillation frequencies. There are described intelligent materials used as system components. The main types of piezoelectric resonance and off-resonance transducers used to assemble the system are presented and their scope is analyzed.

НЕЛІНІЙНИЙ РОЗРАХУНОК БЕРЕГОЗАХИСНОЇ СПОРУДИ ВІД ДИНАМІЧНОГО ВПЛИВУ ХВИЛЬ, ЩО РОЗБИВАЮТЬСЯ

Гришин А.В., д.т.н., проф.

Одеський національний морський університет, м Одеса,
a619grin@gmail.com

При розрахунку берегозахисних споруд в нормативному документі [1] рекомендується динамічні хвильові впливи замінювати статичними навантаженнями, що в якійсь мірі виправдано для стоячих хвиль. Але в разі хвиль, що розбиваються і прибійних хвиль, під дією яких зазвичай знаходяться споруди, що розглядаються, необхідно користуватися динамічними методами розрахунку. Берегозахисна споруда спільно з ґрунтовим масивом утворює пов'язану систему, яка являє собою інерційну пружно-пластичну модель, що враховує виникаючі в ній хвильові процеси. Використовувалася теорія пластичної течії з зміцненням, що базується на принципі максимуму Мізеса [2]. Для гнучкої або жорсткої споруди в якості опції навантаження застосовувалося умова Генієва [3], а для ґрунту - умова Кулона-Мора [4].

Методика рішення пружно-пластичних задач при динамічному навантаженні в зазначеній вище постановці викладена в [5], тому тут наводяться тільки основні рівняння.

Рівняння руху системи в момент часу t визначалося зі співвідношення принципу віртуальної роботи, яке має наступний вигляд

$$\int_{\Omega} [\delta \varepsilon]^T \sigma d\Omega + \int_{\Omega} [\delta u]^T (\rho \dot{u} + c \dot{u} - Q) d\Omega - \int_{S_q} [\delta u]^T q ds = 0. \quad (1)$$

Вважалося, що деформації системи відбувалися при малих подовженнях, зрушення і кугах повороту. Тому залежність між приростами перемішень і деформацій визначалися лінійними співвідношеннями Коші

$$d\varepsilon_{ks} = \frac{1}{2} (du_{k,s} + du_{s,k}). \quad (2)$$

У цьому випадку також має місце постулат підсумовування збільшень пружною і пластичної деформації

$$d\varepsilon_{ks} = d\varepsilon_{ks}^{(e)} + d\varepsilon_{ks}^{(p)}. \quad (3)$$

Компоненти тензора приростів пружної деформації пов'язані з компонентами тензора приростів напруги законом Гука

$$d\varepsilon_{ks}^{(e)} = C_{ksmn}^{(e)} d\sigma_{mn}. \quad (4)$$

Збільшення пластичних деформацій визначаються як

$$d\varepsilon_{ks}^{(p)} = d\lambda f_{,\sigma_{ks}}, \quad d\lambda = const > 0. \quad (5)$$

Умова Генієва в інваріантній формі має вигляд

$$f = 3(\sigma_c - \sigma_p)\sigma_o + 3\sigma_i^2 - \sigma_p\sigma_c = 0. \quad (6)$$

Умова Кулона-Мора записується у вигляді

$$f = (\sigma_0 - \frac{\sigma_i}{\sqrt{3}} \sin\psi) \sin\varphi + \sigma_i \cos\psi - c \cos\varphi = 0. \quad (7)$$

де σ_0, σ_i, ψ - інваріанти тензора напружень; σ_p, σ_c - межі пластичності при розтягуванні і стисненні; φ, C - кут внутрішнього тертя і зчеплення

Похідні від функції навантаження наведені в [5]. Перетворюючи рівняння (3) ÷ (7), знаходимо рівняння стану:

$$\begin{aligned} d\sigma_{ks} &= D_{ksmn}^{(e)} d\varepsilon_{mn}, \quad \text{при } f = 0, \quad d'f \leq 0 \quad \text{або } f < 0; \\ d\sigma_{ks} &= D_{ksmn}^{(ep)} d\varepsilon_{mn}, \quad \text{при } f = 0, \quad d'f > 0. \end{aligned} \quad (8)$$

Наведені вище вихідні рівняння мають складний вид і можуть бути вирішені тільки чисельними методами. У даній роботі використовувалися прямі крокові процедури. Для їх реалізації необхідно виконати два основних етапи: дискретизацію вихідних рівнянь як за часом, так і по області, займаній системою; побудова ітераційного процесу для визначення рішення з наперед заданою точністю.

Для першої дискретизації заданий відрізок часу $[0, T]$ на якому визначалося рішення, розбивалося на N часових інтервалів довжиною Δt і в кожні дискретні моменти часу t_n розглядаються вихідні рівняння. Для другої дискретизації область системи розбивалася ЕОМ за спеціальною програмою на скінчені, а по нескінченному кордоні ґрунтового масиву на нескінченні ізопараметричні елементи. Якщо масив обмежити кінцевою областю, то відбиті від її кордону хвилі можуть спотворити результати рішення. Після дискретизації в момент часу t_n було отримано наступне матричне рівняння

$$M\ddot{\delta}_n + C\dot{\delta}_n + K(\delta)\delta_n = Q_n. \quad (9)$$

Тут: M - матриця розподілених мас системи; C - матриця демпфірування; $K(\delta)$ - нелінійна матриця жорсткості; Q_n - вектор вузлових навантажень; $\delta_n, \dot{\delta}_n, \ddot{\delta}_n$ - відповідно вузлові переміщення, швидкості і прискорення.

Для визначення рішення будувалася ітераційний процес, який реалізовувався за неявним модифікованим методом Ньюмарка. Він є безумовно стійким, що дозволило збільшувати довжину тимчасового кроку Δt . Модифікація методу викликана нелінійністю пружно-пластичних задач і детально описана в [5].

На підставі запропонованої методики, в системі Delphi був розроблений програмний комплекс, який дозволяє чисельно реалізовувати різні динамічні задачі. Зазвичай до додатка до системи динамічного навантаження на неї діє статичне навантаження, від якого в деяких областях утворюються пластичні зони. Тому не представляється можливим, як це робиться при пружному розрахунку, окремо проводити статичний і динамічний розрахунки і результати підсумувати, так як принцип суперпозиції тут непридатний. Необхідно виконати спільний розрахунок системи від дії як статичних, так і динамічних навантажень. Програмний комплекс дозволяє проводити такий розрахунок.

Було розглянуто приклад розрахунку берегозахисної стінки кутового типу знаходиться під дією хвиль, що розбиваються. У розрахунку використовувалися довжина тимчасового кроку $\Delta t = 0,001$ сик., Час дії навантаження $0,1$ сик. Рішення визначалося на відрізьку часу $T = 3$ сик.

Спочатку виконувався статичний розрахунок від дії власної ваги стінки і засипання. Від цього навантаження точка A в верхній частині стінки отримує переміщення $u_1 = -1,242$ см, $u_2 = -4,456$ см. У ґрунтовому масиві утворюються пластичні зони. Потім, з урахуванням напружено-деформованого стану, визначеного від дії власної ваги, був виконаний динамічний розрахунок від дії хвильового навантаження. На екрані дисплея в процесі коливання системи можна спостерігати утворення нових пластичних зон і закриття виниклих раніше, причому в пружно стадію переходять пластичні області, які утворилися після статичного розрахунку. Отже, система знаходиться в умовах складного навантаження, тому до таких завдань застосовувати деформаційні теорії пластичності можна. Під час навантаження стискаючи напруги σ_{22} змінювалися до $-0,078$ МПа. Потім, на етапі вільних коливань виникали нестабільні коливання напруги протягом $0,45$ сик., Які далі стабілізувалися і згасали.

Отримано епюри горизонтальних і вертикальних коливань точки A . Після дії статичного навантаження горизонтальні переміщення відбувалися різким стрибком в напрямку дії хвильового навантаження і при $t = 0,16$ сик.

досягали величини 0,979 см. Потім спостерігалися переміщення цієї точки в протилежному напрямку і далі вона коливалася біля положення, рівного -1,5 см. Слід зазначити, що такі коливання відбувалися не біля положення статичної рівноваги рівної -1,242 см, а відбувся зсув цього положення, викликане утворенням пластичних деформацій. Така ж картина спостерігалася і для вертикальних коливань. У початковий період вільних коливань точка *A* переміщлася вгору до $u_2 = -4,1$ см, потім відбувалися її коливання біля положення, рівного $u_2 = -4,54$ см, яке не дорівнює статичному $u_2 = -4,456$ см.

На підставі виконаних досліджень відзначено, що запропонована методика і програмний комплекс дозволяють проводити розрахунок берегозахисних споруд від спільної дії статичних і динамічних навантажень з урахуванням виникнення пластичних зон як в конструкції, так і в ґрунтовому масиві. При вирішенні динамічних задач необхідно враховувати деформації і напруги, отримані від статичних навантажень, так як вони впливають на коливальний процес, що виникає при динамічному навантаженні системи. Крім того, стінка і ґрунтове середовище взаємопов'язані між собою. Зміна в часі властивостей одного елемента системи впливає на напружено-деформований стан іншого. Тому тільки їх спільний розрахунок дозволить отримати правильні результати.

- [1]. СНиП 2.06.04-82* Нагрузки и воздействия на гидротехнические сооружения (волновые, ледовые и от судов). – М.: ЦИТП Госстроя СССР 1986. – 40с.
- [2]. Ивлев Д.Д., Быковцев Г.И. Теория упрочняющегося пластического тела. – М.: Наука, 1971. – 231с.
- [3]. Гениев Г.А., Киссюк В.Н., Тюпин Г.А. Теория пластичности бетона и железобетона. – М.: Стройиздат, 1974. – 316с.
- [4]. Фадеев А.Б. Метод конечных элементов в геомеханике. – М.: Недра, 1987. – 221с.
- [5]. Гришин А.В., Федорова Е.Ю. Нелинейные динамические задачи расчета портовых гидротехнических сооружений. – Одесса, 2002. – 126с.

NONLINEAR CALCULATION OF THE SHORE PROTECTING STRUCTURE FROM DYNAMIC INFLUENCE OF THE CRASHING WAVES

A coupled system consisting of a shore protection structure, a base and an aquatic environment is considered. The influence of the aquatic environment on the vibrations of the structure is taken into account. The wave processes arising in the system from the action of breaking waves are investigated. Elastoplastic properties of materials are taken into account.

СРАВНИТЕЛЬНАЯ ХАРАКТЕРИСТИКА ИНТУМЕСЦЕНТНЫХ КРАСОК ДЛЯ ОГНЕЗАЩИТЫ ДЕРЕВЯННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

**Гузий С.Г., к.т.н., с.н.с., Отрош Ю.А., д.т.н., профессор,
Курская Т.Н., к.т.н., доцент**

Национальный университет гражданской защиты Украины, г. Харьков

В последнее время в Украине стало пользоваться спросом возведение малоэтажных деревянных модульных домов (рис. 1). Важнейшим элементом при возведении подобных домов является обеспечение их огнезащиты, которая должна обеспечивать повышение огнестойкости деревянных конструкций до необходимого уровня, снижать их пожарную опасность, предотвращать развитие и распространение пламени. Выполнение этих требований снизит вероятность гибели людей и материальные потери от пожара.



Рис. 1. Общий вид архитектурных решений эргономичных модульных малоэтажных домов

Одним из наиболее эффективных и доступных способов придания огнестойкости деревянным изделиям и конструкциям подобных домов служит окраска их огнезащитными ЛКМ [1].

Анализ литературных данных [2-6] показал, что используя ПВА-эмульсии, водные акриловые дисперсии в виде связующих, полифосфат аммония пентаэритрит и меламин в качестве катализатора и коксообразователя, возможно получить огнезащитные составы интумесцентного типа и разработать на их основе вспучивающиеся огнезащитные краски для деревянных изделий и конструкций. В лаборатории НУГЗУ были апробированы четыре вида огнезащитных интумесцентных красок. С состав красок вводились специальные наполнители, влияющие на физико-механические свойства, на термостойкость пенококса, и на формирование его микроструктуры.

Интумесцентные краски наносились на подложку из сосны. После их

отверждения проводились исследования по определению коэффициента вспучивания, потери массы, скорости обугливания и глубины прогорания согласно рекомендациям [1, 4, 5]. Огнезащитные свойства красок определяли следующим образом: образец древесины сосны с покрытием закрепляли в штативе, под покрытие, через отверстие в массиве сосны, подводили термопару, температуру фиксировали цифровым мультиметром. В качестве источника огня служила газовая горелка, температура пламени фиксировалась на уровне 1100°C. Расстояние от горелки до покрытия составляло 160 мм (рис. 2). Продолжительность огневых испытаний составила 300 с.

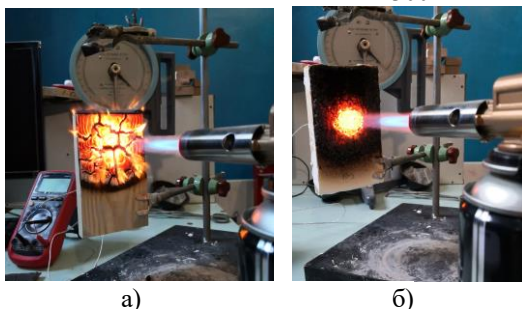


Рис. 2. Огневые испытания интумесцентных органоминеральных красок: а – не огнезащитная древесина; б – огнезащитная древесина

Огнезащитные краски получены в лабораторном диссольтвере – IBe и IBe1 на основе ПВА-эмульсии; IBe2 и IBe3 – на основе водных акриловых дисперсий. Краски отличались между собой минеральным наполнением. Результаты огневых испытаний приведены в таблице и рис. 3.

Таблица

Физико-механические и термо-механические свойства интумесцентных красок

Параметры	Составы огнезащитных органоминеральных красок			
	IBe	IBe1	IBe2	IBe3
Адгезия, балл	4	4	1	4
Адгезия, МПа	0,2	0,8	1,2	0,4
Толщина покрытия, мм	0,5	0,5	0,9	0,9
Температура под покрытием, °С	738	991	235	318
Коэффициент вспучивания	16	11,5	14,56	15,86
Потеря массы, %	10,34	7,2	2,91	2,03
Скорость обугливания, мм/с	0,0162	0,027	0,013	0,0058
Глубина прогорания, мм	4,85	8,1	3,9	1,75

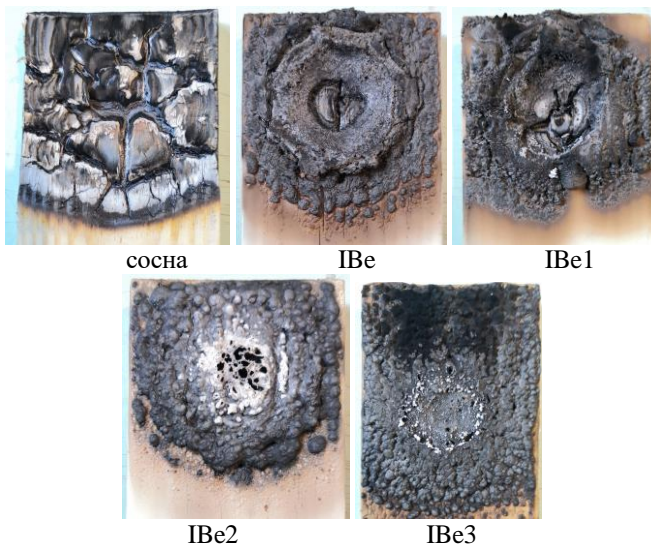


Рис. 3. Внешний вид покрытий после огневых испытаний

Во время огневых испытаний отмечено дымообразование, но возгорания подложки из сосны не наблюдалось.

Как видно с данных таблицы, интумесцентные краски составов IBe и IBe1 при одинаковой толщине покрытия, отличаются между собой величиной адгезии к подложке, коэффициентом вспучивания, потерей массы и температурой под покрытием, скоростью обугливания и глубиной прогорания. Краски этих типов не способны защищать древесину от горения вследствие быстрого прогорания слоя пенококса. Интумесцентные краски составов IBe2 и IBe3 при одинаковой толщине покрытия, отличаются между собой величиной адгезии к подложке, коэффициентом вспучивания, потерей массы и температурой под покрытием, скоростью обугливания и глубиной прогорания. Несмотря на меньшие значения выше приведенных показателей, краска типа IBe2 обеспечивает температуру под покрытием не выше 235°C, что меньше значений критической температуры дымовых газов (260°C) при испытаниях подобных красок при определении группы горючести [6].

На наш взгляд, интумесцентные краски, полученные на основе водных акриловых дисперсий, более предпочтительны и перспективны с точки зрения огнезащиты, нежели интумесцентные краски, полученные на основе ПВА-эмульсий. Дальнейшие работы будут направлены на повышение огнезащитных свойств за счет оптимизации составов красок в сторону увеличения механической прочности слоя пенококса и его стойкости к воздействию переменных тепловых потоков, а также изучению теплофизических характеристик.

1. Павлович А.В., Владенков В.В., Изюмский В.Н., Кильчицкая С.Л. Огнезащитные вспучивающиеся покрытия. *Лакокрасочная промышленность*. 2012. №5. С. 22-27.
2. Ненахов С.А., Пименова В.П. Терминологические проблемы в области огнезащитных покрытий. *Пожаровзрывобезопасность*. 2012. Т. 21, №10, с. 41-47.
3. Кропачев Р.В., Новокшенов В.В., Вольфсон С.И., Михайлова С.Н. Терморасширяющиеся полимерные композиционные материалы. *Вестник технологического университета*. 2015. Т. 18. №5. С. 60-63.
4. Ненахов С.А., Пименова В.П. Физико-химия вспенивающихся огнезащитных покрытий на основе полифосфата аммония (обзор литературы). *Пожаровзрывобезопасность*. 2010. Т. 19, №8. С. 11-58.
5. Tsapko Yu.V., Kravchenko AV, Tsapko O.Yu. The effect of adding aluminum hydrate on the effectiveness of fire protection of wood with organo-mineral coating. *Scientific and technical journal "New technologies in construction"*. 2017. No 33. P. 46-49.
6. Tsapko Yu.V., Kravchenko A.V., Guziy S.G., Tsapko O.Yu. Structure formation of the expanded layer of foam coke and effective measures for its management. *Scientific and technical collection Building materials, products and sanitary ware*. 2017. No 58. P. 171-179.

COMPARATIVE CHARACTERISTICS OF INTUMESCENT PAINTS FOR FIRE PROTECTION OF WOODEN STRUCTURES

Comparative characteristics of intumescent organic-mineral paints for fire protection of wood products and structures are given. It is noted that organo-mineral paints based on PVA emulsions are inferior in a number of basic properties to paints based on aqueous acrylic dispersions. The most promising, from the point of view of fire retardant properties, is an organo-mineral paint of the IBe2 type, which is characterized by an adhesion value of 1.2 MPa, a flue gas temperature of up to 235 °C, a swelling coefficient of 14.56, a weight loss of no more than 2.91%, a carbonization rate not higher than 0.013 mm/s, the depth of burning of the pine substrate is not higher than 3.9 mm.

УДК 691.263/166

ДОСЛІДЖЕННЯ ХІМІЧНОЇ ПРИРОДИ ТА ВЛАСТИВОСТЕЙ ПОВЕРХНІ ДИСПЕРСНИХ МАТЕРІАЛІВ НА ОСНОВІ КВАРЦУ

Данченко Ю.М., докт. техн. наук, проф.

Харківський національний університет будівництва та архітектури, м. Харків
danchenko.yuliya@kstuca.kharkov.ua

Кварцові дисперсні матеріали широко використовуються у різних галузях: для створення композиційних матеріалів різного призначення, в якості адсорбентів для очистки води та інших рідин, в якості абразивів тощо.

Завдяки багатьом властивостям композиційні матеріали на основі полімерів та кварцових наповнювачів ефективно застосовуються у будівництві та відновленні доріг, мостів, гідротехнічних споруд, житлових будинків. В деяких випадках експлуатаційні та фізико-механічні властивості таких матеріалів не поступаються відомим матеріалам – бетону, каменю, металам, деревині. Наявність кварцових дисперсних наповнювачів забезпечує міцність до механічних навантажень, стійкість до води та інших агресивних середовищ, стійкість до високих температур, теплоізоляційні, звуко- та віброзахисні властивості. Застосування неорганічних, в тому числі кварцових матеріалів, пов'язано з хімічною природою і кислотно-основними властивостями поверхні дисперсних частинок. Це зумовлює ефективність та механізми взаємодії поверхні дисперсних матеріалів з зовнішнім (дисперсійним) середовищем.

Високоенергетична поверхня дисперсних неорганічних матеріалів, характеризується наявністю шару поверхневих активних центрів (ПАЦ) [1-6], які, з точки зору кислотно-основної теорії, можна розділити на центри Льюїса і центри Бренстеда. Встановлено, що поверхні твердих оксидів характеризуються широким набором кислотно-основних ПАЦ лужного (MeO^- , O^{2-} , $\text{OH}^{\delta-}$), кислотного (Me^{n+} , $\text{OH}^{\delta+}$), а також нейтрального характеру [3,4]. Функція кислотності ПАЦ може змінюватись у широких межах. Наприклад, авторами дослідження [5] встановлено, що на поверхні кварцу SiO_2 присутні кислотні ($\text{pK}_a=2,5$), нейтральні ($\text{pK}_a=6,4$) та лужні ($\text{pK}_a=8,8$) силанольні групи $\equiv\text{SiOH}$, від'ємно заряджені атоми кисню $=\text{O}^{2-}$ ($\text{pK}_a=-0,2$) та позитивно заряджені атоми силіциуму Si^{n+} ($\text{pK}_a=14,2$), а також силоксанові групи $\text{Si}-\text{O}-\text{Si}$. В роботі [7] досліджено кислотно-основну рівновагу на поверхні SiO_2 із застосуванням квантово-хімічного моделювання ПАЦ. Запропоновані квантово-хімічні моделі безводних та гідратованих ПАЦ, до складу структурних формул яких включені центральний елемент Si^{4+} кристалічної решітки з координаційним числом 4 та 6, атоми кисню, OH-групи і молекули води. Безводні ізольовані центри містять одну, дві (гемінальний центр) або три OH-групи і пов'язані з центральним елементом. Віцинальні центри містять два центральних елемента і дві OH-групи, поєднані між собою водневим зв'язком. Крім трьох типів безводних центрів, предметом дослідження були гідратовані центри, які містять від однієї до п'яти молекул води та приєднані до безводного центру у відповідності до відомого механізму гідратації поверхневих OH-груп [8-11]. Показано [7], що на поверхні SiO_2 , незалежно від координаційного числа Si^{4+} , найменшими значеннями pK_a і, відповідно, найбільшими кислотними властивостями, характеризуються віцинальні безводні центри $\text{Si}_2\text{O}_5(\text{OH})_2$ ($\text{pK}_a=9,2$) та $\text{Si}_2\text{O}_9(\text{OH})_2$ ($\text{pK}_a=11,9$). Центри з координаційним числом центрального елемента 6 виявляють меншу кислотність, ніж центри з координаційним числом 4. Найбільшою лужністю характеризуються ізольовані активні центри з однією OH-групою SiO_3OH ($\text{pK}_a=11,9$), SiO_5OH ($\text{pK}_a=13,1$). В

результати розрахунків встановлено, що кислотність ізолюваних центрів прямо пропорційно зростає при збільшенні кількості ОН-груп. Установлено, що при збільшенні кількості адсорбованих молекул води, зростає кислотність ПАЦ усіх типів. Виявлений ідентичний характер зростання кислотності ПАЦ при збільшенні товщини як гідроксильного, так і гідратаційного шарів поверхні. Розраховані значення вільної енергії Гібса процесів депротонізації центрів є позитивними і змінюються від 52,6 до 74,7 кДж/моль.

Спектр ПАЦ різної хімічної будови формує поверхневий гідроксильно-гідратний шар (ПГГШ) дисперсного неорганічного матеріалу, який характеризується певними товщиною та кислотно-основними властивостями [1-4]. ПГГШ неорганічних матеріалів складається з двох основних шарів. Нижній гідроксильний щільний шар формується з хімічно зв'язаних з поверхнею молекул води, тобто ОН-груп. Верхній менш щільний гідратний шар, який складається з адсорбованих молекул води на поверхні нижнього гідроксильного шару за рахунок водневих зв'язків. Наявність ПГГШ забезпечує фізико-хімічні взаємодії, які протікають на поверхні дисперсних матеріалів.

Метою даної роботи є дослідження властивостей ПАЦ та ПГГШ найбільш популярних кварцових дисперсних матеріалів. Це створить можливості прогнозувати природу і механізм взаємодії поверхні кварцових дисперсних матеріалів на поверхні поділу фаз та створить передумови для їх ефективного використання на практиці.

В якості матеріалів для дослідження обрані дисперсні матеріали на основі кварцу: мінеральні – кварцит Овруцького родовища і кварцовий пісок Нововодолазького родовища та продукти переробки кварцових мінералів – динас, маршаліт і діабазовий порошок. Кварцит Овруцького родовища (КО) – мінеральний порошок сіро-жовтого кольору, основна сировина для виготовлення динасу і феросиліцію в Україні та східній Європі. Щільні, тверді, дрібнозернисті породи, які складаються здебільшого з зерен β -кварцу. Кварцовий пісок Нововодолазького родовища марки ПК-015-3 (КП) – порошокподібний матеріал білого кольору. Динас (ДС) – порошокподібний матеріал світло-сірого кольору, продукт обпалення кварцитів з додаванням вапняку та залізної окалини. Процес обпалення здійснюється при температурах 1400–1750 °С. Маршаліт (МТ) – природний пиловидний кварцовий матеріал сіро-білого кольору, основним мінералом якого є β -кварц SiO_2 з невеликими домішками халцедону, опалу, карбонатів та глинистих мінералів.

Мінеральний склад кварцових матеріалів досліджений на рентгенівському дифрактометрі ДРОН-2 (Росія). Розмір частинок і морфологія поверхні визначались за допомогою скануючого електронного мікроскопу марки JSM-6390LV (Японія). Питома поверхня визначалась методом БЕТ (Брунауера, Еммета, Теллера). Для дослідження ПГГШ використовувались термогравіметричний аналіз та диференціальний термічний аналіз з

використанням термоаналізатора SDTQ600 TA Instruments (США). Для дослідження кислотно-основних властивостей ПАЦ та ПГГШ кварцових матеріалів використовувались фізико-хімічні експериментальні методи – рК-метричний і рН-метричний.

Отримані результати дослідження дозволяють сформулювати наступні висновки. Для найбільш популярних кварцових дисперсних матеріалів кварциту Овруцького родовища (КО), кварциту Нововодолазького родовища (КТ), динасу (ДС), маршаліту (МТ) визначені мінеральний склад, морфологія поверхні, переважний розмір та питома поверхня частинок. Будова ПГГШ кварцових матеріалів досліджена за допомогою термогравіметричного (ТГ) та диференціального термічного аналізу (ДТА). Кількість і кислотно-основна характеристика поверхневих активних центрів (ПАЦ) досліджені методами рК- і рН-метрії. Встановлено, що механізми фізичної і хімічної адсорбції молекул води на поверхні усіх кварцових дисперсних матеріалів є ідентичними та не залежать від мінеральної природи домішок. Очевидно, на механізм адсорбції молекул води впливає тільки спосіб (термічний або механічний) обробки або підготовки дисперсного матеріалу. Також встановлено, що товщина поверхневого гідратного шару залежить тільки від способу обробки кварцових дисперсних матеріалів і не залежить від мінерального складу. Показано, що товщина поверхневого гідроксильного шару у 2–3 рази перевищує товщину гідратного шару для всіх кварцових матеріалів, а кількість хімічно адсорбованої води залежить від мінеральної природи домішок. Наявність глинистих мінералів монтморилоніту і каолініту зумовлює найбільшу товщину гідроксильного шару кварциту. Товщина ПГГШ кварцових дисперсних матеріалів визначається кількістю хімічно адсорбованої води, тобто товщиною гідроксильного шару і, відповідно, також залежить від природи супутніх мінералів. Встановлено, що кислотно-основна характеристика поверхні кварцових матеріалів суттєво залежить від хімічної природи супутніх мінералів. Експериментально показано, що найбільшою кислотністю характеризується поверхня КН, у складі якого міститься монтморилоніт. На поверхні КН окрім нейтральних ПАЦ, виявлені сильно-кислотні ПАЦ з $pK \approx 0,5-1,5$ та лужні ПАЦ з $pK \approx 9-10$. Слабко-лужний характер поверхні КО зумовлений тим, що при наявності монтморилоніту до складу входять домішки каолініту. Найбільшою лужністю відрізняються поверхні ДС та МТ, що зумовлено наявністю на поверхні великої кількості ПАЦ з $pK \approx 9-11$. Встановлено, що кислотно-основні властивості поверхні кварцових дисперсних матеріалів не залежать від товщини ПГГШ.

[1]. Zapata-Massot C and Le Boley N 2007 Effect of the mineral filler on the surface properties of co-ground polymeric composites. Part. Part. Char. 24 pp 339-344

[2]. Janczuk B. and Bialopiotrowicz T. 1988 Components of surface free energy of some clay mineral. Clay and Clay minerals 36(3) pp 243-248

- [3]. Danchenko Yu., Andronov V., Sopov V., Khmyrov I. and Khryapynskyy A. 2018 Acid-basic surface properties of clay disperse fillers MATEC Web of Conf. 230
- [4]. Danchenko Yu., Andronov V., Barabash E., Rybka E. and Khmyrova A. 2019 Acid-basic surface properties of dispersed fillers based of metal oxides TiO₂, Al₂O₃, CaO and Fe₂O₃IOP. Conference Series: Materials Science and Engineering. 708 012083
- [5]. Horvath J. and Dolnik V. 2001 Polymer wall coatings for capillary electrophoresis. Electrophoresis. 22 pp 644-655
- [6]. Fei-Zhou Li, Zheng-Lin Lu, Zhi-Huai Yang and Kai Qi 2015 Surface interaction energy of ceramic materials with epoxy resin. Polimery. 60(7-8) pp 468-471
- [7]. Danchenko Yu., Andronov V., Rybka E. and Skliarov S. 2017 Investigation into acid-basic equilibrium on the surface of oxides with various chemical nature. East.-Europ. J. of Ent. Tech. 4 12(88) pp 17–25
- [8]. Tarasevich Yu.I. 2011 Poverkhnostnyie yavleniia na dispersnykh materialakh 390
- [9]. Kravchenko A.A., Demianenko Ye.M., Hrebenuk A.H. and Lobanov V.V. 2014 Kvantovokhimichne modeliuвання protolitychnoi rivnovahy poverkhni kremnezemu. Khimiia, fizyka ta tekhnolohiia poverkhni. 5(1)pp 16–20
- [10]. Hunko V.M. 2010 Kvantovokhimicheskii analiz adsorbtsii I mekhanizmov khimicheskikh reaktsii na poverkhnosti tverdykh tel. Khimiia, fizika ta tekhnolohiia poverkhni. 1 1 pp 5–18
- [11]. Ikonnikova K.V, Ikonnikova L.F., Minakova T.S. and Sarkisov Yu. S. 2011 Teoriia I praktika pH-metricheskogo opredeleniia kislотно-osnovnykh svoistv poverkhnosti tverdykh tel. 85

INVESTIGATION OF THE CHEMICAL NATURE AND SURFACE PROPERTIES OF QUARTZ-BASED DISPERSED MATERIALS

Researched quartz disperses materials (Ukraine): mineral - quartzite of the Ovruch deposit and quartz sand of the Novovodolazsky deposit and products of processing of quartz minerals - dinas and marshalite. The mineral composition, surface morphology, dispersion and specific surface area were experimentally studied. The structure of the hydroxyl-hydrate surface layer was studied by thermogravimetric (TG) analysis and differential thermal analysis (DTA). The number and acid-base characteristics of surface active centers were investigated by the methods of pK-metric and pH-metric. It is established that the mechanisms of physical and chemical adsorption of water molecules on the surface of all quartz dispersed materials are identical and do not depend on the mineral nature of impurities. It is shown that the thickness of the surface hydroxyl-hydrate layer of quartz dispersed materials is determined by the amount of chemically adsorbed water, i.e. the thickness of the hydroxyl layer and depends on the nature of the associated minerals. It is established that the acid-base surface characteristic of quartz materials significantly depends on the chemical nature of the accompanying minerals and does not depend on the thickness of the surface hydroxyl-hydrate layer.

ВИЗНАЧЕННЯ СИЛИ КОРИСНОГО ОПОРУ ПРИ ПРОКОЛІ ШВЕЙНОЮ ГОЛКОЮ МАТЕРІАЛУ

Дворжак В.М., к.т.н., доц.

Київський національний університет технологій та дизайну, м. Київ
v_dvorjak@ukr.net

При проведенні дослідження динаміки роботи машин легкої промисловості потрібно враховувати приведений сумарний момент сил корисного опору. Для швейної машини – це момент сил корисного опору, які діють при утворюванні одного стібка, а саме: сила опору при проколі голкою матеріалу, сила опору при затягуванні стібка і сила опору переміщенню матеріалу зубчастою рейкою, затиснутого між притискною лапкою та голковою пластиною.

На кафедрі прикладної механіки та машин Київського національного університету технологій та дизайну виготовлений і використовується прилад для визначення в'язко-пружних властивостей трикотажних полотен [1].

За допомогою вказаного приладу пропонується визначати силу корисного опору при проколюванні швейною голкою матеріалу.

Зразок матеріалу піддається проколюванню голкою на приладі (рис. 1). Маятник 1, піднятий на висоту h_1 (на кут α), опускаючись, приводить у рух кривошип 2, який передає рух через шатун 3 та голковід 4 голці 5. Рухаючись вниз, голка 5 проколює матеріал 6 у точці K (що відповідає куту φ_m повороту кривошипа 2) і рухається в ньому на величину S_m . Маятник 1 за рахунок залишкової кінетичної енергії піднімається на висоту $h_2 < h_1$ (на кут β). Робота A , витрачена на проколювання голкою зразка матеріалу (Дж), визначається з такого виразу:

$$A = m \cdot g \cdot (h_1 - h_2) - A_{uu}; \quad (1)$$

або

$$\begin{cases} A = m \cdot g \cdot R \cdot (\cos(\beta) - \cos(\alpha)) - A_{uu}, \text{ якщо } \beta \geq 90^\circ; \\ A = m \cdot g \cdot R \cdot (1 - \cos(\alpha) - \cos(\beta)) - A_{uu}, \text{ якщо } \beta < 90^\circ. \end{cases} \quad (2)$$

де m – маса маятника, кг;

R – радіус маятника, м;

A_{uu} – шкідлива робота (що витрачається на подолання непружних сил та визначається до проведення експерименту), Дж.

Кут β підйому маятника 1 визначається за кутом γ за шкалою δ з такого виразу:

$$\beta = 180^\circ - \gamma.$$

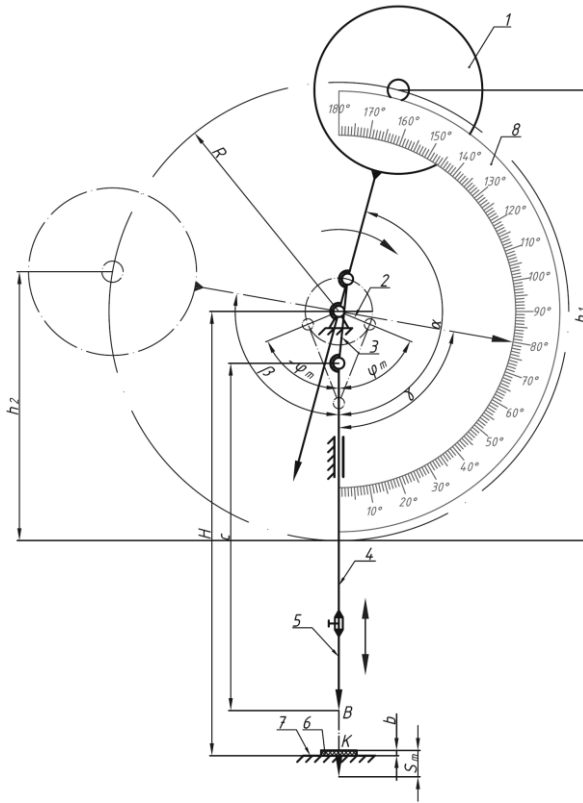


Рис. 1. Розрахункова схема для визначення зусилля проколу голкою зразка матеріалу

Зусилля проколу голкою зразка матеріалу визначається відношенням роботи A до величини ходу голки в матеріалі S_m , тобто:

$$F = \frac{A}{S_m}. \quad (3)$$

Для визначення величини ходу голки в матеріалі S_m складемо рівняння (4) для розрахунку висоти H (рис. 1):

$$H = r \cdot \cos(\varphi_m) + l \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{r \cdot \sin(\varphi_m)}{l}\right)^2} + c + b; \quad (4)$$

де H – відстань між віссю встановлення маятника l та верхньою площиною голкової пластини 7;

r – радіус кривошипа; l – довжина шатуна;

c – відстань між віссю кінематичної пари шатун-голковід та вістрям голки;

b – товщина матеріалу під притискною лапкою в стиснутому стані;

φ_m – кут повороту кривошипа, який відповідає моменту входу вістря голки (точка B) у зразок матеріалу (точка K).

Розв'язавши рівняння (4) відносно кута φ_m , дістанемо рівняння (5) для визначення кута повороту кривошипа, який відповідає моменту проколу вістрям голки зразка матеріалу:

$$\varphi_m = \pm \arctg \left(\frac{\sqrt{\frac{-(-r-l+c-H+b) \cdot (-r+l+c-H+b) \cdot (r+l+c-H+b) \cdot (r-l+c-H+b)}{((H-b) \cdot (H-b-2 \cdot c) - l^2 + c^2 + r^2)}}}{1} \right) \quad (5)$$

Підставляємо до виразу (6) значення φ_m зі знаком «плюс» перед \arctg та визначаємо хід голки в матеріалі S_m :

$$S_m = r + l - \left(r \cdot \cos(\varphi_m) + l \cdot \sqrt{1 - \left(\frac{r \cdot \sin(\varphi_m)}{l} \right)^2} \right) \quad (6)$$

Підставляючи значення, отримані з виразів (2) та (6), до виразу (3), дістанемо значення зусилля проколу голкою зразка матеріалу. Рекомендується проводити серію вимірювань, встановлюючи зразок матеріалу так, щоб при подальшому проколюванні голка не потрапляла в уже зроблений нею отвір у матеріалі.

[1]. Спосіб визначення в'язко-пружних властивостей трикотажних полотен: пат. 29353 Україна : G01N 3/32 / Б. В. Орловський, Н. В. Білей. — № 98062830; заявл. 01.06.1998; опубл. 16.10.2000, Бюл. № 5. — 5 с.

DETERMINATION OF USEFUL RESISTANCE FOR PUNCHING A MATERIAL WITH A SEWING NEEDLE

When conducting a study of the dynamics of light industry machines, it is necessary to take into account the given total moment of the forces of useful resistance. For a sewing machine, this is the moment of useful resistance forces that act when forming a single stitch, namely: the resistance force when piercing the material with a needle, the resistance force when tightening the stitch and the resistance force when moving the material with a toothed rail clamped between the presser foot and the needle plate. At the Department of Applied Mechanics and Machines of the Kyiv National University of Technology and Design a device for determining the viscoelastic properties of knitted fabrics is made and used. By means of the specified device it is offered to define force of useful resistance at piercing by a sewing needle of material.

СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ ПЕРЕМЕШИВАНИЯ КОМПОНЕНТОВ БЕТОНОРАСТВОРНЫХ СМЕСЕЙ В СМЕСИТЕЛЯХ

Ерофеев М.Н., д.т.н., проф.

ФГБУН «Институт машиноведения имени А.А. Благонравова Российской академии наук», г. Москва, e-mail: erofeeff2007@yandex.ru

Кравченко И.Н., д.т.н., проф.

ФГБОУ ВО «Российский государственный аграрный университет – МСХА имени К.А. Тимирязева», г. Москва, e-mail: kravchenko-in71@yandex.ru

Кузнецов Ю.А., д.т.н., проф.¹, Гончаренко В.В., к.т.н., доц.²

ФГБОУ ВО «Орловский государственный аграрный университет имени Н.В. Парахина», г. Орел, ¹e-mail: kentury@yandex.ru, ²e-mail: vovaniiii@bk.ru

Федоров А.О., инженер

ФГКВБОУ ВО «Военный институт (инженерно-технический) Военной академии материально-технического обеспечения имени генерала армии А.В. Хрулева», г.

Санкт-Петербург, e-mail: alex1988.kb@mail.ru

Калашникова Л.В., д.фил.н., проф.

ФГБОУ ВО «Орловский государственный университет им. И.С. Тургенева», г. Орел, e-mail: lkalashnikova@inbox.ru

Развитие строительной отрасли связано с совершенствованием конструкций технологического оборудования, новых конструкционных материалов и способов их производства. Основные задачи, стоящие перед разработчиками и проектировщиками, включают выбор конструктивно-компоновочной схемы основного агрегата (смесителя) с определением его геометрических и кинематических параметров, расчетом временных параметров и мощности, потребляемой при смешивании [1-2]. Выбор конструктивной схемы связан с формулированием требований к режиму работы и составам смешиваемых материалов. При этом геометрические и кинематические параметры в основном определяются требуемой производительностью по выпуску готовой продукции.

В связи со сложностью формализации кинетики процесса смешивания и определения потребляемой мощности [3-5], важное значение приобретают экспериментальные исследования, позволяющие получить опытные данные, на основе которых можно установить реальные зависимости параметров конструкции, результативности и качества бетонорастворных смесей.

Качество смешивания характеризуется степенью приближения смеси к материалу с некоторым идеальным порядком распределения отдельных компонентов [6-7]. Так, в производственных условиях качество приготовления бетонной смеси проверяют путем периодического отбора

проб приготовленной смеси непосредственно при ее выгрузке из смесителя. При этом основными показателями качества бетонной смеси являются: удобоукладываемость, плотность, пористость и расслаиваемость (однородность).

Для решения задачи получения качественных бетонных смесей необходимо изучить процесс смесеобразования при взаимодействии рабочих органов смесителей с частицами смешиваемых материалов.

Экспериментальные исследования проводили с использованием опытного образца смесителя [8]. В качестве основных определяемых характеристик бетонной смеси приняты прочность бетона на сжатие, удобоукладываемость, коэффициент однородности прочности бетона (коэффициент вариации) [9].

На основании проведенных исследований были получены аппроксимирующие зависимости коэффициента однородности прочности (коэффициента вариации) от времени смешивания, адекватно описывающие математическую модель процесса смешивания в гравитационно-принудительном смесителе. Полученные данные подтверждают гипотезу о повышении качества бетонных смесей, приготовленных гравитационно-принудительным способом.

Следует отметить, что наибольшее увеличение прочности бетона соответствует ранним срокам твердения (рис. 1), что приводит к сокращению времени затвердевания строительных смесей, что особенно важно в условиях скоростного строительства.

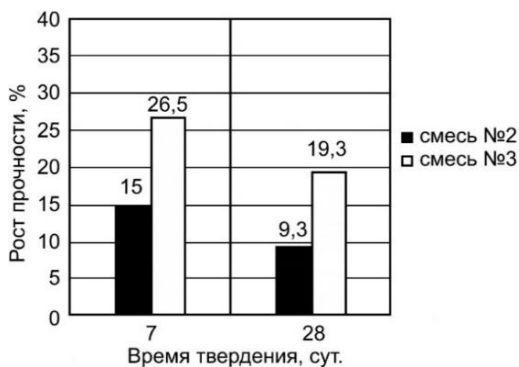


Рис. 1. Зависимость роста прочности бетона от сроков твердения при продолжительности смешивания 180 с

В результате анализа результатов экспериментов очевидно, что применение гравитационно-принудительного перемешивания приводит к сокращению времени смешивания бетонных смесей до достижения ими проектной прочности (рис. 2).

На основании математической модели процесса смешивания для

гравитационно-принудительного смесителя получены численные уравнения кинетики процесса смешивания, что позволит более точно определить время смешивания, в зависимости от требуемого коэффициента однородности прочности VR.

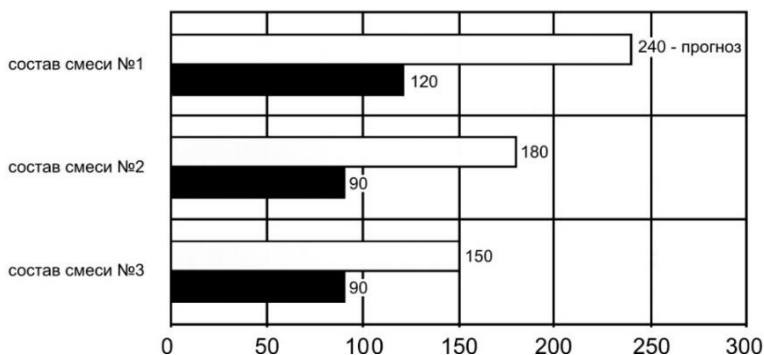


Рис. 2. Продолжительность смешивания до достижения проектной прочности

Из полученных численных уравнений кинетики процесса смешивания видно, что коэффициент однородности прочности бетона (коэффициент вариации) VR зависит в основном от применяемого смесителя.

Рассмотренные подходы математического моделирования дают возможность анализировать процесс смешения и управлять им на стадии проектирования, а также позволяют решать задачи рационализации рабочего процесса смесителей. Результаты проведенных экспериментальных исследований подтвердили правильность и адекватность теоретических исследований по повышению качества бетона за счет комбинированного смешивания в гравитационно-принудительном смесителе.

Применение гравитационно-принудительного метода улучшает качество смешивания, характеризуемое прочностью и коэффициентом однородности прочности затвердевшего бетона. При этом прочность быстротвердеющего бетона увеличивается на 5-10%, а коэффициент однородности смеси – на 1,4-2,5%. Использование данного метода смешения приводит к увеличению производительности, так как время приготовления бетонных смесей может быть сокращено в 1,5-2 раза по сравнению с серийными гравитационными смесителями.

[1]. Богомолов А.А. Современное смесительное оборудование для производства строительных смесей // Вестник Харьковского национального автомобильно-дорожного университета. 2007. № 38. С. 31-35.

[2]. Ефремов И.М., Лобанов Д.В., Фигура К.Н., Комаров И.В. Современное бетоносмесительное оборудование в аспекте исследования способов механической активации бетонных смесей при интенсификации процессов перемешивания // Системы. Методы. Технологии. 2011. № 3 (11). С. 19-27.

- [3]. Баранцева Е.А., Мизонов В.Е., Федосов С.В., Хохлова Ю.В. Математическая модель кинетики лопастного перемешивания сыпучих материалов // Строительные материалы. 2008. № 2. С. 12-13.
- [4]. Бакин М.Н., Капранова А.Б., Верлока И.И. Современные методы математического описания процесса смешивания сыпучих материалов // Фундаментальные исследования. 2014. № 5-5. С. 923-927.
- [5]. Парамонова М.С. Общие методы моделирования процессов смешения сыпучих материалов // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2018. Вып. 12. С. 582-584.
- [6]. Воронин В.В., Адигамова К.А., Черкасов Р.И., Сизякин Р.А., Гапон Н.В. Оценка качества смешивания сыпучих материалов с различным размером фракций // Современные проблемы науки и образования. 2015. № 2-2. С. 169.
- [7]. Веригин А.Н., Панферов А.А., Емельянов М.В., Незамаев Н.А. Качество смешивания многокомпонентных дисперсных материалов // Известия СПбГТИ(ТУ). 2015. № 31(57). С. 75-83.
- [8]. Патент RU 2332302, МПК В28С 5/14. Установка для приготовления и укладки строительных смесей // В.П. Праслов, В.П. Тростин, М.Н. Ерофеев [и др.]. №2006126547/03; заявл. 21.07.2006; опубл. 27.08.2008. Бюл. № 24.
- [9]. Евсеев А.В. Математическая модель процесса детерминированного формирования однородности смеси сыпучих материалов // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2015. Вып. 11. Ч. 1. С. 92-100.

IMPROVEMENT OF MIXING TECHNOLOGY OF CONCRETE AND MORTAR MIXTURE COMPONENTS IN MIXERS

The paper presents methods of calculations and modelling of mixing processes of construction mixtures components. The dependences for estimating design and layout solutions and work parameters of mixers and technological cycles, as well as their influence on the quality and structural and rheological properties of the finished product are established.

УДК 666.97.033.16

РЕЗУЛЬТАТИ МОДЕЛЮВАННЯ РОБОТИ ВІБРАЦІЙНОГО ПРЕСА З ДВОЧАСТОТНИМ ПРИВОДОМ

**Ємельяненко М.Г., к.т.н., проф., Сасенко Л.В., к.т.н., доц.,
Гордієнко А.Т., к.т.н., проф., Юніс Башир, к.т.н., доц.,
Доброходова О.В., к.т.н., доц.**

Харківський національний університет будівництва та архітектури

Для виготовлення тротуарних плит, плит підлог, фігурних елементів мощення й інших малогабаритних виробів розроблені й застосовуються

преси. Процес формування виробів на вібраційних пресах здійснюється за рахунок комплексної дії вібрації й статичного тиску на весь об'єм суміші, що ущільнюється.

Для цього використовують жорсткі бетонні суміші, тому що в протилежному випадку має місце налипання на поверхні нижньої й верхньої порожнин пуансонів. Жорсткість бетонної суміші призводить до зниження щільності й морозостійкості, якщо не підвищувати інтенсивність вібраційної дії, чого можна досягти, наприклад запровадженням в конструкції пресів двочастотних приводів.

Основними напрямками удосконалення обладнання для формування бетонних виробів методом вібраційного пресування є:

- розробка нових конструкцій і методик розрахунку формуючих агрегатів;
- впровадження регульованих режимів вібрації та вібраційного пресування;
- використання комп'ютерних і лазерних технологій під час проектування та виготовлення обладнання.

Проведений аналіз досліджень і публікацій показує, що для забезпечення високих показників міцності, зносостійкості та морозостійкості бетонних виробів, виготовлених вібраційним пресуванням, треба використовувати раціональні режими формування, засновані на результатах аналітичних та експериментальних досліджень. Ці результати досліджень є базою для створення методик розрахунків параметрів вібраційних систем пресів з урахуванням властивостей оброблюваних матеріалів [1, 2].

Мета і задачі. Метою є дослідження динаміки та розробка методики розрахунку двочастотного вібропресу для формування бетонних елементів

В задачі досліджень входить – встановлення залежностей для визначення параметрів руху робочих органів вібраційного преса з двочастотним планетарним приводом на основі створення математичної моделі вібраційної системи преса, що враховує статичного тиск на формовану бетонну суміш та її реологічні характеристики.

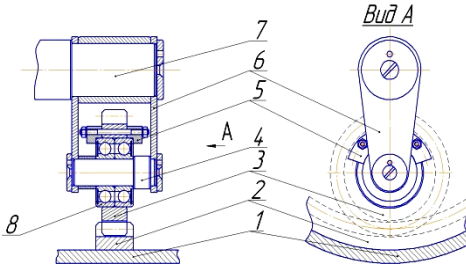
Результати дослідження. У якості об'єкту дослідження прийнято вібропрес, що включає матрицю, пуансон, двочастотний планетарний вібропривід матриці (рис. 1) і гідропривід для створення статичного тиску на бетонну суміш.

Розрахункова схема двомасної системи «вібростіл – середовище – пуансон» представлена на рис. 2.

Математична модель системи «вібропрес – бетонна суміш».

Диференціальні рівняння руху двомасної системи вібропресу, без врахування сил дисипації енергії, складено у вигляді:

$$\begin{cases} \ddot{y}_1 + \omega_{01}^2 y_1 + \omega_{012}^2 (y_1 - y_2) = \frac{F_1}{m_1} \sin \omega t + \frac{F_2}{m_1} \{ \cos[(u-1)\omega t] - \cos[(u+1)\omega t] \} \\ \ddot{y}_2 + \omega_{02}^2 (y_2 - y_1) = 0, \end{cases} \quad (1)$$



1 – корпус; 2, 3 – зубчата пара внутрішнього зачеплення; 4, 7 – вали; 5, 6 – дебаланси; 8 - підшипник
Рисунок 1 – Схема двочастотного планетарного приводу вібропресу

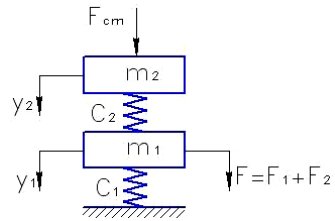


Рисунок 2 – Фізична двох масна модель коливальної системи вібраційного преса

Часткові рішення системи рівнянь (1) отримано у вигляді (2):

$$\begin{aligned} y_1 &= a_1 \sin \omega t + b_1 \cos[(u-1)\omega t] + d_1 \cos[(u+1)\omega t] ; \\ y_2 &= a_2 \sin \omega t + b_2 \cos[(u-1)\omega t] + d_2 \cos[(u+1)\omega t]. \end{aligned} \quad (2)$$

Як показали дослідження, найбільший вплив на бетонну суміш надає відносне переміщення матриці і пуансону $\Delta y = y_1 - y_2$, м.

Одержані на основі математичного моделювання залежності для оцінки параметрів руху робочих органів вібропресу, дозволяють оцінювати вплив товщини стовпа бетонної суміші та співвідношення частот збудників на характер відносних коливань матриці та пуансону.

За результатами проведеного на лабораторному стенді факторного експерименту одержано рівняння регресії, яке описує залежність міцності бетонних зразків при стисненні від наступних факторів: друга (висока) частота вібрації, статичний тиск і час формування.

Виявлені раціональні діапазони параметрів процесу вібраційного пресування бетонних зразків (наприклад, при основній частоті вібрації 50 Гц рекомендовано призначати значення високої частоти 73...75 Гц; статичного тиску 0,05...0,06 МПа; часу формування 7...8 секунд).

Було розроблено методику розрахунку параметрів вібраційного преса з двочастотним планетарним приводом, яка враховує вплив другої (високої частоти) на бетонну суміш.

Висновки:

1. Запропоновано у якості приводу пресу використовувати планетарний вібропривід, який дозволяє підвищити інтенсивність вібрації завдяки

генеруванню двох частотних коливань та розширює технологічні можливості.

2. Одержані на основі математичного моделювання залежності які дозволяють оцінювати вплив товщини стовпа бетонної суміші та співвідношення частот збудників на характер відносних коливань матриці та пуансону вібропреса.

3. Складено уточнену методику розрахунку параметрів вібропресу з двох частотним приводом.

[1]. Ємельяненко М.Г., Саєнко Л.В. Дослідження параметрів двочастотного планетарного приводу вібраційного преса / М.Г. Ємельяненко, Л.В. Саєнко// Науковий вісник будівництва. – Харків: ХНУБА, ХОТВ АБУ, 2016. Вип.3 (85). – С.265-267.

[2]. Ємельяненко М.Г., Гордієнко А.Т., Саєнко Л.В. Удосконалення конструкції та уточнення методики розрахунку двочастотного пресу для формування бетонних елементів мощення / М.Г. Ємельяненко, А.Т. Гордієнко, Л.В. Саєнко// Науковий вісник будівництва. – Харків: ХНУБА, ХОТВ АБУ, 2016. Вип.4 (86). – С.185-188.

STUDY OF A DUAL FREQUENCY VIBRATION PRESS FOR THE FORMATION OF CONCRETE ELEMENTS

The article presents the results of a study of a planetary drive dual frequency vibration press for the formation of concrete elements. Mathematical modeling of the movement of the working bodies (matrix and punch) has been carried out, analytical dependences have been obtained to determine the parameters of a vibration press. The results of the study indicate the ability to control the nature of the movement of working bodies, which expands the technological capabilities. The obtained dependences make it possible to improve the methodology for calculating the parameters of a planetary drive dual frequency vibration press.

УДК 725.36:623.042.5

ВЕРТИКАЛЬНАЯ КРУГОВАЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКАЯ ОБОЛОЧКА ПРИ ТЕМПЕРАТУРНОМ КЛИМАТИЧЕСКОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Жданов А.А., к.т.н., доц., Петров В.Н., к.т.н., доц.

Одесская государственная академия строительства и архитектуры г. Одесса

Введение. Хранилища сыпучих материалов в виде вертикальных цилиндрических металлических тонкостенных оболочек, во время эксплуатации бывают пустыми и заполненными сыпучим материалом и испытывают температурные климатические воздействия. При этом

температура наружного воздуха, прямая и рассеянная солнечная радиация наводят в оболочке плоское температурное поле – температура оболочки при этом постоянна по вертикальной образующей и переменна в окружном направлении, аппроксимируется рядом Фурье содержащим 5 членов ряда разложения по косинусам для полностью освещенной солнцем оболочки и 10 членов ряда разложения по косинусам и синусам – для оболочки, половина которой (от нормали падения солнечных лучей) закрыта на всю высоту оболочки экраном. Перепадом температуры по толщине оболочки можно пренебречь ввиду малой толщины оболочки (3 ... 10 мм) и значительного коэффициента теплопроводности металлов (стали, алюминия) [1].

Цели и задачи. Целью настоящей работы является исследование напряженно-деформированного состояния (НДС) пустой вертикальной круговой цилиндрической металлической тонкостенной оболочки кусочно-постоянной (по высоте) толщины, (рис.1, а), вызванное плоским температурным полем вида:

$$t(\beta) = t_0 + \sum_{n=1}^{10} (t_{nc} \cos n\beta + t_{ns} \sin n\beta) \quad (1)$$

Метод и результаты. Решение поставленной задачи получено сочетанием безмоментной теории тонких оболочек и простого краевого эффекта [2, 3]. Разрешающая система уравнений безмоментной теории цилиндрических оболочек в перемещениях для i -го пояса имеет вид [2]:

$$\left. \begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial \alpha^2} + \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial \beta^2} + \frac{1+\mu}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial \alpha \partial \beta} + \mu \frac{\partial w}{\partial \alpha} &= 0, \\ \frac{1+\mu}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial \alpha \partial \beta} + \frac{1-\mu}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial \alpha^2} + \frac{\partial^2 v}{\partial \beta^2} + \frac{\partial w}{\partial \beta} &= (1+\mu) \alpha_i R \frac{\partial t}{\partial \beta}, \\ \mu \frac{\partial u}{\partial \alpha} + \frac{\partial v}{\partial \beta} &= (1+\mu) \alpha_i R t. \end{aligned} \right\} \quad (2)$$

Разрешающее уравнение простого краевого эффекта для i -го пояса имеет вид [2]:

$$\frac{d^4 w_i^*}{d\alpha^4} + 4g_i^4 w_i^* = 0, \quad (3)$$

$$\text{где } g_i^4 = 3(1-\mu^2) \frac{R^2}{h_i^2}, \quad D_i = \frac{Eh_i^3}{12(1-\mu^2)}.$$

u, v, w – компоненты перемещений точек срединной поверхности оболочки (положительные направления показаны на рис. 1, а;

α, β – безразмерные координаты точек срединной поверхности:

$$\alpha = x/R,$$

β – угловая координата, отсчитываемая от нормали падения солнечных лучей;

t – температура оболочки – заданная функция координат α и β ;

R – радиус срединной поверхности оболочки;

h – толщина оболочки;

E, μ, α_t – модуль Юнга, коэффициент Пуассона и коэффициент линейного температурного расширения материала оболочки.

Положительные направления усилий и перемещений показаны на рис.1.

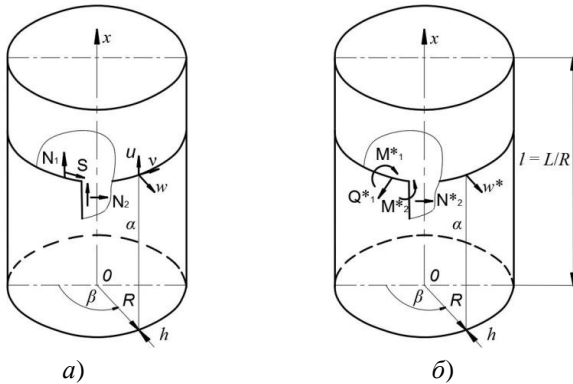


Рис.1. Положительные направления усилий и перемещений:
 а – безмоментное напряженно-деформированное состояние; б – состояние краевого эффекта

Осесимметричное температурное воздействие ($n = 0$)

В этом случае $v = 0$, все производные по β равны нулю и система уравнений (2) принимает вид:

$$\left. \begin{aligned} \frac{d^2 u_0}{d\alpha^2} + \mu \frac{dw}{d\alpha} &= 0, \\ \mu \frac{du_0}{d\alpha} + w_0 &= (1 + \mu) \alpha_t R t_0. \end{aligned} \right\} \quad (4)$$

Интегрируя первое уравнение (4) и подставляя во второе, найдем:

$$\frac{du_0}{d\alpha} = -\mu w_0 + C_1, \quad (5)$$

$$w_0 = \frac{\alpha_t R t_0}{1 - \mu} - \frac{\mu}{1 - \mu^2} C_1. \quad (6)$$

Подставляя (6) в (5) и выполняя интегрирование, получим:

$$u_0(\alpha) = -\mu \frac{\alpha_t R t_0}{1-\mu} \alpha + \frac{C_1}{1-\mu^2} \alpha + C_2. \quad (7)$$

Произвольные постоянные интегрирования C_1 и C_2 , входящие в (6) и (7), должны быть определены из тангенциальных граничных условий:

$$u_{i0}(0) = 0, \quad N_{1m}(l_m) = N_1^H - \mathcal{G}u_m(l_m) \quad (8)$$

и тангенциальных условий стыковки поясов:

$$\left. \begin{aligned} u_i(l_i) &= u_{i+1}(0), \\ N_{1i}(l_i) &= N_{1,i+1}(0), \end{aligned} \right\} (i = 1, 2, \dots, m-1) \quad (9)$$

где m — число поясов оболочки разной толщины, нумерация поясов начинается от неподвижно закрепленного края оболочки;

N_1^H — предварительное натяжение подвесной оболочки в осевом направлении;

\mathcal{G} — коэффициент жесткости упругого закрепления оболочки на крае $\alpha_m = l_m$.

Для определения произвольных постоянных C_1 и C_2 используем полученные ранее результаты [4], в соответствующих формулах необходимо положить коэффициент постели основания $k(\alpha) \equiv 0$. Невязки безмоментного решения на краях оболочки и в стыках поясов скорректированы простым краевым эффектом.

Воздействие не осесимметричных составляющих температурного поля ($n \geq 1$)

Решение системы неоднородных уравнений (2) получено в рядах Фурье через разрешающие функции в виде суммы общего решения $\Phi(\alpha, \beta)$

соответствующей однородной и частного решения $\Phi_t(\alpha, \beta)$ неоднородной системы. С учетом вида температурного поля (1) однородная система подстановкой В.З. Власова [2] и неоднородная подстановкой Л.И. Фридмана [4] сведены к обыкновенным дифференциальным уравнениям четвертого порядка относительно амплитуд n -х гармоник разрешающих функций для:

$$\text{однородной системы} \quad \frac{d^4 \Phi}{d\alpha^4} = 0 \quad (10)$$

и

$$\text{неоднородной системы } \frac{d^4 \Phi_t}{d\alpha^4} = \frac{\alpha_t R t}{1 - \mu}. \quad (11)$$

Без потери общности преобразований рассмотрим решения этих уравнений для амплитуд n -х гармоник разложения по косинусам:

$$\Phi_c^n(\alpha) = C_{1c}^n \alpha^3 + C_{2c}^n \alpha^2 + C_{3c}^n \alpha + C_{4c}^n, \quad (12)$$

$$\Phi_{tc}^n(\alpha) = \frac{\alpha_t R t_{nc}}{1 - \mu} \cdot \frac{\alpha^4}{24}. \quad (13)$$

С учетом (12) и (13) амплитуды n -х членов ряда перемещений безмоментного состояния выглядят так:

$$\left. \begin{aligned} u_c^n(\alpha) &= \alpha_t R t_{nc} \alpha - \left(3n^2 \alpha^2 + 6\mu \right) C_{1c}^n - 2n^2 \alpha C_{2c}^n - n^2 C_{3c}^n; \\ v_c^n(\alpha) &= \alpha_t R t_{nc} \frac{n\alpha^2}{2} - \left[n^3 \alpha^3 - (2 + \mu) 6n\alpha \right] C_{1c}^n - \left[n^3 \alpha^3 - \right. \\ &\quad \left. - (2 + \mu) 2n \right] C_{2c}^n - n^3 \alpha C_{3c}^n - n^3 C_{4c}^n; \\ w_c^n(\alpha) &= \alpha_t R t_{nc} \left(1 - \frac{n^2 \alpha^2}{2} \right) + \left(n^4 \alpha^3 - 12n^2 \alpha \right) C_{1c}^n + \\ &\quad + \left(n^4 \alpha^2 - 4n^2 \right) C_{2c}^n + n^4 \alpha C_{3c}^n + n^4 C_{4c}^n. \end{aligned} \right\} \quad (14)$$

Поменяв в (14) индекс «с» на «s» получим формулы для вычисления амплитуд гармоник соответствующих перемещений при $\sin n\beta$. Первые слагаемые в формулах (14) представляют собой частные решения.

Подставив (14) в физические уравнения после соответствующих преобразований получим выражения для тангенциальных усилий:

$$\left. \begin{aligned} N_{10c}(\alpha) &= \sum_{n=1}^5 N_{10c}^n(\alpha) \cos n\beta, \\ N_{20c}(\alpha) &= \sum_{n=1}^5 N_{20c}^n(\alpha) \cos n\beta, \\ S_{0c}(\alpha) &= \sum_{n=1}^5 S_{0c}^n(\alpha) \sin n\beta, \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

$$\left. \begin{aligned} N_{10c}^n(\alpha) &= -\frac{Eh}{R} 2n^2 (3\alpha C_{1c}^n + C_{2c}^n), \\ \text{где } N_{20c}^n(\alpha) &= 0, \\ S_{0c}^n(\alpha) &= \frac{Eh}{R} 6n C_{1c}^n. \end{aligned} \right\} \quad (16)$$

Произвольные постоянные $C_{1c}^n \div C_{4c}^n$ интегрирования безмоментного состояния определяются из тангенциальных граничных условий и соответствующих условий стыковки поясов аналогичных (8) и (9), но записанных для амплитуд соответствующих гармоник. После определения всех компонент НДС безмоментного состояния простым краевым эффектом устраняются все невязки безмоментного состояния на закрепленных краях оболочки и в стыках поясов. Произвольные постоянные краевого эффекта определяются из соответствующих нетангенциальных условий, которые записываются для амплитуд n -й гармоники аналогично [3].

Выводы. 1. Компоненты НДС вертикальной круговой цилиндрической оболочки представлены в виде суммы безмоментного решения и простого краевого эффекта. Решение получено в рядах Фурье, содержащих, в зависимости от вида температурного поля оболочки, от 5 до 10 гармоник.

2. Наибольшую изменчивость претерпевают усилия при наличии экрана, закрывающего половину оболочки по всей высоте на границе «солнце-тень».

[1]. Жданов, А.А. Влияние солнечной радиации на температурные поля вертикальных цилиндрических хранилищ сыпучих материалов [Текст] / А. А. Жданов // Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури. – 2014, № 56. – С. 249-255.

[2]. Власов В.З. Общая теория оболочек и её приложения в технике [Текст] / В. З. Власов. – М.-Л.: Гостехтеориздат, 1949. – 784 с.

[3]. Жданов А.А. Цилиндрическая металлическая оболочка на упругом основании при температурном климатическом воздействии [Текст] / А. А. Жданов // Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури. – 2015, № 57. – С. 152-160.

[4]. Фридман Л. И. Температурные напряжения в кожухе кольцевой камеры сгорания [Текст] / Л. И. Фридман // Вибрационная прочность и надежность авиационных двигателей / Труды Куйб. Авиаци. Ин-та. – Куйбышев: Изд-во КуАИ, 1965, вып. 19. – С. 299-306.

VERTICAL CIRCULAR CYLINDRICAL SHELL UNDER TEMPERATURE CLIMATE IMPACT

On the basis of the momentless theory of thin shells and a simple edge effect, the stress-strain state of a vertical empty circular cylindrical metal thin-walled shell is studied under temperature climatic influences. An axisymmetric change in the shell temperature and the effect of one-sided heating from solar radiation are considered. The solution is obtained in Fourier series, each containing ten terms of the expansion in terms of sines and cosines.

МЕТОД РОЗВ'ЯЗАННЯ ГРАНИЧНИХ ЗАДАЧ МАТЕМАТИЧНОЇ ТЕОРІЇ ТОВСТИХ ТРАНСВЕРСАЛЬНО ІЗОТРОПНИХ ПЛАСТИН

Зеленський А.Г., д. ф.-м. н., доц.

ДВНЗ “Придніпровська державна академія будівництва та архітектури”,
м. Дніпро, a.zelensky@ukr.net

Дем'яненко А.Г., к. т. н., проф.

Дніпровський державний аграрно-економічний університет, м. Дніпро

В [1-3] побудовано варіант математичної теорії (МТ) трансверстропних пластин і пологих оболонок довільної товщини при будь-якому поперечному статичному навантаженні. Методологія побудови поєднує: метод розвинення усіх компонент напружено-деформованого стану (НДС) і граничних умов на бічній поверхні, як функцій трьох змінних, у нескінченні ряди за поперечною координатою при допомозі поліномів Лежандра, точне задоволення граничних умов на лицевих площинах, використання варіаційного принципу Рейснера, узагальнення методики взаємозв'язаних рівнянь, започаткованої в [4]. Варіант МТ дає можливість розв'язувати з будь-якою високою точністю граничні задачі з позицій тривимірної теорії пружності методом зведення їх до двовимірних крайових задач. Із збільшенням кількості урахованих членів у рядах для НДС зростає порядок систем диференціальних рівнянь рівноваги з частинними похідними. У той же час підвищується точність розв'язку граничних задач. В працях зарубіжних авторів використовуються в основному теорії, які основані на різних фізико-геометричних припущеннях і моделях деформування, в тому числі і теорії типу Тимошенка-Рейснера та їх різні варіанти і моделі. Ці теорії описуються системами рівнянь невисокого порядку і можуть бути отримані як частинні випадки розробленого варіанта МТ у вигляді першого наближення з деякими зміненнями. Вказані теорії для широкого класу задач описують НДС з недостатньою точністю [1, 2, 5].

Метод розв'язання граничних задач побудованого варіанта МТ полягає в наступному: 1. Із варіаційного рівняння Рейснера з урахуванням розвинень компонент НДС у нескінченні ряди за поліномами Лежандра отримуються системи диференціальних рівнянь рівноваги в складових компонент переміщень і крайові умови. 2. Алгебраїчними, диференціальними та операторними перетвореннями початкова система рівнянь зведена до двох визначальних підсистем. Одна (однорідна) описує вихровий крайовий ефект і зводиться до диференціальних рівнянь Гельмгольца. Інша підсистема (неоднорідна) описує внутрішній НДС і потенціальний крайовий ефект, які надалі розділяються. Ця підсистема залежить від нових функцій, її ліві частини однакові, а праві структурно однакові і містять оператори

Гельмгольца. Розробленим методом зниження порядку остання система зводиться до неоднорідних диференціальних рівнянь 2-го порядку. За знайденими загальними розв'язками рівнянь 2-го порядку відшуковуються загальні розв'язки визначальної системи диференціальних рівнянь, а потім зворотними перетвореннями знаходяться загальні розв'язки початкових систем рівнянь рівноваги і компоненти НДС.

Запропонованим методом аналітично розв'язані граничні задачі для товстих транслопних півнескінченних пластин при різних граничних умовах. Проведено аналіз отриманих аналітичних розв'язків. Виділені розв'язки, які описують внутрішній НДС, потенціальний і вихровий крайовий ефекти. Розв'язані задачі для кругових товстих пластин за довільними вісесиметричними поперечними навантаженнями і граничними умовами з використанням інтегрального перетворення Ганкеля.

Метод може бути узагальнено також до задач динаміки [6].

- [1]. Зеленський А. Г., Серебрянська П. А. Метод взаємозв'язаних рівнянь в аналітичній теорії транслопних пластин із урахуванням вищих наближень. Вісник Дніпропетр. ун-ту, 2007, №2/2. Серія механіка. В. 11, т. 2. С. 84–94.
- [2]. Зеленський А. Г. Моделі аналітичної теорії трансверсально-ізотропних плит. Вісник Дніпропетр. ун-ту. 2009. Т. 17, №5. Серія механіка. В. 13, т. 2. С. 54–62.
- [3]. Zelensky A. G. Mathematical Theory of Transversally Isotropic Shells of Arbitrary Thickness at Static Load. Materials Science Forum. Actual problems of engineering mechanics. Switzerland: Trans Tech Publications Ltd, 2019. V. 968. P. 496–510. **Scopus**.
- [4]. Прусаков А. П. О построении уравнений изгиба двенадцатого порядка для трансверсально-изотропной пластины. Прикл. механика. 1993. Т. 29, №11. С. 51–58.
- [5]. Zelensky A., Privarnikov A. The method of integrating systems of high-order equilibrium equations of the mathematical theory of thick plates under intermittent loads (part 1). Innovative scientific researches: European development trends and regional aspect. Monograph, Riga, Latvia: Izdevniecība "Baltija Publishing", 2020. Pp. 221-255.
- [6]. Demianenko A.G. Dynamics of Elastic Objects under Movable Inertial Loading. Materials Science Forum. Actual problems of engineering mechanics. Switzerland: Trans Tech Publications Ltd. 2019. V.968 P. 427-436. **Scopus**.

A METHOD FOR SOLVING BOUNDARY VALUE PROBLEMS OF MATHEMATICAL THEORY OF THICK TRANSVERSELY ISOTROPIC PLATES

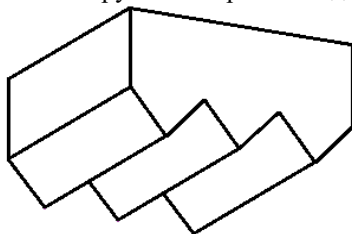
An analytical method for solving boundary value problems of the constructed mathematical theory of thick transversely isotropic plates has been developed. The theory describes the stress-strain state with high accuracy and takes into account the boundary effects. The method is used to search for analytical solutions of semifinite and round plates. Different boundary conditions are considered.

ПОКРЫТИЯ ИЗ БЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ МОЩЕНИЯ С РЕБРИСТЫМ ОСНОВАНИЕМ

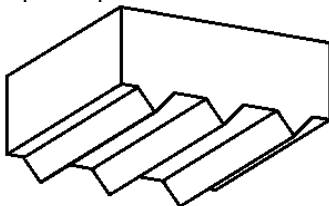
**Калинина Т.А., к.т.н., доц., Думанская В.В., к.т.н., доц.,
Калинин А.А., к.т.н., доц., Сидорова Н.В., к.т.н., доц.**

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

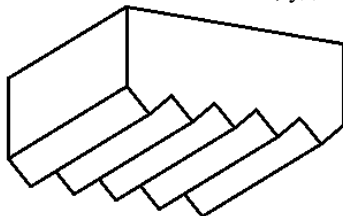
Иногда в процессе эксплуатации на поверхности дорожного покрытия возникают различные деформации, такие как раскачивание и растрескивание отдельных элементов, углубления на поверхности и т. д. [1, 2]. Это ухудшает внешний вид дорожного покрытия [3], снижает его прочность и увеличивает вероятность травмирования пешеходов. Причин возникновения таких деформаций несколько, например, несоблюдение правил эксплуатации дорожного покрытия, влияние погодных условий, несоблюдение технологии укладки, неверно выбранное конструктивное решение дорожного покрытия.



а) БТБ с тремя призматическими элементами



б) БТБ с тремя призматическими элементами, удаленными друг от друга



в) БТБ с пятью призматическими элементами

Рис. 1. Варианты бетонных блоков с ребристой нижней стороной

Для улучшения качественных характеристик покрытий проезжей части и площадок различного назначения разработаны новые покрытия из бетонных блоков с измененными геометрическими параметрами. В предлагаемых вариантах бетонных блоков для мощения нижняя поверхность не плоская, как в традиционных элементах, она имеет ребристую форму. Такая обребренная поверхность состоит из призматических элементов в количестве одного или нескольких. На рис. 1 представлено схематическое изображение некоторых вариантов предлагаемых решений. Угол у нижнего края обребрения в поперечном сечении может находиться в пределах от 90° до 179° . Во избежание перерасхода бетона из-за обребрения нижней поверхности рекомендуется уменьшить высоту вертикали стороны призматической части блока так, чтобы общий объем ребристой нижней стороны блока и его призматической части был равен объему традиционного блока с плоской нижней стороной при тех же параметрах в плане.

Сформулированы гипотезы о преимуществах разработанных конструктивных решений дорожных покрытий. Предполагается, что такие покрытия в процессе эксплуатации не изменят своего исходного положения в пространстве (или изменения будут незначительными). Это связано с тем, что ребристая форма нижней стороны БТБ будет препятствовать ее перемещению в максимально возможной степени при приложении горизонтальной нагрузки, например, при торможении транспортных средств. Благодаря ребристой форме увеличивается площадь контакта нижней поверхности с нижележащим структурным слоем. Таким образом, нагрузка, действующая на покрытие, передается большему объему несущего базового слоя дорожной одежды. Благодаря этому покрытие сможет выдерживать большую нагрузку, чем традиционное покрытие. Соответственно, можно предположить, что вертикальное смещение (оседание) брусчатки с ребристой нижней стороной будет меньше, чем у брусчатки с плоской нижней стороной. Ребристая форма основания способствует дополнительному уплотнению нижележащего конструкционного слоя, например, песка, что также способствует увеличению несущей способности дорожного покрытия и уменьшению осадки брусчатки. При максимальном сохранении исходного положения брусчатки при эксплуатации отпадет необходимость в ремонте; следовательно, стоимость его обслуживания будет снижена. Чтобы уменьшить горизонтальный сдвиг от воздействия горизонтальной нагрузки, приложенной в разных направлениях к дорожному покрытию из БТБ с ребристой нижней стороной, рекомендуется укладывать БТБ на нижележащий слой так, чтобы края на нижней стороне соседних БТБ были взаимно перпендикулярны друг другу.

Для подтверждения высказанных гипотез необходимо изучить качественные характеристики предлагаемых вариантов покрытия. Было проведено исследование варианта покрытия из БТБ с ребристой нижней

стороной из трех призматических элементов (рис.1а). Составлен план и разработана методика проведения исследований в лабораторных условиях, выбрано необходимое оборудование и материалы. План экспериментальных исследований включал две серии экспериментов.

Проведены исследования, в ходе которых изучали работу традиционного участка покрытия из плиток с плоским основанием и участок покрытия из плиток с ребристым основанием из трех призматических элементов. Исследовали два показателя, определяющие качественные характеристики работы покрытия: осадку покрытия при воздействии вертикальной нагрузки и плотность нижележащего конструктивного слоя под покрытием после снятия нагрузки. Экспериментально доказано, что из-за ребристой формы нижней стороны бетонного блока его осадка уменьшается, а плотность песчаного структурного слоя под БТБ увеличивается. Это означает, что ребристая нижняя сторона БТБ будет препятствовать изменению его исходного положения в пространстве, а значит, срок службы таких покрытий будет выше.

При равных значениях нагрузки осадка БТБ с ребристой нижней стороной меньше, чем у БТБ с плоской нижней стороной. Таким образом, можно предположить, что несущая способность предлагаемого варианта покрытия выше. Однако это предположение требует подтверждения путем проведения дополнительных лабораторных исследований. Помимо вертикальной нагрузки от пешеходов, автомобилей и различных предметов, на тротуары тротуаров влияет и горизонтальная нагрузка, например, от колес, что также требует дополнительных исследований. Также необходимо изучить характеристики предлагаемого покрытия в естественных условиях.

[1]. W. Lin, Y.H. Cho, and I. T. Kim, Development of Deflection Prediction Model for Concrete Block Pavement Considering the Block Shapes and Construction Patterns, *Advances in Materials Science and Engineering*, Article, 2016.

[2]. Catalogue of Road Defects. Research & Development Division of Highways Department, RD/GN/015, January 2013, pp. 42-45.

[3]. Lt. Michael K. Abate, *Concrete Paving Blocks: an overview*, Washington State Transportation Centre (1993).

[4]. Думанская В. В. Методика экспериментальных исследований покрытий из ФЭМ / В. В. Думанская, А. А. Калинин // *Вісник ОДАБА*. – Одеса: Зовнішрекламсервіс, 2010. – № 37. – С. 128–130.

CONCRETE PAVING ELEMENTS WITH A RIBBED BASE

To improve the quality characteristics, new concrete block coatings with ribbed underside (BTB) are proposed. Hypotheses are formulated about the advantages of the developed constructive solutions for coatings over traditional coatings made of blocks with a flat bottom side. To confirm the hypotheses, studies of one of the developed coating options were carried out under laboratory conditions. A comparative analysis of the experimental results confirmed the hypothesis about the advantages of paving from paving elements with a ribbed base.

КРУГЛІ ПЛИТИ НА ПРУЖНІЙ ОСНОВІ ЗІ ЗМІННИМ КОЕФІЦІЄНТОМ ПОСТЕЛІ

Карнаухова Г.С., Кіріченко Д.О.

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса

Дослідження конструкцій, що лежать на пружній основі, являють собою одну з актуальних і найбільш складних проблем, пов'язаних з розрахунком будівельних конструкцій.

На тему розрахунку круглих плит на пружній основі зі змінним коефіцієнтом постелі вченими було проведено багато досліджень [1].

Метою даної роботи є застосування аналітичного методу розрахунку будівельних конструкцій у формі круглих і кільцевих пластин і плит, що лежать на безперервній змінній пружній основі. У якості такого методу обраний метод прямого інтегрування, запропонований у роботах Ю.С. Крутія [2]. Застосування запропонованого підходу вже дозволило отримати рішення широкого класу задач, математичним резюме яких являються диференціальні рівняння зі змінними коефіцієнтами або системи таких рівнянь [3]. В даному випадку застосування методу прямого інтегрування дозволить ще й оцінити можливість та точність розрахунку розглянутого класу задач методом скінчених елементів.

Була розглянута кільцева плита постійної циліндричної жорсткості D , що лежить на змінній пружній основі, й перебуває під дією безупинно розподіленого поперечного навантаження. Нехай a і b — радіуси зовнішньої й внутрішньої контурних окружностей плити, r — радіальна координата ($0 \leq r \leq a$). В окремому випадку, при $b = 0$, одержимо суцільну круглу плиту. Будемо вважати, що реакція основи описується моделлю Вінклера.

Осесиметричний згин плити має місце у випадку, коли навантаження $q(r)$, реакція пружної основи $R(r)$ й умови закріплення плити не залежать від полярного кута θ . При цьому основними параметрами напружено-деформованого стану плити будуть прогин $w(r)$ і згинальні моменти — радіальний M_r і окружний M_θ .

Відповідно до моделі Вінклера, залежність між реакцією $R(r)$ пружної основи й прогином $w(r)$ має вигляд

$$R(r) = -k(r)w(r), \quad (1)$$

де $k(r)$ — безперервний змінний коефіцієнт постелі, який представимо як:

$$k(r) = k_0 A(r). \quad (2)$$

Тут k_0 — значення коефіцієнта постелі в деякій характерній точці плити; $A(r)$ — безрозмірна безперервна функція, що виражає закон зміни коефіцієнта постелі від радіальної координати.

Аналогічним чином представимо вираження для заданого навантаження

$$q(r) = q_0 B(r), \quad (3)$$

де q_0 — навантаження в деякій точці плити; $B(r)$ — безрозмірна безперервна функція, якою задана залежність навантаження від радіальної координати.

Диференціальне рівняння згину плити здобуває вид

$$D \frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left\{ r \frac{d}{dr} \left[\frac{1}{r} \frac{d}{dr} \left(r \frac{dw}{dr} \right) \right] \right\} + k_0 A(r) w = q_0 B(r). \quad (4)$$

Після визначення прогину $w(r)$, зусилля в плиті визначаються по відомих формулах:

$$M_r = -D \left(\frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{\mu}{r} \frac{dw}{dr} \right); \quad (5)$$

$$M_\theta = -D \left(\mu \frac{d^2 w}{dr^2} + \frac{1}{r} \frac{dw}{dr} \right); \quad (6)$$

$$Q_r = -D \left(\frac{d^3 w}{dr^3} + \frac{1}{r} \frac{d^2 w}{dr^2} - \frac{1}{r^2} \frac{dw}{dr} \right), \quad (7)$$

де μ — коефіцієнт Пуассона.

Для побудови точного розв'язку диференціального рівняння **Ошибка! Источник ссылки не найден.** будемо застосовувати метод прямого інтегрування. Опускаючи проміжні математичні перетворення, які докладно викладені в роботах [12-15], приведемо остаточні результати.

Відповідно:

$$\frac{dw}{dr} = \frac{q_0 a^3}{D} \tilde{W}(r); \quad (8)$$

$$\tilde{W}(r) = \lambda_1 \tilde{X}_1(r) + \lambda_2 \tilde{X}_2(r) + \tilde{X}_3(r); \quad (9)$$

$$\hat{W}(r) = \lambda_1 \hat{X}_1(r) + \lambda_2 \hat{X}_2(r) + \hat{X}_3(r); \quad (10)$$

$$\hat{W}(r) = \lambda_1 \hat{X}_1(r) + \lambda_2 \hat{X}_2(r) + \hat{X}_3(r). \quad (11)$$

Зазначена конкретизація формул призводить до значних спрощень при розрахунках суцільних круглих плит.

З урахуванням цього записані й вираження для внутрішніх зусиль:

$$M_r = -q_0 a^2 \left(\hat{W}(r) + \mu \frac{a}{r} \tilde{W}(r) \right); \quad (12)$$

$$M_\theta = -q_0 a^2 \left(\mu \hat{W}(r) + \frac{a}{r} \tilde{W}(r) \right); \quad (13)$$

$$Q_r = -q_0 a \left(\hat{W}(r) + \frac{a}{r} \tilde{W}(r) - \left(\frac{a}{r} \right)^2 \tilde{W}(r) \right). \quad (14)$$

Формули для прогинів і внутрішніх зусиль, записані в аналітичному виді, повністю характеризують напружено-деформований стан плити у випадку, коли задані навантаження й коефіцієнт постелі являють собою довільні безперервні функції.

У якості приклада розглянемо бетонну плиту $E = 1,5 \cdot 10^7 \text{ кПа}$, $\mu = 0$ товщиною $h = 0,12 \text{ м}$ і радіусом $a = 1,8 \text{ м}$, яка знаходиться під впливом рівномірно розподіленого постійного навантаження (рис. 3.1, а) $q = 15 \text{ кПа}$.

Коефіцієнт постелі (рис.1) змінюється за параболічним законом (увігнута парабола).

Коефіцієнти його розкладання:

$$A_0 = 0; \quad A_1 = 0; \quad A_2 = 1. \quad k(a) = 4 \cdot 10^6 \text{ кН} / \text{м}^3.$$

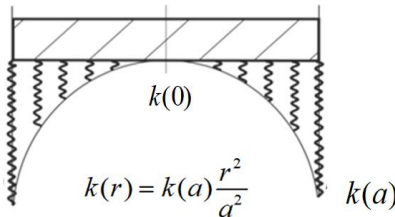


Рис. 1. Закон зміни коефіцієнта постелі

Виконані розрахунки авторським методом та за допомогою ПК ЛІРА-САПР [4] показують, що розбіжність в результатах обчислення прогинів МСЕ і авторським методом (АМ) незначна (не перевищує 1%), а результати обчислення радіальних і окружних моментів відрізняються істотно, і ця відмінність іноді досягає 12-14%. Однак при згущенні сітки в окружному напрямку картина змінюється, відбувається зближення результатів,

отриманих двома методами. Це свідчить про неточність скінчено-елементного аналізу, виконаного на основі автоматичного розбиття скінчено-елементної сітки. А це, в свою чергу, веде до "сліпого" армування залізобетонних плит, при якому можливо, як переармування конструкції, так і її недостатнє армування.

[1]. Reissner E. On transverse bending of plates, including the effect of transverse shear deformation . The International Journal of Solids and Structures. 1975. V. 11. № 5. P. 569–573.

[2]. Крутий Ю.С. Аналитическое решение задачи о свободных колебаниях пластины, лежащей на переменном упругом основании. Ю.С. Крутий, Н.Г. Сурьянинов «Наукові нотатки». 2016. № 53. С. 84–92.

[3]. Крутий Ю.С. Чисельний аналіз круглих пластин на пружній основі зі змінним коефіцієнтом постелі. Ю.С. Крутий, М.Г. Сур'янінов, М.М. Сорока, Г.С. Карнаухова. Вісник ОДАБА. 2020. № 81.С.66–75.

[4]. Водопьянов Р.Ю. Программный комплекс ЛИРА-САПР 2015. Руководство пользователя. Обучающие примеры. Р.Ю. Водопьянов, В.П. Титок, А.Е. Артамонова. Под редакцией академика РААСН Городецкого А.С. Электронное издание. М.: 2015г. 460 с.

ROUND SLABS ON A RESILIENT BASE WITH A VARIABLE COEFFICIENT OF SUBGRADE REACTION

The work is devoted to solving the problem of round slabs on an elastic foundation with a variable coefficient of subgrade reaction. The direct integration method was used to calculate the slabs. Also, a comparative analysis was performed between the author's method and the finite element method. Slab modeling and calculations were carried out in the LIRA-SAPR software package. As an option for fixing the slabs, free support along the contour was used.

УДК 624.072; 624.078; 624.15

РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ НАКЛОННЫХ СЕЧЕНИЙ БЕТОННЫХ БАЛОК С BFRP

**Карпюк И.А., к.т.н., доц.; Клименко Е.В., д.т.н., проф.;
Карпюк В.М., д.т.н., проф.; Постернак А.А., к.т.н., доц.;
Майстренко О.Ф., к.т.н., доц.; Целикова А.С. ассистент**
Одесская государственная академия строительства и архитектуры

Анализ последних источников публикаций.

В Одесской государственной академии строительства и архитектуры выполняются комплексные экспериментально-теоретические исследования несущей способности бетонных балочных элементов с BFRP [1, 2]. Выполненное сравнение [3] полученных экспериментальных данных [1, 2]

несущей способности наклонных сечений указанных конструкций с результатами расчетов по рекомендациям европейских EUROCODE-2 [4], японских JSCE [5], американских ACI [6], канадских CSA [7], итальянских CNR [8] норм проектирования показало значительные расхождения между ними (коэффициенты вариации ν колеблются в пределах 59-85%). Указанные нормы, как правило, недооценивают их реальную несущую способность в несколько раз. Плохая сходимость экспериментальных данных с результатами расчетов обусловлена тем, что эти нормы базируются не на реальных физических схемах работы таких конструкций, а на классической (более, чем столетней) модели ферменной аналогии W. Ritter – E.Mörch и различных ее модификациях, арочной аналогии или сочетании ферменной и арочной аналогий. Относительно хорошую сходимость ($\nu=17,5\%$) экспериментальных данных и результатов расчетов показал метод предельных усилий А.А. Гвоздева, А.С. Залесова, О.Ф. Ильина и др. в редакции СНиП [9] для балок, армированных стальной арматурой [10]. Очевидно, что этот метод целесообразно адаптировать и применить для расчета бетонных балок с FRP.

Целью данной работы является совершенствование существующих расчетных моделей, базирующихся на методе предельных усилий, несущей способности наклонных сечений бетонных балочных конструкций с FRP.

Методы исследования. Перед началом лабораторных экспериментов были сделаны прогнозные оценки несущей способности опытных образцов-балок путем моделирования их напряженно-деформированного состояния в ПК «Лира - SAPR». Экспериментальные образцы – балки были армированы базальтопластиковой арматурой BFRP и изготовлены в соответствии с теорией планирования по трехфакторному, трехуровневому плану Бокса-Бенкена В3. Балки испытывали по четырех-точечной схеме при статическом воздействии нагрузки, которую прикладывали ступенями величиной до $0,1F_{ult}$. Выдержка нагрузки на каждой ступени составляла 15 минут со снятием отсчетов с измерительных приборов, замерами ширины раскрытия нормальных и наклонных трещин. Экспериментальные данные несущей способности балок сравнивали с результатами расчетов по рекомендациям существующих национальных норм проектирования и авторских методов. Для дальнейшего совершенствования выбрали метод предельных усилий, который оказался наиболее близким к физической картине работы бетонных балок с BFRP.

Основной материал и результаты.

Выполненные сравнения [3, 9, 11] экспериментальных и расчетных значений несущей способности наклонных сечений экспериментальных бетонных балок со стальной арматурой показало неудовлетворительную, в целом, их сходимость. Коэффициенты вариации ν колеблются в пределах от 17,5% (метод предельных усилий А.А. Гвоздева, А.С. Залесова, А.Ф. Ильина в редакции СНиП 2.03.01-84*) до 65,4% (Eurocode - 2). Указанные

расхождения представлены [3] также в графически в виде влияния наиболее значимых конструктивных факторов на несущую способность наклонных сечений железобетонных балок. Таким образом, метод предельных усилий, заложенный в ранее действующем СНиП [9] и основанный на экспериментально обеспеченной физической картине работы балочных железобетонных конструкций, лучше согласуется с имеющимися экспериментальными данными (серия АСД) [10, 12], чем европейские нормы EN [4], которые базируются на модифицированной ферменной аналогии.

Особенности расчета несущей способности наклонных сечений бетонных балок с базальтопластиковой арматурой.

Экспериментальные данные [1, 2, 3] по изучению несущей способности бетонных балок, армированных BFRP, также не согласуются с результатами расчетов по зарубежным нормам проектирования. Коэффициенты вариации ν колеблются в пределах от 59,0% (CNR) до 85,2% (EN). Особенно неадекватно в них отражено влияние относительного пролета среза a/d . Таким образом, сравнение экспериментальных и расчетных значений несущей способности бетонных балок с BFRP показало, что модифицированная ферменная аналогия или модифицированная теория полей сжатия не могут служить адекватными расчетными схемами для определения прочности их наклонных сечений.

Принимая во внимание рекомендации метода предельных усилий А.А. Гвоздева, А.С. Залесова, О.Ф. Ильина в редакции СНиП [9], расчет бетонных балок с большими ($a/d=3$) и средними ($a/d=2$) пролетами среза, армированных в достаточном количестве ($\rho_{fw} \geq 0,0025$, $\rho_{lf} \geq 0,0100$) базальтопластиковой арматурой BFRP (рис. 1), на совместное действие поперечной силы и изгибающего момента для обеспечения их несущей способности по наклонной трещине рекомендуется осуществлять по наиболее опасному наклонному сечению из условия:

$$V_f \leq V_{fc} + V_{fw} + V_{f,inc} \quad (1)$$

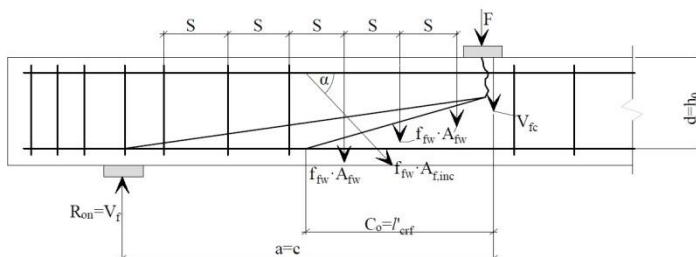


Рис. 1. Расчетная схема припорного участка бетонной балки, армированной BFRP, при определении несущей способности ее наклонного сечения.

где $V_{fc}, V_{fw}, V_{f,inc}$ – составляющие поперечной силы, которые

воспринимаются, соответственно, бетоном, поперечной базальтопластиковой арматурой и отгибами.

Поперечная сила V_f в условии (1) определяется от внешней нагрузки, расположенной по одну сторону от наклонного сечения, которое рассматривается.

Составляющую поперечной силы, воспринимаемой бетоном сжатой зоны, предлагается определять по усовершенствованной формуле А.С. Залесова и О.Ф. Ильина:

$$V_{fc} = \frac{\varphi_{c2}(1 + \varphi_f + \varphi_n)f_{ctd} \cdot b_w \cdot d^2}{a}, \quad (2)$$

где $a=c$ -длина проекции наиболее опасного наклонного сечения на продольную ось элемента (пролет среза);

φ_{c2} - коэффициент, который комплексно учитывает влияние величины пролета среза, класса бетона и количества поперечной арматуры BFRP. Этот коэффициент, в отличие от своего прототипа $\varphi_{e2}=2$ в СНиП [9] для тяжелого бетона, дифференцированно учитывает влияние конструктивных факторов на величину V_{fc} . Коэффициент φ_{c2} получен экспериментальным путем. Имея экспериментально установленные адекватные значения длины проекции опасной наклонной трещины $l_{crf}=c_0$ (экспериментально-статистическая зависимость (3), а также подтвержденные прямыми измерениями деформации ε_{fw} и моделированием НДС напряжения σ_{fw} в стержнях поперечной арматуры были определены достоверные величины составляющих V_{fw} . Отсюда экспериментальное значение $V_{fc} = V_f^{exp} - V_{fw}$. При этом, $V_{f,inc} = 0$, поскольку отгибы в балках отсутствовали.

Длина проекции опасной наклонной трещины может быть представлена следующей экспериментально-статистической зависимостью:

$$\hat{Y}(l_{crf1}) = 176 + 25X_1 + 9X_2 - 16X_3 - 9X_1^2 + 8X_2^2 - 9X_3^2 - 9X_1X_3, \text{ мм, } \nu = 5,4\%. \quad (3)$$

Экспериментально-статистическая зависимость переменного коэффициента φ_{c2} имеет вид

$$\hat{Y}(\varphi_{c2}) = 1,38 - 0,25X_1 - 0,12X_2 - 0,22X_1X_3, \nu = 5,2\%, \quad (4)$$

которая после замены кодированных переменных на натуральные значения конструктивных факторов превращается к виду:

$$\varphi_{c2} = 1,38 - 0,25\left(\frac{a}{h_0} - 2\right) - 0,12\left(\frac{C - 35\text{МПа}}{15\text{МПа}}\right) - 0,22\left(\frac{a}{h_0} - 2\right)\left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043}\right). \quad (5)$$

С учетом допустимой экстраполяции полученных результатов зависимость (5) является справедливой при следующих значениях конструктивных факторов:

- величины относительного пролета среза (фактора X_1), $a/d=1,0-3,3$;
- класса бетона (X_2) в МПа от C12/15 до C45/55;

- коэффициента поперечного армирования (X_3) $\rho_{fw} = 0,0018-0,0126$.

Для практического использования длину проекции опасной наклонной трещины в бетонных балках с FRP, в том числе BFRP, при статическом действии нагрузки рекомендуется определять по экспериментально-статистической зависимости (3), которая после замены кодированных переменных на их натуральные значения приобретает вид:

$$l'_{crf1} = [176 + 25(a/h_0 - 2) + 9\left(\frac{C - 35\text{МПа}}{15\text{МПа}}\right) - 16\left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043}\right) - 9(a/h_0 - 2)^2 + 8\left(\frac{C - 35\text{МПа}}{15\text{МПа}}\right)^2 - 9\left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043}\right)^2 - 9(a/h_0 - 2)\left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043}\right)]\text{мм.} \quad (6)$$

Очевидно, что зависимость (6) также является справедливой при изменении конструктивных факторов в тех же пределах, что и в выражении (5).

Усилия, воспринимаемые поперечной арматурой, традиционно определяем по формуле (7):

$$V_{fw} = q_{fw} \cdot l'_{crf1}, \quad (7)$$

где q_{fw} – интенсивность поперечного армирования или усилия в поперечных стержнях (хомутах), приходящиеся на единицу длины балки, определяем по формуле (8):

$$q_{fw} = \sigma_{fw} \cdot A_{fw} / S \quad (8)$$

где σ_{fw} – напряжения в стержнях поперечной неметаллической композитной арматуры, которые пересекаются опасной наклонной трещиной. По результатам натуральных измерений деформаций, а также с помощью моделирования напряженно-деформированного состояния было установлено, что напряжения в поперечных стержнях BFRP в балочных конструкциях с большими пролетами среза ($a/d=3$) составляют $0,10f_{fk}$, а в балках со средними пролетами среза ($a/d=2$) $\sigma_{fw} = 0,15 f_{fk}$. При этом, относительные деформации ε_{fw} в них перед разрушением экспериментальных образцов – балок составляли, соответственно, 0,0018 и 0,0028. Эти данные хорошо согласуются с рекомендациями fib [14, 15, 16] ограничить относительные деформации поперечной неметаллической арматуры величиной 0,20-0,25%.

В экспериментальных балках с малыми пролетами среза ($a/d \leq 1$) прямые измерения и моделирование НДС показало, что в вертикальных поперечных стержнях BFRP сжимающие напряжения достигали, в среднем, $\approx 363\text{МПа} \approx 0,45f_{fk}$, а относительные деформации $\varepsilon_{fw} \approx 0,0084$. Очевидно, что вероятность разрушения проопорных участков таких элементов от среза бетона по наклонной трещине ($\max \tau_{с.з.} \leq f_{ck}/2$) или по наклонной сжатой полосе ($\max \sigma_{с.з.} = (1,0-1,5)f_{ck}$) одинакова. Однако, учитывая то, что высота сжатой зоны

бетона над вершиной опасной наклонной трещины под сосредоточенной силой, приложенной в конце пролета среза, искусственно уменьшается (на 25% и более) из-за сдвиговых деформаций в бетоне, вероятность ее разрушения по расчетной схеме (рис. 1), все-таки, остается со срезом бетона и без учета работы поперечной арматуры ($\sigma_{fw}=0$). Проверим такую возможность разрушения приопорных участков балок с малыми пролетами среза чуть ниже.

Поперечная сила, воспринимаемая отгибами:

$$V_{f,inc} = q_{fw,inc} \cdot l_{crf1} \quad (9)$$

При определении $q_{fw,inc}$ необходимо учитывать углы наклона α и допускается принимать напряжения в них $\sigma_f=0,25f_{fk}$ с $\varepsilon_{f,inc}=0,0045$ согласно рекомендаций fib [14, 15,16] и при условии надежной анкеровки отгибов на опорах и в пролетах конструкций.

В балочных конструкциях с большими и средними пролетами среза, в которых неметаллическая композитная поперечная арматура устанавливается по расчету, должно соблюдаться условие:

$$q_{fw} \geq \frac{\varphi_{c3} (I + \varphi_f + \varphi_n) \cdot f_{ctd} \cdot b}{2}, \quad (10)$$

а также соответствующие конструктивные требования.

Расчет бетонных балок, армированных только продольной неметаллической композитной арматурой (без поперечных стержней и хомутов) на совместное действие поперечных сил и изгибающих моментов с целью обеспечения их несущей способности по наклонной трещине также рекомендуется выполнять по наиболее опасному сечению из условия:

$$V_f = \frac{\varphi_{c4} (I + \varphi_n) f_{ctd} b \cdot d^2}{\alpha'}, \quad (11)$$

в котором правая часть не должна превышать значения $2,5f_{ctd} \cdot b \cdot d$ и не быть меньшей

$$\varphi_{c3} (I + \varphi_n) f_{ctd} \cdot b \cdot d. \quad (12)$$

Коэффициенты φ_{c3u} рекомендуется определять с учетом их уменьшения по сравнению с коэффициентами φ_{b3} из СНиП [9] по формулам:

$$\varphi_{c3} = \frac{\varphi_{c2}}{\varphi_{b2}} \varphi_{b3}, \quad \varphi_{c4} = \frac{\varphi_{c2}}{\varphi_{b2}} \varphi_{b4}, \quad (13)$$

При этом, для тяжелого бетона $\varphi_{b3}=0,6$ а $\varphi_{b4}=1,5$.

Выполненное в [3] сравнение экспериментальных данных и расчетных значений несущей способности наклонных сечений бетонных балок с BFRP по усовершенствованному для FRP методу предельных усилий показало, в

целом, удовлетворительную их сходимость ($v=11\%$). Самые большие расхождения экспериментальных и расчетных значений разрушающей поперечной силы наблюдали в базальтобетонных балках с малыми пролетами среза ($a \leq d$). Для улучшения сходимости экспериментальных и прогнозируемых значений несущей способности приопорных участков бетонных балок с BFRP с малыми пролетами среза ($a \leq d$) вычислим её согласно рекомендаций Т.И. Барановой [17] по схеме коротких консолей, трансформированной в нашем случае к виду (рис. 2). Правомерность такого подхода подтверждается результатами натурных экспериментов с применением распределительных пластин шириной l_{sup} под сосредоточенными силами и на опорах, в результате чего происходило искусственное уменьшение пролета среза. Этот вывод подтверждается также результатами моделирования напряженно-деформированного состояния бетона и поперечной арматуры, которая во всех балках с такими пролетами среза испытывала деформации сжатия.

Несущая способность наклонной сжатой полосы рассматриваемой балки определяется из условия:

$$V_f \approx F \leq k_f \cdot \varphi_{w2} \cdot f_{cd} \cdot b \cdot l_c \cdot \sin\theta \leq 3,5 f_{cd} \cdot b \cdot h_0, \quad (14)$$

$$k_f \cdot \varphi_{w2} \cdot f_{cd} \cdot b \cdot l_c \cdot \sin\theta \geq \frac{\varphi_{c4} (1 + \varphi_n) f_{cd} \cdot b \cdot d^2}{a}.$$

где θ - угол наклона сжатой полосы на приопорном участке балки к ее продольной оси;

l_c - ширина расчетной сжатой полосы, которая определяется по формуле:

$$l_c = l_{sup} \cdot \sin\theta, \quad (15)$$

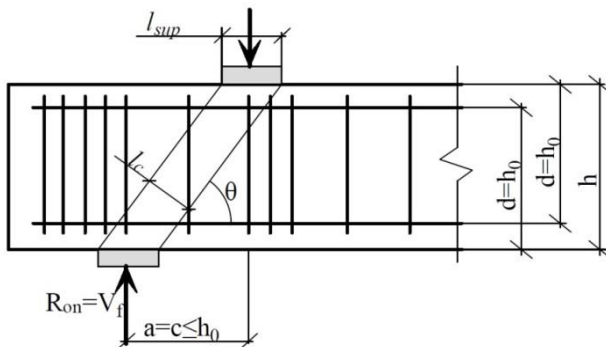


Рис. 2. Расчетная схема несущей способности приопорного участка бетонной балки, армированной BFRP, с малым пролетом среза ($a \leq d$) по наклонной сжатой полосе между сосредоточенной силой и опорой.

где l_{sup} – длина площадки передачи нагрузки вдоль пролета балки;

φ_{w2} - коэффициент, который учитывает влияние поперечной арматуры

или хомутов, расположенных по высоте балки (если они есть) и определяется по формуле:

$$\varphi_{w2} = I + 5\alpha \cdot \mu_{w1}, \quad (16)$$

где $\alpha = E_f/E_c$; $\mu_{w1} = A_{fw}/(b \cdot s_w)$,

где A_{fw} - площадь сечения хомутов (если они есть) в одной горизонтальной плоскости;

s_w - расстояние между указанными хомутами (если они есть) по высоте балки по нормали к ним. При этом, в расчет принимаются только горизонтальные хомуты или наклонные под углом не более 45° к горизонтали с соблюдением соответствующих конструктивных требований.

Вместо коэффициента k_f при расчете коротких консолей по методике [17] используется постоянное его значение, равное 0,8. Для бетонных балок с малым пролетом среза и коротких консолей, армированных BFRP, обратным пересчетом были найдены экспериментальные значения коэффициента k_f по формуле:

$$k_f = V_{uf} / (\varphi_{w2} \cdot f_{ck} \cdot b \cdot l_c \cdot \sin\theta) \quad (17)$$

с соблюдением условий (14).

Обработка полученных таким образом значений коэффициента k_f с помощью метода наименьших квадратов позволила получить адекватную экспериментально-статистическую зависимость для указанных бетонных балок или коротких консолей:

$$\hat{Y}(k_f) = 1,67 - 0,25X_2 - 0,21X_3 - 0,08X_2X_3, v = 2,5\%, \quad (18)$$

замена кодированных переменных в которой на натуральные значения конструктивных факторов в рамках проведенного натурального эксперимента дала возможность получить эмпирическое выражение коэффициента k_f , которое является справедливым с учетом допустимой экстраполяции за пределы изменения класса бетона от C12/15 до C45/55 и коэффициента поперечного армирования, ρ_{fw} от 0,0018 до 0,0126:

$$k_f = 1,67 - 0,25 \left(\frac{C - 35 \text{ МПа}}{15 \text{ МПа}} \right) - 0,21 \left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043} \right) - 0,08 \left(\frac{C - 35 \text{ МПа}}{15 \text{ МПа}} \right) \left(\frac{\rho_{fw} - 0,0072}{0,0043} \right). \quad (19)$$

Геометрическая интерпретация зависимости коэффициента k_f от соотношения конструктивных факторов представлена на рис. 3.

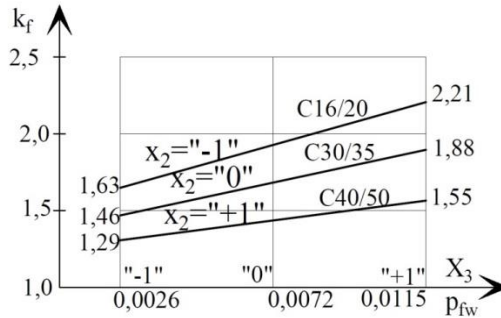


Рис. 3. Влияние класса бетона и количества поперечной арматуры на величину переменного коэффициента в условии (14).

Таким образом, использование экспериментально установленных коэффициентов для балок, армированных BFRP, с большими ($a/d=3$), средними ($a/d=2$), а также k_f для элементов с малыми ($a/d \leq 1$) пролетами среза позволило сблизить экспериментальные и расчетные значения несущей способности их приопорных участков до удовлетворительной сходимости ($v=7,9\%$).

Расчет бетонных тавровых и двутавровых балок, армированных BFRP, при совместном действии поперечной силы и изгибающего момента выполняется для обеспечения прочности наклонных полос между наклонными трещинами в их стенах на приопорных участках по формуле:

$$V_f \approx F \leq 0,3\varphi_{w1} \cdot \varphi_{c1} \cdot f_{cd} \cdot b_w \cdot d, \quad (20)$$

где коэффициент, который учитывает влияние нормальных к продольной оси поперечных стержней или хомутов на несущую способность приопорных участков указанных балок, рекомендуется определять по формуле (16) и принимать равным не больше 1,1; b_w - толщина стенки тавровой или двутавровой сечений.

Коэффициент рекомендуется определять по методике А.С. Залесова и О.Ф. Ильина, изложенной в [9], с уточненным значением коэффициента:

$$\varphi_{c1} = 1 - \beta^* \cdot f_{cd}, \quad (21)$$

$$\text{где } \beta^* = \frac{\varphi_{c2}}{\varphi_{b2}} \beta,$$

φ_{b2} и β - экспериментальные значения коэффициентов из [9]. Для тяжелого бетона их значения равны, соответственно, 2 и 0,01.

Выводы:

1. Сравнение экспериментальных значений несущей способности наклонных сечений бетонных балок, армированных BFRP, с результатами расчетов, выполненных в соответствии с рекомендациями существующих

национальных норм проектирования зарубежных стран [3], показало неудовлетворительную сходимость: коэффициент вариации ν с применением Eurocode-2 [5] составил 85,2%, японских норм JSCE [5] – 77,9%, американских ACI [6]– 81,7%, канадских CSA [7] – 61,1%, итальянских CNR [8] – 59%. В основном, указанные нормы существенно недооценивают реальную несущую способность приопорных участков экспериментальных образцов – балок. Исходя из изложенного, основные принципы, на которых базируются рассматриваемые национальные нормы проектирования бетонных конструкций с FRP, не могут быть приняты для расчета несущей способности рассматриваемых участков балок, армированных BFRP, без внесения в них соответствующих изменений и корректив.

2. С целью поиска наиболее близких к реальности физических моделей работы экспериментальных железобетонных балок (серия 1, ACD), которые являются аналогами бетонных балок, армированных BFRP, был сделан сравнительный анализ данных их фактической несущей способности с ее расчетными значениями, найденными методом граничных усилий в реакции [9], а также с помощью модифицированной ферменной аналогии в редакции [4, 13]. Было установлено, что метод граничных усилий в редакции [9] обеспечивает значительно лучшую сходимость ($\nu=17,5\%$) экспериментальных и расчетных значений несущей способности бетонных балок со стальной арматурой по сравнению с модифицированной ферменной аналогией [4, 13] ($\nu=65,4\%$) потому, что он лучше европейских и других, как показали проведенные исследования [10, 11], норм проектирования отражает физическую картину работы исследуемых балок под нагрузкой.

3. Учитывая изложенное выше, несущую способность наклонных сечений бетонных балок, армированных BFRP, рекомендуется определять методом граничных усилий. При этом, расчет балок с большими ($a/d = 3$) и средними ($a/d = 2$) пролетами среза следует выполнять по наклонной трещине с использованием переменных коэффициентов $\varphi_{c2}, \varphi_{c3}, \varphi_{c4}$, учетом реальной длины проекции опасной наклонной трещины l'_{cr1} и существенного уменьшения растягивающих напряжений σ_{fw} до $(0,10-0,15)f_{fk}$ в поперечной арматуре. Несущую способность приопорных участков с малыми ($a \leq d$) пролетами среза необходимо определять как для коротких консолей по наклонной сжатой полосе между сосредоточенной силой и опорой с применением переменного коэффициента k_f . Соблюдение этих требований позволяет обеспечить удовлетворительную сходимость ($\nu = 7,9\%$) расчетных и экспериментальных значений несущей способности наклонных сечений и приопорных участков бетонных балок, армированных BFRP, осуществлять их надежное и, вместе с тем, более экономичное проектирование.

- [1]. V. Karpiuk, A. Tselikova, A. Khudobych, I. Karpiuk, A. Kostyuk, "Study of strength, deformability property and crack resistance of beams with BFRP", Eastern-European journal of enterprise technologies, vol. 4/7 (106), pp. 42-53, 2020.
- [2]. I. Rusu, A. Khudobych, A. Tselikova, V. Karpiuk, I. Karpiuk, M. Zavaloka, "Features of stress-strain behaviour of basalt fibre reinforced concrete beam structures", Journal of Engineering Science, Kishinev, Moldova vol. XXVII (2) pp. 186-202, 2020.
- [3]. I.Karpiuk, V.Karpiuk, E.Klimenko, A.Tselikova, A.Khudobych "Comparative analysis of research and calculated values of bearing capacity of reinforced concrete and basalt concrete beams according to recommendations of national design standards", Bulletin of odessa state academy of civil engineering and architecture collection of scientific works, vol.80. pp. 43-49, 2020.
- [4]. EN 1992-1-1:2004, Eurocode 2 - Design of Concrete Structures. Part 1: General rules and rules, CEN, 2004.
- [5]. JSCE, Recommendation for Design and Construction of Concrete Structures Using Continuous Fiber Reinforcing Materials. Tokyo, Japan: Japan Society of Civil Engineers, 1997.
- [6]. ACI 440.1R-03, Guide for the Design and Construction of Concrete Reinforced with FRP Bars, American Concrete Institute, 2003.
- [7]. CAN/CSA-S6-00, Canadian High Bridge Design Code, Canadian Standards Association, 2019.
- [8]. CNR-DT 203/2006, Guide for the Design and Construction of Concrete Structures Reinforced with Fiber-Reinforced Polymer Bars, Rome, Italy, 2006.
- [9]. СНІР 2.03.01 84* Бетонні і жезобетонні конструкції. Госстрої СРСР. М.: ЦІП Госстроє СРСР 1989.
- [10]. V.M. Karpuyk Yu.A.Somina A.I.Kostyuk O.F.Maistrenko Osoblivosti naprujeno deformovanogo stanu irozrahunku zilizobetonnih konstrukcii za dii ciklichnogo navantajennya visokih rivniv. Monografiya. Odesa: ODABA, 2018.
- [11]. V.Karpiuk, I.Karpiuk, A.Tselikova, A.Khudobych "Calculating model of the bearing ability of the substructed areas of baltic basalt concrete structures", Science and education a new dimension. Natural and Technical Science, Hungary, 2020, vol. VIII (29) pp. 16-22. DOI.org/10.31174/SEND-NT2020-238VIII29-03
- [12]. Karpiuk V., Orešković M., Somina Yu., Kostyuk A. Basis of Force and Deformation-Force Resistance of Reinforced Concrete at the Complex Stress-Strain State. Monograph. Varaždin, Croatia, 2019.
- [13]. ДСТУ Б В.2.6-145-2010. Конструкції будинків і споруд. Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії. Загальні технічні вимоги. К.: Мінрегіонбуд України, 2010.
- [14]. Fib bul. 55, ModelCode 2010. First complete draft, Lausanne, Switzerland: fib, 2010.
- [15]. Fib bul.40, FRP reinforcement in RC structures. Technical report TG9.3., Lausanne, Switzerland: fib, 2007.
- [16]. FIB Bulletin 40: FRP reinforcement in RC structures. -International Fed-eration for Structural Concrete, 2007.
- [17]. Baranova T.I., Zalesov A.S. Karkasnoosterjnieve raschetnie modeli i injenierne metodi rascheta jelezobetonnih konstrukcii. M.: ASV, 2003.

STRENGTH CALCULATION OF INCLINED SECTIONS OF CONCRETE BEAMS WITH BFRP

Two design schemes for determining the bearing capacity of inclined sections of beams reinforced with BFRP are proposed. The first scheme recommends the calculation of beams with large and medium shear spans along the main inclined crack. This scheme takes into account the real length of the projection of the inclined crack on the longitudinal axis. In this case, the magnitudes of tensile stresses in the clamps, which are intersected by the main inclined crack, reach values from 0.1ffk to 0.15ffk. According to the second scheme, it is supposed to carry out the calculation for beams and cantilevers with small shear spans along an inclined compressed strip between the load and the support. In this calculation, a factor is used, the value of which depends on the concrete class and the number of BFRP clamps. This technique demonstrates satisfactory convergence (coefficient $\nu = 8\%$ of variation) of the experimental and calculated values of the bearing capacity near the support sections of the beams with BFRP.

УДК 004.5; 681.5

МЕТОДИКА ПРОВЕДЕННЯ ЛАБОРАТОРНИХ РОБІТ ДЛЯ СТУДЕНТІВ-МЕХАНІКІВ З ВИКОРИСТАННЯМ КОМП'ЮТЕРИЗОВАНИХ ВИМІРЮВАЛЬНО- ДІАГНОСТИЧНИХ КОМПЛЕКСІВ

Кицель Н.В., Козловська Т.Ф., к.х.н., доц.

Кременчуцький льотний коледж Харківського національного університету внутрішніх справ, м. Кременчук, e-mail: kitselnata@gmail.com

Мартиненко М.Ю., к.п.н., доц.

Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського,
м. Кременчук

Сучасні світові освітні тенденції свідчать, що при використанні нових інформаційних засобів можна досягти принципових змін в якості освіти. Натепер заклади освіти мають достатньо велику кількість комп'ютерного устаткування, яке так чи інакше задіяне у навчальному процесі. При цьому спеціалізовані лабораторії, як правило, не забезпечені комп'ютерною технікою, що значною мірою звужує можливості лабораторного практикуму. При створенні комп'ютеризованих лабораторних комплексів відкривається можливість проведення широкого спектру робіт на одному комплексі, що, в свою чергу, вирішує питання недостатньої кількості лабораторного обладнання [1].

Рівень підготовки магістрів повинен бути істотно вищим, ніж фахівців. Це досягається при відповідній, принципово новій, лабораторній базі, реалізованій з урахуванням цілої низки принципово нових вимог: обсяг

досліджень, що виконуються на лабораторному комплексі, повинен охоплювати більшість технічних дисциплін, передбачених навчальним планом; лабораторне обладнання повинне відповідати вимогам виконання запланованих робіт аспірантами і викладачами, тобто повинно бути складовою частиною дослідницького устаткування кафедри; обладнання повинно максимально відповідати рівню і напрямам технічного прогресу в основних загальнодержавних чи регіональних галузях промисловості; обладнання повинно бути інтегрованим, широким за функціональними можливостями, включати елементи для розширення інтелектуальних і пізнавальних аспектів при вивченні проблемних питань; обладнання повинно бути доступним за ціною практично для будь-якого навчального закладу щодо підготовки бакалаврів і магістрів електромеханічного профілю. Ідея полягає в тім, що на базі наявного в будь-якому вищому навчальному закладі обладнання створюються комп'ютеризовані комплекси, що включають окрім механічних машин, персональну ЕОМ достатнього рівня, аналого-цифрові і цифро-аналогові перетворювачі, системи датчиків для контролю механічних величин.

Сучасний стан стендового устаткування незадовільний, як з позиції проведення дослідницьких робіт, так і з позиції організації процесу навчання, що відповідає вимогам виробництва.

Ставиться задача створення і практичного освоєння стендового обладнання нового покоління, впровадження якого дозволить більш глибоко вивчити процеси, що відбуваються, як на рівні оцінки якісних характеристик, так і на рівні одержання кількісних показників, а отже розширити спектр досліджуваних питань. Разом з цим постає питання методичного забезпечення, що дозволить полегшити розуміння наукової та технічної важливості досліджуваних елементів, систем та пристроїв. З цією метою створюється комплекс лабораторних стендів, який дозволяє вирішити ряд задач, і виключити недоліки існуючого лабораторно-дослідницького обладнання.

Найважливішою ланкою правильного використання комп'ютеризованих комплексів є визначення обсягу лабораторних робіт, що ефективно можуть проводитися, особливості створення методичного забезпечення до всього комплексу досліджень, з врахуванням загальності та особливості кожної лабораторної роботи. При цьому можна виділити ряд особливостей, характерних для розроблених комплексів, але не для наявного стандартного стендового лабораторного обладнання.

Таким чином раціональним є структурування як самого методичного забезпечення, так і лабораторних робіт. Рішення питань створення методичного забезпечення за мінімально короткий час можливо шляхом узгодження предметного напрямку використання вимірювального комплексу. Аналіз лабораторного практикуму електротехнічних дисциплін показує, що тільки частина робіт [2] може виконуватися з використанням лабораторних

комплексів.

Початковий етап створення методичного забезпечення для комп'ютеризованих лабораторних комплексів полягає в розробці єдиного універсального алгоритму проведення лабораторних робіт на комп'ютеризованих лабораторних комплексах (рис. 1).

Допуск до лабораторної роботи полягає в перевірці знань, необхідних для виконання даної лабораторної роботи і проводиться із застосуванням персональної ЕОМ. Допуск починається з перевірки знань по техніці безпеки і можливих аварійних режимів. Питання для перевірки підбираються для кожної роботи окремо (близько 10 питань). Потім у висновку перевірки техніки безпеки результати фіксуються в зведеній таблиці результатів, де вказуються відповіді на кожне питання, дата і час перевірки. У такий спосіб викладач може переглянути усі відповіді на питання і побачити, що саме студент не знає. Якщо студент не пройшов перший блок питань (перевірку техніки безпеки) до подальшої перевірки він не допускається.

Перевірка знання порядку проведення лабораторної роботи починається з питання про мету роботи. Далі необхідно вказати правильний порядок проведення роботи – дається кілька варіантів відповідей, де зазначено декілька послідовностей включення обладнання. Тільки при правильній відповіді студент переходить до наступного розділу допуску до лабораторної роботи.

Запропонований алгоритм проведення лабораторних робіт був перевірений у рамках дисципліни «Альтернативні джерела енергії» для здобувачів вищої освіти із застосуванням графічного середовища LabVIEW. За основу було взято віртуальний лабораторний комплекс для оцінки ефективності одержання біогазу із різноманітної рослинної сировини для автоматизації й управління біометаногенезом [3]. При цьому функції забезпечення роботи віртуального лабораторного стенду розроблялись окремо для кожного альтернативного джерела енергії: задаючі впливи, елементи керування (перемикачі вибору режиму – циклічний або автоматичний); індикатори параметрів процесу (температура – T_1 , T_2 ; об'єм – V ; час перебігу процесу – t , концентрація – C), індикація та відображення результатів.

На підготовчому етапі виконання лабораторної роботи перевірка теоретичних знань про досліджуваній об'єкт полягає в низці теоретичних питань, на які теж пропонуються варіанти відповідей.

З урахуванням усього сказаного викладачу необхідно: заздалегідь підготувати 8–10 питань з техніки безпеки з можливими варіантами відповідей, обміркувати питання для перевірки знання мети роботи і можливі варіанти відповідей, підготувати питання і варіанти відповідей для перевірки знання ходу роботи та низку питань (близько 10) для перевірки теоретичних знань студентів про досліджувану систему.



Рис. 1. Алгоритм проведення лабораторних робіт на комп'ютеризованому лабораторному комплексі

Потім викладач самостійно вносить ці питання в ПЕОМ під своїм особистим паролем і вказує правильну відповідь. Це значно скорочує час перевірки допуску до лабораторної роботи, тому що студент без участі викладача (у вільний час чи на перерві) перевіряє готовність до виконання лабораторної роботи. Викладачу необхідно буде перевірити тільки лише наявність заготівлі для звіту про проведення даної роботи.

Так як лабораторні роботи виконуються на спеціалізованому обладнанні і алгоритм їх проведення теж особливий, то і методичне забезпечення повинно бути спеціалізованим. Методичні вказівки до виконання лабораторних робіт на комп'ютеризованих діагностичних комплексах повинні складатися з декількох окремих посібників: посібник з техніки безпеки при роботі на віртуальному діагностичному комплексі, методичний посібник з користування програмою перевірки допуску до лабораторної роботи і методичні вказівки щодо виконання конкретної лабораторної роботи. Лабораторні роботи, що виконуються на комп'ютеризованих віртуальних лабораторних комплексах значно скорочують час на проведення кожної роботи за умови повної готовності студента до виконання роботи. Для

полегшення підготовки студента до роботи створюються методичні вказівки, в яких зібраний весь необхідний матеріал в повному обсязі.

- [1]. Родькин Д.И., Бялобржеский А.В., Кривонос С.А., Ломонос А.И., Артеменко А.Н., Величко Т.В., Грабко В.В. Лабораторные исследовательские комплексы на базе измерительно-управляющих компьютеризированных систем. Вестник Кременчугского государственного университета. Вып. 1/2002(12), 2002. С. 412–418.
- [2]. Кіцель Н. В., Бялобржеский О. В., Величко Т. В. Методика проведення лабораторних робіт з використанням комп'ютеризованих вимірювально-діагностичних комплексів. Вісник Кременчуцького державного політехнічного університету. Вип. 2/2003(19), 2003, С. 20–22.
- [3]. Сергієнко С. А., Никифоров В. В., Бедрій Т. О., Новохатько О. В., Дігтяр С. В., Козловська Т. Ф. Застосування графічного середовища LabVIEW у моделюванні біотехнологічних процесів. Вісник Кременчуцького національного університету імені Михайла Остроградського. Вип. 6/2018 (113). С. 86–94.

METHODS OF LABORATORY WORK FOR STUDENTS OF MECHANICS USING COMPUTERIZED MEASURING AND DIAGNOSTIC SYSTEMS

The proposed method of laboratory work with the use of computerized laboratory stands will significantly reduce the time for each work, provided that the applicant is fully prepared to perform the work. Recommendations for methodological support to facilitate the preparation of higher education for the job. The process of checking the admission to work and managing the process of mastering the material of laboratory work is facilitated for the teacher. This will significantly reduce the teacher's time, but also reduce the objectivity of the assessment, as it is possible to randomly guess the answers to the questions.

УДК 534.112:539.3

ДЕЯКІ ОСОБЛИВОСТІ КОЛИВАНЬ ТА СТІЙКОСТІ ПІДСИЛЕНИХ ПРЯМОКУТНИХ ПЛАСТИНОК ТА ЦИЛІНДРИЧНИХ ОБОЛОНОК ЗА ДІЇ РУХОМОГО ІНЕРЦІЙНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Клюшник Д.В., Дем'яненко А.Г.

Дніпровський державний аграрно-економічний університет, м. Дніпро

Зеленський А.Г.

Придніпровська державна академія будівництва і архітектури, м. Дніпро

Зі дня виникнення проблеми дії рухомого навантаження на пружні конструкції і споруди розглянуто та досліджено цілі класи задач з урахуванням впливу рухомих навантажень різних за природою і характером дії на самі різноманітні конструкції, системи і споруди [6]. Сучасний розвиток техніки, збільшення швидкостей і інтенсивності руху транспорту, інтенсифікація виробничих процесів висувають перед дослідниками нові

задачі, які потребують розробки і застосування більш точних механічних і, відповідно, математичних моделей, які більш повно і точно відображають і викривають суть явища, що в свою чергу призводить до необхідності удосконалення, модифікації традиційних і пошуку нових концепцій і методів дослідження. Як слушно наголошено авторами роботи [1] прикладне математичне дослідження складної задачі має структуру послідовного наближення. Спочатку будується грубий розв'язок, після чого за його допомогою уточнюється механічна та відповідна математична модель або метод дослідження математичної моделі. Мета уточнення може бути різною. У першому випадку грубий розв'язок має допоміжне, початкове значення для побудови більш точного розв'язку. У другому випадку наближений розв'язок використовують для з'ясування межі його придатності та вихідних механічної і відповідної математичної моделей. Перевага грубих наближених моделей і розв'язків полягає у їх простоті, прозорості і наочності. Наочним прикладом такого підходу є розв'язки одних і тих же задач спрощеними методами опору матеріалів та більш точними методами теорії пружності. Саме така ідеологія і використовується у роботах [2-4] при дослідженні задач динаміки одновимірних пружних тіл а в цій роботі підсилених прямокутних пластинок та циліндричних оболонок за дії рухомого інерційного навантаження. По перше, з'ясовується аналогія математичних моделей, які описують наближену, спрощену механічну модель динаміки пружної прямокутної пластинки з рухомим інерційним навантаженням та механічну модель стиснутої прямокутної пластинки, які досліджені більш повно та детально [3,5]. По друге, досліджується вплив швидкості, співвідношення рухомих і нерухомих мас на динаміку пластинки та оболонки, визначаються критичні значення швидкості навантаження та деякі якісні особливості їх руху.

Дослідження якісних та кількісних характеристик руху таких об'єктів зводиться до аналізу математичної моделі [3,4]

$$L\left(x, t, \frac{\partial}{\partial t}, \frac{\partial}{\partial x}\right)w = L_1\left(\frac{\partial}{\partial x}, \frac{\partial}{\partial t}\right) \cdot q(x, t) \quad (1)$$

з відповідними крайовими та початковими умовами, де при сталій швидкості руху

$$q(x, t) = -\frac{q_0 + q_1}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - 2 \frac{q_1 v}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial t \partial x} - \frac{q_1 v^2}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}. \quad (2)$$

Основними особливостями математичних моделей таких задач, по - перше, є наявність у диференціальних рівняннях у тому чи іншому вигляді інерційного оператора (2), який визначає силову дію на пружний об'єкт рухомого масового навантаження. Характерним є той факт, що силова дія залежить, як від інтенсивності $q_1(x)$ і швидкості руху v потоку навантаження, так і від деформації пружного об'єкта $w(x,t)$, причому, чітко видно

залежність силової дії від прискорення деформації $w_{tt}(x,t)$, швидкості кутової деформації $w_{tx}(x,t)$ та зміни кривини пружної лінії об'єкта $w_{xx}(x,t)$ тобто в такого роду механічних системах силова дія є слідкуюча за поведінкою системи, змінюючи свою величину и напрямок в процесі деформації. Таким чином, силова дія на пружний об'єкт, викликана рухомою масою, не є заздалегідь визначеною а визначається поточним станом системи. Це є другою особливістю задач динаміки пружних систем у полі сил інерції рухомих навантажень. Третьою суттєвою особливістю цих задач є наявність в математичній моделі у тій чи іншій формі непарної за часом змішаної похідної, яка обумовлена прискоренням Коріоліса рухомого масового навантаження і утворює деякі труднощі при побудові розв'язків, а саме, не дозволяє розділити просторову x і часову t змінні за класичною схемою Фур'є в дійсній області шуканих функцій. У роботі розглянуто задачу про поперечні коливання прямокутної пластинки $L \times b$, товщиною H , підсиленої у напрямку x регулярним набором ребер жорсткості, вздовж яких рухаються потоки розподілених навантажень погонної ваги $q(x)$ зі сталою швидкістю v (рис.1). Вважаємо ребра однаковими, симетрично розташованими відносно серединної поверхні пластинки. Для ребер враховуємо тільки жорсткість на згин. Для дослідження процесу коливань пластинки двічі застосовано схему конструктивної анізотропії і до самої підсиленої пластинки, де жорсткість дискретно розташованих ребер «розмазується», і до розподіленого навантаження із зосередженими включеннями, які «розмазуються» і по ребрам і по відповідним відсікам пластинки і в результаті приходимо до рухомого рівномірно розподіленого по поверхні пластинки навантаження. Дослідження виконується на основі метода двоххвильового подання коливань у вигляді суперпозиції власних та супровідних коливань [2]. Враховуючи дію на пластинку тільки потоків розподіленого навантаження, які рухаються вздовж ребер зі сталою швидкістю, задачу коливань пластинки відносно квазистатичного стану зведено до дослідження математичної моделі (1) – (4)

$$D_1 \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2D \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + D \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + \frac{q_0 + q_1}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + 2 \frac{q_1 v}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial t \partial x} + \frac{q_1 v^2}{g} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0 \quad (3)$$

де $D = \frac{Eh^3}{12(1-\mu^2)}$, $D_1 = \frac{k \cdot EI_y}{b} + D$, q_0 – зведена вага пластинки на

одиночку площі, q_1 – вага потоків навантаження на одиницю площі. В наведених виразах EI_y – жорсткість ребра на згин, k – число ребер, h – зведена товщина пластинки, E , μ – модуль Юнга і коефіцієнт Пуасона матеріала

пластинки і ребер, D_1 – зведена згинна жорсткість підсиленої пластинки за конструктивно ортотропною моделлю.

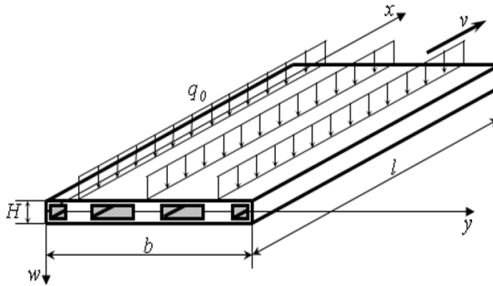


Рис. 1. Розрахункова схема підсиленої пластинки з рухомих інерційним навантаженням

Рухоме розподілене навантаження q_1 зведено, як наголошено вище, до рівномірно розподіленого по площі поверхні пластинки. Розв'язок диференціального рівняння руху (3) відшукуємо у вигляді [2]

$$w(x, y, t) = \varphi(x, y) \cos \omega t + \psi(x, y) \sin \omega t. \quad (4)$$

У випадку, коли края пластинки шарнірно обіперті, крайові умови мають вигляд

$$\begin{aligned} w(0, y, t) = 0, \quad w(L, y, t) = 0, \quad w''(0, y, t) = 0, \quad w''(L, y, t) = 0, \\ w(x, 0, t) = 0, \quad w(x, b, t) = 0, \quad w''(x, 0, t) = 0, \quad w''(x, b, t) = 0. \end{aligned} \quad (5)$$

Початкові умови приймаємо у вигляді

$$w(x, y, 0) = f_1(x, y), \quad \frac{\partial w(x, y, 0)}{\partial t} = f_2(x, y). \quad (6)$$

В рамках вихідних гіпотез побудовано точний розв'язок задачі методом двохвильового подання руху, що дає основу для ствердження, що коливання таких систем відбуваються у вигляді суперпозиції власних та супровідних коливань. Причому супровідні коливання обумовлені і нетривіальні лише при наявності рухомого інерційного навантаження. Побудовано форми власних і супровідних коливань, досліджено їх залежність від параметрів механічної системи. Виявлені деякі нові якісні особливості стійкості коливань пластинки за дії рухомого інерційного навантаження. Для практики являє інтерес випадок, коли по тим чи іншим причинам пластинка стиснута і водночас знаходиться за дії рухомого інерційного навантаження, наприклад охолоджуючої рідини. При суттєвих значеннях стискувальної сили критичні значення швидкості руху рідини, будучи навіть малими, можуть бути досить реальними для втрати стійкості системи.

[1]. Блехман И.И. Прикладная математика. Предмет, логика, особенности подхода /

- А.Д. Мышкис, Я.Г. Пановко. – К.: Наукова думка, 1976. – 269 с.
- [2]. Горошко О.О. Двохвильові процеси в механічних системах / А.Г. Дем'яненко, С.П. Киба. - К.: Либідь, 1991. – 188 с.
- [3]. Дем'яненко А.Г. До проблеми динаміки підсилених прямокутних пластинок з рухомих інерційним навантаженням./ А.Г.Дем'яненко, В.О. Гуридова III МНПК «Сучасні методи і проблемно-орієнтовані комплекси розрахунку конструкцій» К.: 2019. С.35-38
- [4]. Demianenko A.G. Dynamics of Elastic Objects under Movable Inertial Loading. Materials Science Forum. V.968, Trans Tech Publications Ltd. (2019), 427-436.
- [5]. Вайнберг Д.В. Справочник по прочності, устойчивости и колебаниям пластин / Д.В. Вайнберг. – К: Будівельник, 1973. – 488 с.
- [6]. Пановко Я.Г. Устойчивость и колебания упругих систем / Я.Г. Пановко, И.И. Губанова. – М.: Наука, 1987. – 352 с.

SOME FEATURES OF OSCILLATIONS AND STABILITY OF REINFORCED RECTANGULAR PLATE AND CYLINDRICAL ENVELOPE UNDER ACTION OF MOVABLE INERTIAL LOAD

The mechanical systems with two-waves dynamic effects are being considered. In such systems two forms of own oscillations displaced in phase to the right angle correspond to every own frequency of the system. The main attention is paid to the elastic systems with the mobile inertia load. The problem of oscillations and stability of reinforced rectangular plate and cylindrical envelope with regular stringer set is being considered under assumption that along slats of the envelope that situated with small step from one to another, there is unsymmetrical stream of mobile inertia load. There is a wide variety of problems in area of jet engine, reactors cooling systems dynamic, flying and floating vehicle framework's design, which boil down to such computational schemes.

УДК 691.5

ДОСЛІДЖЕННЯ ДЕФОРМАЦІЙ УСАДКИ/РОЗШИРЕННЯ ЛУЖНИХ БЕТОНІВ ІЗ ВИКОРИСТАННЯМ АКТИВНОГО ЗАПОВНЮВАЧА

Ковальчук О.Ю., к.т.н., с.н.с., Зозулинець В.В., асп., м.н.с.

Київський національний університет будівництва і архітектури,

kovalchuk.oyu@gmail.com, zozulinets555@gmail.com

Проблема використання заповнювачів, що містять активні зерна, є предметом дослідження вітчизняних та закордонних дослідників вже протягом багатьох років [1-3]. Особливо актуальним це питання постає з огляду на перехід від використання газу при випалюванні портландцементного клінкеру до використанні вугілля, що підвищує питомих вміст лугів у складі цементу. В загальному випадку цементу, безумовно, відповідають вимогам стандарту за вмістом лужних компонентів,

проте підвищення вмісту лугів у їх складі вдвічі є небезпечним саме з огляду на можливість розвитку лужної корозії заповнювача.

Метою роботи є встановлення закономірностей впливу компонентного складу шлаколужного цементу (виду та характеристик лужного компоненту, алюмосікатної добавки) та умов тверднення та зберігання на деформативні властивості дрібнозернистих бетонів на його основі при умові використання активного заповнювача.

Для цього запропоновано дослідити деформації усадки/розширення шлаколужних цементів за різними технологічними схемами (лужний компонент у вигляді сухої солі та у вигляді розчину), а також вивчити вплив умов тверднення на розвиток деформацій дрібнозернистих бетонів.

Для дослідження можливості впливу на перебіг процесу внутрішньої корозії шлаколужного бетону як активний заповнювач було обрано базальт, представлений фракцією 0-2.5 мм.

В якості основного кальцій-алюмосікатного компоненту лужного цементу було використано шлак доменний гранульований розмелений до питомої поверхні 450 ± 20 м²/кг за Блейном. У якості гідрофобизатора використовували добавку на основі кремнійорганічної речовини гідридсилоксанової рідини 136-157М (ГКЖ-94).

У якості активної мінеральної добавки використовували метакаолін, розмелений до питомої поверхні 1000 м²/кг за Блейном. Як лужні компоненти використовували соду кальциновану (карбонат натрію) у вигляді сухої безводної солі та рідке скло з сілкатним модулем $M_c = 1,0$.

Дослідження деформацій усадки/набухання системи проводили на основі цементуючих системи, обраних на основі результатів попередніх досліджень [5].

Досліджувані системи:

1. Лужний портландцемент (ПЦ + рідке скло)
2. Лужний портландцемент (ПЦ + рідке скло) + 10% МК
3. Шлаколушний цемент (ЛЦЕМ-1) з додатковим лужним компонентом
4. ШЛЦ (ЛЦЕМ-1) з додатковим лужним компонентом +10% МК
5. ПЦ М400
6. ПЦ М400 + 10% МК

Аналіз отриманих результатів засвідчив, що всі досліджувані системи характеризуються усадочними деформаціями в усьому діапазоні досліджень. Можна відзначити, що найбільшими показниками усадки очікувано характеризуються системи із використанням рідкого скла (лужний портландцемент), а найменшими – лужний цемент ЛЦЕМ І. Це можна пояснити наявністю у системах із використанням рідкого скла підвищеного вмісту гелеподібних фаз, які водночас наявні у значно меншій кількості у складі систем із використанням сухих лужних компонентів.

Дослідження впливу умов тверднення та зберігання зразків на деформативні властивості дрібнозернистих бетонів виконували на системі

шлаколужного цементу (ЛЩЕМ-І) в чистому вигляді та при додаванні 10% метакаоліну. Аналіз результатів проведених досліджень дозволяє зазначити, що умови тверднення значною мірою впливають на зміну усадочних деформацій. Так, показано, що при висушування зразків до постійної маси розширення зразків припиняється. Це може свідчити про припинення процесів структуроутворення всередині матеріалу внаслідок зникнення рідкої фази, що є необхідною умовою протікання реакцій. Водночас, варто відзначити, що різниця між висушеними зразками та зразками, що було гідрофобізовано після висушування, з точки зору деформативних характеристик є вкрай малою. А це значить, що гідрофобізація в такому процесі може слугувати гарантією збереження низької вологості матеріалу та зниження ризику протікання реакцій у віддалені терміни зберігання.

Гідрофобізація дрібнозернистого бетону без висушування призводить до підвищення інтенсивності розширення зразків. Поєднуючи такі відомості із показниками міцності аналогічних систем, досліджених раніше, можна стверджувати про активізацію процесів структуроутворення системи в умовах самозапарювання гідрофобізованих зразків. Це може містити потенційну небезпеку із огляду на традиційні методи захисту залізобетонних конструкцій, а саме – вкривання конструкції покриттям із лакофарбових матеріалів.

Таким чином, було показано, що з точки зору усадочних деформацій з найкращого боку себе показали системи на основі лужного цементу ЛЩЕМ І у чистому вигляді та із введенням активної мінеральної добавки метакаоліну (-0,44 та -0,31 мм/м відповідно у віці 28 діб нормального тверднення), які до того ж показали у більш віддалені строки тверднення мінімальне зниження усадки, що може свідчити про зниження інтенсивності розвитку процесів лувної корозії заповнювача у складі таких систем.

Висушування зразків бетону дозволяє призупинити розвиток деформацій розширення у зразку, а подальша гідрофобізація матеріалу дозволяє забезпечити стабільність лінійних розмірів, відкриваючи можливість до продовження термінів експлуатації конструкцій, що вже зазнали впливу лувної корозії.

Представлені результати отримані в рамках виконання проекту «Розробка технологічних методів запобігання та припинення лувної корозії бетону в умовах використання реакційно здатних заповнювачів» на замовлення Міністерства Освіти і Науки України (номер держреєстрації 0119U002580).

[1] Й.Штарк, Щелочная коррозия бетона. Под общей редакцией П.В. Кривенка – Киев, 2010. – 166 с.

[2] Malek R.I.A., Roy D.M.: Effect of Slag Cements and Aggregate Type on Alkali-Aggregate Reaction and its Mechanism. – In: Proc.6 Inter. Confer. Alkalis in Concrete, Research and Practice, Denmark. – pp.223-230

[3] Malek, R.I.A.; Roy, D.M.: Alkali-Aggregate Reaction Resistance of Granulated Blast

Furnace Slag Cement, presented at Slag Cements Workshop, P. State University, Mater. Res. Laboratory, Dec-March.

[4] Krivenko P., Petropavlovsky O. Kovalchuk O. A comparative study on the influence of metakaolin and kaolin additives on properties and structure of the alkali-activated slag cement and concrete. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 1/6(91), pp.33-39. DOI: 10.15587/1729-4061.2018.119624

STUDY OF DEFORMATION PROPERTIES OF ALKALI ACTIVATED CONCRETES USING ACTIVE AGGREGATES

Results of study of deformation properties of fine-grain concrete are shown using slag alkali activated cement and active aggregate, represented by fraction 0-2.5 mm. It had been shown that expansion deformations of concrete specimens, supplying process of alkaline corrosion of aggregate in concrete, directly combined with component composition and conditions of hardening and storing of material. Thus, it was show, that using alkaline component in the state of dry salt (sodium carbonate) shrinkage/expansion deformations are varying in the shorter ranges comparing to alkali activated concrete with the alkaline component represented by soluble glass. Introduction of active mineral admixture represented by metakaolin also leads to the decreasing of deformations comparing to the compositions without such admixture.

УДК 539.3

ЛОКАЛЬНЕ ЗНОШУВАННЯ ПРУЖНИХ ТІЛ З ВИСТУПАМИ ЗА КОВЗНОГО КОНТАКТУ

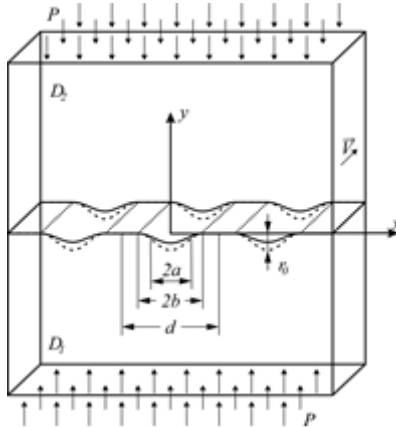
Козачок О.П., к.ф.-м.н., Мартиняк Р.М., д. ф.-м.н., проф.

Інститут прикладних проблем механіки і математики ім. Я.С. Підстригача
НАН України, м. Львів, labmtd@iapmm.lviv.ua

Розглянемо взаємодію двох ізотропних пружних півнескінченних тіл D_1 і D_2 з однакових матеріалів, одне з яких (D_2) має регулярний рельєф у вигляді пологих виступів однакової форми

$r(x) = A \left(1 - tg^2(\pi x/d) / tg^2(\pi b/d) \right)^{3/2}$, розташованих з періодом d вздовж смуг ширини $2b$ (рис.). Тіла взаємно притискаються під дією рівномірно розподіленого на безмежності навантаження P , за якого відбувається повний контакт спряжених поверхонь. Одне з тіл нерухоме, а інше рухається зі швидкістю V в напрямі твірної виступів. Сили тертя на поверхні спряження τ підпорядковані закону Амонтона: $\tau = \tau_{yz} = fP(x)$, де f – сталий коефіцієнт тертя, $P(x)$ – контактний тиск.

Досліджуватимемо зношування поверхні з виступами, виходячи з моделі фрикційного втомного руйнування [1, 2], згідно з якою стирання розпочинається на тих ділянках, де сила тертя τ перевищує порогове значення τ_0 . Вважаємо навантаження таким, що в початковий момент часу $t=0$ умова $\tau > \tau_0$ виконується лише на частині кожного виступу, де виникає найбільший контактний тиск. Ширина періодично розташованих смуг локального зношування $2a(t)$ зростатиме з часом внаслідок зміни геометрії виступів.



Використовуючи розвинутий у працях [3-5] метод міжконтактних зазорів та інтерпретуючи товщину зношеного матеріалу, як фіктивний зазор між тілами, задачу звели до сингулярного інтегро-диференціального рівняння з ядром Гільберта відносно товщини зношеного матеріалу $h(x, t)$:

$$\frac{\partial h(x, t)}{\partial t} - \frac{2r_0 f V}{dK} \int_{-a(t)}^{a(t)} h'(s, t) \operatorname{ctg} \frac{\pi(s-x)}{d} ds = r_0 f V F(x),$$

$$\text{де } F(x) = \frac{2}{dK} \int_{-b}^b r'(s) \operatorname{ctg} \frac{\pi(s-x)}{d} ds + P - \frac{\tau_0}{f}, \quad K = 4(1-\nu) / G;$$

G , ν – модуль зсуву та коефіцієнт Пуассона матеріалу тіл.

Функція $h(x, t)$ задовольняє умови:

$$h(x, 0) = 0, \quad x \in L(0); \quad h(\pm a_\infty, \infty) = 0, \quad h'_x(\pm a_\infty, \infty) = 0.$$

Після припрацювання (при $t \rightarrow \infty$) контактний тиск на всій ділянці $(-a(\infty); a(\infty))$ дорівнюватиме τ_0 / f і зношення припиняється. В цьому

разі в рівнянні (1) зліва зникає перший член. Отримано аналітичний розв'язок такого рівняння та визначено товщину зношеного матеріалу, форму виступів і контактний тиск після припрацювання поверхонь.

- [1]. Андрейків А.Е., Панасюк В.В., Чернец М.В. К теории износа материалов при сухом трении. Физ.-хим. механика материалов. 1981. 17, №2. С. 99-104.
- [2]. Андрейків А.Е., Чернец М.В. Оценка контактного взаимодействия трущихся деталей машин. К. : Наукова думка, 1991. 160 с.
- [3]. Мартиняк Р.М., Швець Р.М., Глод А.В. Припрацювання рухомих півпросторів за часткового зношування виступу на поверхні контакту. Фіз.-хім. механіка матеріалів. 2003. 39, № 1. С. 51-58.
- [4]. Козачок О.П., Мартиняк Р.М., Слободян Б.С. Взаємодія тіл з регулярним рельєфом за наявності міжконтактного середовища. Львів : Растр-7, 2018. 200 с.
- [5]. Kozachok O.P., Martyniak R.M. Contact problem for wavy surfaces in the presence of an incompressible liquid and a gas in interface gaps. Mathematics and Mechanics of Solids. 2019. Iss. 24, № 11. P. 3381–3393. <https://doi.org/10.1177/1081286518781679>.

LOCAL WEAR OF ELASTIC BODIES WITH PROTRUSIONS FOR SLIDING CONTACT

The contact interaction of two moving solids, one of which has a regular surface texture in the form of periodically arranged protrusions, is considered. The materials of the solids are supposed to be identical. The formulation of the corresponding plane contact problem is based on the friction fatigue fracture model, according to which the wear initiates when the friction force reaches some critical value. The region of the wear initiation is found. The profile of the surfaces and contact pressure after running-in are investigated.

УДК 624.012.25: 539.386

НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ЭЛАСТОМЕРНЫХ ВИБРОСЕЙСМОИЗОЛЯТОРОВ

Козуб Ю.Г., д.т.н., доц., Козуб Г.А., к. т. н., доц.

Луганский национальный университет им. Тараса Шевченко, г. Старобельск

Дирда В.И., д.т.н., проф.

Институт геотехнической механики им. Н. С. Полякова НАН Украины, г. Днепр

Развитие технологического оборудования и транспортных систем приводят к увеличению вибрационного воздействия на здания и сооружения. Кроме того, ежегодно в мире происходят землетрясения различной магнитуды, жертвами которых становятся люди, гибнущие под завалами зданий, построенных без вибросейсмозащиты. Поэтому вопрос создания и усовершенствования различных конструкций, позволяющих снизить риск от разрушения при вибрационных и сейсмических воздействиях [1,2] является

чрезвычайно актуальным. Одними из наиболее эффективных устройств являются вибросейсмоизоляторы на основе резинометаллических конструкций (рис.1).

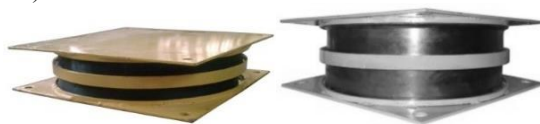


Рис. 1. Общий вид резинометаллической высокодемпфирующей конструкций резиновых сейсмоблоков на натуральном каучуке

Использование таких систем вибросейсмозащиты позволяют обеспечить защиту объектов при землетрясениях и техногенных воздействиях, при этом снижается сметная стоимость строительства на 3–6 %, а трудоёмкость – на 4–6 %; уменьшается материалоемкость зданий и сооружений на 5–10 %; расширяется область применения типовых конструкций путём застройки районов с повышенной сейсмичностью, увеличивается этажность здания при использовании тех же конструкций [3].

Вибросейсмоизоляторы позволяют защитить машины и здания при сейсмических воздействиях не только в горизонтальной и вертикальной плоскостях, но и от кручения. Считается, что именно кручение в сочетании с неблагоприятными факторами, в частности с вертикальной составляющей толчков, является основной причиной катастрофических разрушений при землетрясениях. Кроме того, применение резинометаллических слоистых виброизоляторов позволяет защитить здания и находящиеся в них людей от воздействий метрополитена, автомобильного и железнодорожного транспорта [4]. Основным демпфером в таких конструкциях является эластомерный элемент, динамические свойства которого зависят от начальных напряжений, возникающих при статическом нагружении.

Определение параметров напряженно-деформированного состояния резиновых виброизоляторов является сложной задачей ввиду специфичности механических свойств резины.

Универсальным численным методом расчёта резиновых вибросейсмоизоляторов, который позволяет учитывать несимметричность нагрузок и закреплений, а также получать полную картину напряженно-деформированного состояния является метод конечных элементов (МКЭ) [5–8]. При этом традиционный МКЭ не позволяет учесть такое свойство резины как слабая сжимаемость материала, поэтому воспользуемся специально разработанной схемой МКЭ – моментной схемой конечного элемента (МСКЭ) для слабосжимаемых материалов [7]. Основная идея этой схемы заключается в аппроксимации компонент вектора перемещений, тензора деформаций и функции изменения объёма рядом Тейлора с последующим удержанием некоторого количества слагаемых в этих аппроксимациях

согласно определенным правилам, а применение МСКЭ позволяет избежать эффекта «ложного сдвига».

При исследовании сжимаемых и слабо сжимаемых эластомеров особое место занимает интегральный закон состояния, связывающей малый прирост напряжений и деформаций на основе обычного закона Гука в метрике деформированного объема. Он находит распространено применение при решении статических и квазистатических задач в области больших деформаций для нелинейно-упругих и термовязкоупругих тел, требующих интеграции по параметру [7]. Для описания вязкоупругих свойств резины используется наследственная теория Больцмана-Вольтерра и тензор напряжений в виде интегрального уравнения с использованием мгновенных и равновесных упругих характеристик материала. В качестве ядра релаксации используется ядро Ю.Н. Работнова.

На основе рассмотренного подхода определены характеристики напряженно-деформированного состояния сейсмоопоры диаметром $d = 500$ мм, высотой резинового слоя $h = 50$ мм. Марка резины 2959, модуль упругости $G = 1$ Мпа. Расчетная нагрузка $P = 30$ кН.

Предложенный метод расчета реализован на базе вычислительного комплекса «МИРЕЛА+». Определены зависимости осевых и радиальных перемещений от времени и от нагрузки; зависимости осевых и радиальных напряжений; построено распределение радиальных напряжений (рис. 2). Анализ распределения напряжений сжатия позволяет оценить жесткостные свойства вибросейсмоизолятора.

Демпфирующие элементы рассмотренных вибросейсмоизоляторов работают в условиях предварительных напряжений, обусловленных начальными и монтажными нагрузками, которые влияют на диссипативные свойства таких конструкций. Для вычисления начального напряженного состояния эластомерного элемента учитываются его вязкоупругие свойства и слабую сжимаемость материала.

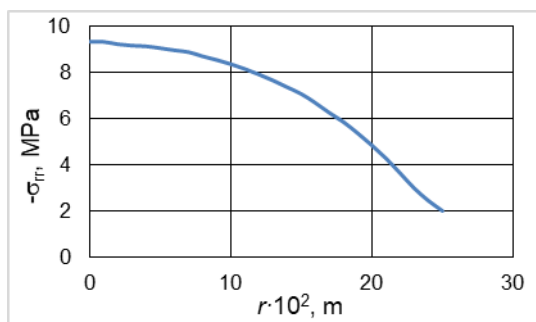


Рис. 2. Распределение радиальных напряжений.

Булат, В.И. Дырда, Ю.И. Немчинов, Н.И. Лисица, Н.Н. Лисица, Н.В. Тымко // Геотехническая механика: Межвед. сб. научн. трудов / ИГТМ НАН Украины. – Днепропетровск, 2010. – Вып. 85. – С. 128-132.

[2]. Дырда В.И. Определение напряженно-деформированного состояния резинометаллических сейсмоопор / В.И. Дырда, Н.И. Лисица, А.В. Новикова, С.Н. Гребенюк, Ю.Г. Козуб, А.А. Бова // Сб. «Методи розв'язування прикладних задач механіки деформівного твердого тіла» – 2012. – Вып. 13. – С. 152-158.

[3]. Kozub Yuriy. Substantiation of parameters and calculation of vibration isolatirs/ Yuriy Kozub, Vitaliy Dyrda, Nikolay Lisitsa // ТЕКА. – Vol.13, No 4. – 2013. – P. 107-114.

[4]. Дырда В. И. Обоснование и выбор параметров резинометаллических сейсмоопор / В. И. Дырда, Н. И. Лисица, Н. Г. Марьенко и др. // Геотехническая механика. – 2009. – Вып. 84. – С. 17-23.

[5]. Киричевский В.В. Метод конечных элементов в механике эластомеров «МИРЕЛА+» – К. : Наукова думка, 2002. – 605с.

[6]. Comité Européen de Normalisation: “Eurocode 8: Design of Structures for Earthquake Resistance. Part 1: General Rules, Seismic Actions and Rules for Buildings”. EN 1998-1, CEN, Brussels, 2004.

[7]. Киричевский В.В., Дохняк Б.М., Козуб Ю.Г., Гоменюк С.И., Киричевский Р.В., Гребенюк С.Н. Метод конечных элементов в вычислительном комплексе «МИРЕЛА+» – К. : Наукова думка, 2005. – 402 с.

[8]. Мальков В. М. Механика многослойных эластомерных конструкций: [монография] / В. М. Мальков. – СПб : Изд-во СПбГУ, 1998. – 320 с.

STRESS-DEFORMED STATE OF ELASTOMER VIBRO- SEISMO-INSULATORS

A method for solving problems of viscoelastic deformation of structures made of weakly-compressible elastomers, based on the application of the hereditary Boltzmann-Volterra theory, is considered. To consider the weak compressibility and eliminate the "false shift" effect, the moment scheme of the finite element is used.

УДК 539.3

ДОСЛІДЖЕННЯ НЕОДНОРІДНОСТІ НАПРУЖЕНОГО СТАНУ В ОБОЛОНКАХ З КРУГОВИМ ОТВОРОМ

Колодяжний А. П., к.т.н., доц.

Дніпровський національний університет ім. Олеся Гончара, м. Дніпро, Україна

Меднікова М. А.

Державне підприємство «КБ «Південне» м. Дніпро, Україна

e-mail: Mednikova1990@gmail.com

Тонкостінні оболонки є одними з найбільш поширених в якості несучих елементів конструкцій ракетно-космічної галузі, авіабудування та ін. Доволі часто на практиці використовуються оболонки скінченної довжини. У

багатьох випадках вони мають кругові отвори, навколо яких при дії навантаження виникають зони з високими градієнтами та великими коефіцієнтами концентрації напружень (ККН). Дослідження напруженого стану таких оболонок є непростю задачею, але й формулювання її як класичної крайової задачі з сумісними крайовими умовами для двохзв'язної області інтегрування, як виявилось, можливо тільки при спеціальних випадках. Вперше питання про концентрацію напружень біля кругового отвору в циліндричній оболонці було розглянуто А. І. Лур'є. Автор представив вирішення завдання про визначення рівня концентрації напружень на випадок малого розміру отвору в лінійній постановці. Математична модель А. І. Лур'є набула найбільшого використання як українськими так і зарубіжними вченими. В запропонованому підході вважається, що зона збурення загального поля напружень є обмеженою, а поблизу країв оболонки для стандартних навантажень осьовим розтягом або стиском, внутрішнім або зовнішнім тиском, крученням напружений стан однорідний, що математично формулюється як рівність нулю збурених напружень на нескінченності.

Велика кількість публікацій присвячена вирішенню зазначеної задачі саме з використанням лінійного підходу. Питання впливу скінченності довжини на напружений стан та рівень концентрації напружень залишається недостатньо вивченим. Розрахунок на міцність оболонок реальних довжин з отворами потребує вирішення задачі в нелінійній постановці, що аналітично виконати неможливо. Кількість досліджень таких задач обмежена. Ефективним методом досліджень є метод скінченних елементів (МСЕ). Сучасні програмні забезпечення на базі МСЕ дозволяють отримати достатньо точні результати за умови їх належної перевірки та підтвердження.

Робота присвячена вирішенню задачі про визначення напружено-деформованого стану (НДС) в пружних тонких циліндричних оболонках скінченної довжини, послаблених круговим отвором при дії крутного моменту. Використовується МСЕ, реалізований в програмному комплексі NASTRAN, зокрема лінійний та геометрично нелінійний аналізи. Для досягнення задовільної точності та контролю розрахункової моделі використовувався оригінальний метод керування обчислювальним процесом, який дозволяє контролювати похибку розв'язку. Цей метод заснований на внутрішніх властивостях розглянутої задачі.

Досліджено процес розвитку НДС в оболонці в залежності від її геометричних параметрів та рівня навантаження. Зокрема, приділено увагу полям напружень в поперечних перерізах оболонки, взятих по її довжині. Показано, що неоднорідність напружень в залежності від параметрів оболонки та радіуса отвору проявляється по-різному. В деяких випадках вказана неоднорідність характеризується ефектом дальності та не зменшується, як зазвичай припускається, а призводить до значного впливу крайових умов на величину коефіцієнта концентрації напружень. Виявлено,

що із зростанням величини навантаження НДС зазнає якісної зміни по усій поверхні оболонки, а коефіцієнт концентрації напружень може збільшуватися на десятки відсотків.

THE DETERMINATION OF INHOMOGENEITY OF THE STRESS STRAIN STATE OF THE SHELLS WITH CIRCULAR HOLE

The task is devoted to solving the problem of determination of the stress-strain state (SSS) in elastic thin cylindrical shells of finite length, weakened by a circular hole under the torsion. Finite element method implemented in the NASTRAN software package is used, in particular linear and geometrically nonlinear analyzes. To achieve the satisfactory accuracy and control of the finite element model, an original method of controlling the computational process was used, that allows controlling the solution error. This method is based on the internal properties of the problem.

The process of the SSS development in the shell depending on its geometric parameters and load level has been investigated. In particular, attention is paid to the stress fields in the cross sections of the shell, taken along its length. It is shown that the inhomogeneity of stresses depending on the parameters of the shell and the radius of the hole is appears differently. In some cases, this inhomogeneity is characterized by the long-range effect and does not decrease, as it is usually assumed, but leads to a significant influence of boundary conditions on the value of the stress concentration factor. It was found that with load increasing, the SSS undergoes a qualitative change over the entire surface of the shell, and the stress concentration factor can increase by tens of percent.

УДК: 622.23.05

ВЛИЯНИЕ КРИТИЧЕСКОЙ СКОРОСТИ ПРИ ОБРАБОТКЕ ОСНОВНОГО ВАЛА КОНУСНЫХ ДРОБИЛОК НА ТОЧНОСТЬ ОБРАБОТАННЫХ ПОВЕРХНОСТЕЙ

**Кондратенко В.Е., Девятьярова В.В., Седых Л.В.,
Мадгозиев Ф.У.**

Национальный исследовательский технологический университет МИСиС (Россия,
Москва)

Введение. В горнодобывающих отраслях промышленности подготовка руды в значительной степени предопределяет конечные технологические и экономические показатели предприятия. Конусные дробилки обеспечивают наиболее эффективное дробление твердых и абразивных руд, к которым относятся медные и железные руды, и золотосодержащие кварциты.

На горнодобывающих предприятиях для подготовки руды широко используют конусные дробилки для мелкого КМД, среднего КСД и крупного ККД дробления (рисунок 1).

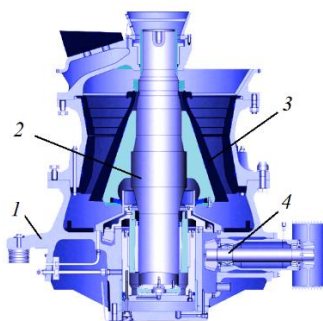


Рисунок 1. Схема конусной дробилки: 1 – станина; 2 – основной вал; 3 – броня; 4 – приводной вал

Основной вал 1 любого типа конусной дробилки является крупногабаритной деталью типа тела вращения с монолитным утяжелением, которое расположено по центру вала. Для производства таких деталей с заданной точностью используют два основных метода обработки – точение и круглое шлифование.

Цель работы – предложить способ определения критической скорости вращения основного вала, предназначенного для конусных дробилок в процессе обработки его резанием на токарных и кругло шлифовальных станках.

Основная часть. Специфика технологической токарной или круглошлифовальной операции заключается в том, что основной вал, который базируется в кулачках патрона и центре задней бабки станка (рис. 2) [16, 17], в процессе обработки осуществляет не только вращательное движение. Ось вала при вращении прогибается и совершает прецессионное движение. При достижении угловой скорости вращения определенного значения, которое называется критической скоростью вращения $\omega_{кр}$, прогибы вала становятся весьма значительными. В связи с этим рекомендовано, чтобы рабочая скорость вращения ω лежала в пределах $\omega < 0,7\omega_{кр}$ (жесткий вал) $\omega > 1,3\omega_{кр}$ (гибкий вал). Если не учитывать гироскопический эффект, то критическая скорость вращения вала $\omega_{кр}$ равна собственной частоте поперечных (изгибных) колебаний системы p .

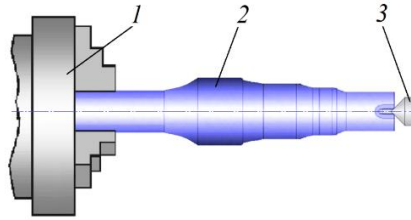


Рисунок 2. Схема закрепления основного вала на токарном станке: 1 – патрон; 2 – основной вал; 3 – подвижный центр задней бабки

Рассмотрим расчетную схему основного вала с сосредоточенной массой M , которая расположена в центре пролета l (рис. 3).

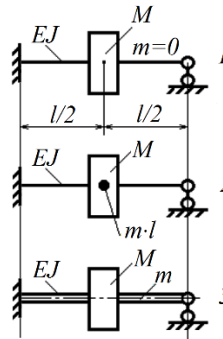


Рисунок 3. Расчетная схема основного вала: 1 – простая; 2 – сложная; 3 – точная

Для определения собственной частоты колебаний системы, рассмотрим несколько вариантов расчетной схемы:

1. Простая, которая не учитывает массу вала.
2. Сложная, рассматривает массу вала ($m \cdot l$) как сосредоточенную в центре (m – масса единицы длины).
3. Точная, учитывает массу вала, распределенную по его длине.

Расчетные схемы 1 и 2 представляют собой систему с одной степенью свободы. Собственные частоты и, соответственно, критические скорости вращения для них равны, c^{-1} :

$$p_1 = \omega_{кр1} = \sqrt{\frac{C_{изг}}{M}}, \quad (1)$$

$$p_2 = \omega_{кр2} = \sqrt{\frac{C_{изг}}{M + m \cdot l}}, \quad (2)$$

где M – сосредоточенная масса, кг;
 m – масса единицы длины вала, кг/м;
 l – длина вала, м;

$C_{изг}$ – жесткость вала при изгибе. Величина, обратная податливости вала, которая равна перемещению центра вала от единичной силы, определяется интегралом Мора, который вычисляется способом Верещагина.

Далее строим эпюру изгибающих моментов M_F от внешней силы F (рис. 3, 1), и эпюру изгибающих моментов \bar{M} от единичной силы $\bar{F} = 1$, в основной, статически определимой системе метода сил (рис. 3, 2).

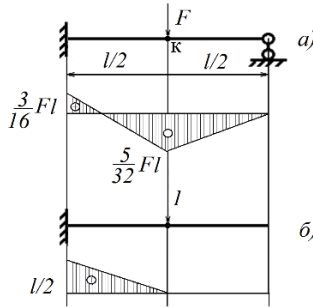


Рисунок 4. Эпюры изгибающих моментов: а) от внешней силы F ;
 б) от единичной силы $\bar{F} = 1$

Вертикальное перемещение точки К (рисунок 4) равно интегралу Мора, который вычисляем способом Верещагина, м:

$$y_k = \int_l^0 \frac{M_F \cdot \bar{M}}{E \cdot J} dz = \frac{1}{E \cdot J} \left[2 \cdot \frac{3}{16} F \cdot l \cdot \frac{l}{2} - \frac{5}{32} F \cdot l \cdot \frac{l}{2} \right] \cdot \frac{l}{12} = \frac{7}{768} \cdot \frac{F \cdot l^3}{E \cdot J}$$

Внешняя сила определяется по формуле, Н:

$$F = C_{изг} \cdot y_k.$$

В результате жесткость вала при изгибе получим, $\frac{Н}{м}$:

$$C_{изг} = \frac{768 \cdot E \cdot J}{7 \cdot l^3} \quad (3)$$

где E – модуль Юнга для стали, $2 \cdot 10^5 \text{ МПа} = 2 \cdot 10^{11} \frac{\text{Н}}{\text{м}^2}$;

$$J = \frac{\pi D^4}{64} - \text{осевой момент инерции сечения вала, м}^4;$$

Подставив выражение (3) в формулы (1) и (2), получим значение критических скоростей вращения вала соответственно для первой (см. рисунок 3, 1) и второй расчетных схем (см. рисунок 3, 2):

$$\omega_{\text{кр1}} = \sqrt{\frac{768 \cdot E \cdot J}{7 \cdot l^3 \cdot M}} \quad (4)$$

$$\omega_{\text{кр2}} = \sqrt{\frac{768 \cdot E \cdot J}{7 \cdot l^3 \cdot (M + m \cdot l)}} \quad (5)$$

В соответствии с первой расчетной схемой (см. рисунок 3, 1), которая не учитывает массу вала и соответственно формула (1) не учитывает массу вала. Вторая расчетная схема и формула (5) учитывает инерционные свойства массы вала, как сосредоточенную массу. Очевидно, что величина собственной частоты третьей расчетной схемы (см. рис. 3, 3), которая учитывает инерционные свойства массы распределенной по длине вала, должна находиться в середине интервала между $\omega_{\text{кр1}}$ и $\omega_{\text{кр2}}$, то есть:

$$\omega_{\text{кр3}} \approx \frac{\omega_{\text{кр1}} + \omega_{\text{кр2}}}{2} \quad (6)$$

Справедливость данного утверждения проиллюстрируем примером расчета собственных частот поперечных колебаний или критических скоростей вращения вала.

Используя данные предложенные в таблице 1, рассчитаем значения критических скоростей, используя подход с формулируемый в статье.

Расчет момента инерции и площади сечения для полого вала осуществляются по формулам:

$$J = \frac{\pi D^4}{64} \left(1 - \left(\frac{d}{D} \right)^4 \right) \quad (7)$$

$$A = \frac{\pi D^2}{64} \left(1 - \left(\frac{d}{D} \right)^2 \right) \quad (8)$$

Таблица 1. Значения параметров для расчета критических скоростей

	l , м	M , кг	D , м	d , м	J , м ⁴	A , м ²	m , кг/м
Сплошной вал	2	5	0,02	–	$0,75 \cdot 10^{-8}$	$3 \cdot 10^{-4}$	2,4
Полый вал	2	5	0,02	0,016	$0,44 \cdot 10^{-8}$	$1,13 \cdot 10^{-4}$	0,864

Рассчитанные по формулам (4) и (5) значения критических скоростей сплошного $\omega_{кр}^C$ и полого $\omega_{кр}^П$ валов, приведены в таблице 2.

Таблица 2. Значения критических скоростей для расчетных схем (см. рис. 3)

	$\omega_{кр1}$, с ⁻¹	$\omega_{кр2}$, с ⁻¹	$\omega_{кр3}$, с ⁻¹
Сплошной вал	$\omega_{кр1}^C = 255$	$\omega_{кр2}^C = 178$	$\omega_{кр3}^C \approx 216$
Полый вал	$\omega_{кр1}^П = 192$	$\omega_{кр2}^П = 166$	$\omega_{кр3}^П \approx 179$

Результаты расчета, предложенным способом, показали справедливость утверждения, приведенного в формуле (6).

Вывод. Предложенный в работе способ расчета, существенно облегчает трудоемкость определения критической скорости вращения основного вала конусной дробилки.

После сравнительной характеристики расчетов, проделанных в данной работе и статье, получен следующий результат: средняя критическая скорость для обработки основного вала конусных дробилок, закрепленного в патроне и центре задней бабки в 6 раз выше, чем при закреплении детали с теми же размерами в центрах. Исходя из этих данных, сделаем вывод, что детали с конструкцией типа основного вала конусных дробилок выгоднее закреплять в патроне и центре задней бабки, чтобы получить заданную точность поверхностей с увеличением производительности обработки.

EFFECT OF CRITICAL SPEED IN MACHINING OF THE MAIN SHAFT OF CONE CRUSHERS ON ACCURACY OF TREATED SURFACES

The scientific and technical novelty is based in the fact that the critical speeds of rotation of the rotor are determined in a simple approximate way. This which allows us not to consider the rotor with distributed parameters. The article presents the results of the method is that the definition of the critical speed lays in between values of shafts without a mass and with a mass. Taking into account that a mass concentrates in the middle of the shaft. The proposed method has a good convergence with the exact solution of the problem.

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПОШКОДЖЕНОЇ РОЗШАРУВАННЯМ КОМПОЗИТНОЇ ПЛАСТИНИ

Кондратьєв А. В., д.т.н., професор

Харківський національний університет міського господарства імені О.М. Бекетова,
м. Харків, e-mail: andrii.kondratiev@kname.edu.ua

Смовзюк Л. В., к.т.н., доцент, Шевцова М. А., к.т.н., доцент,

Набокiна Т. П., к.т.н., доцент, Царiцинський А. А.

Національний аерокосмічний університет ім. М. С. Жуковського «ХАІ», м. Харків

Вступ. Високі фізико-механічні характеристики, а також ряд спеціальних характеристик, властивих полімерним композиційним матеріалам, є головною причиною розширення їх застосування у всіх галузях техніки [1]. Виробництво композитних конструкцій супроводжують різні початкові технологічні дефекти. Одного із найбільшого впливу на несучу здатність конструкцій із полімерних композиційних матеріалів надають дефекти типу розшарувань [2]. В даний час дослідження впливу розшарувань на працездатність композитних конструкцій ведеться в декількох основних напрямках: оцінка впливу розмірів, конфігурації та розташування локальних розшарувань по товщині та площі типових конструктивних елементів з полімерних композиційних матеріалів на напружено-деформований стан і критичне навантаження; оцінка впливу названих чинників на динамічні характеристики конструкції; дослідження умов, відповідних переходу границі дефекту в нестійкий стан та ініціювання розвитку розшарувань [3, 4].

Виходячи з цього, актуальним завданням в даний час є розробка методики оцінювання напружено-деформованого стану пошкодженої розшаруванням панельної композитної конструкції.

Постановка задачі та вихідні дані. Було розглянуто плоску прямокутну пластину з заданим розшаруванням, що складалася з k ортотропних шарів (рис. 1). Для кожного шару були відомі фізико-механічні характеристики матеріалу і кут орієнтації волокон щодо осей загальної системи координат. Розшарування, яке на практиці має довільну форму, було апроксимоване прямокутником з площею, що дорівнювало площі реального розшарування. При цьому розшарування розглядалося в ненавантаженому стані як плоске.

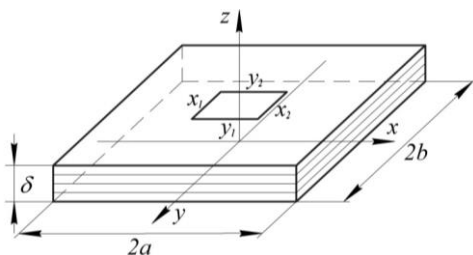


Рис. 1. Геометричні параметри пластини та розшарування

Лінії x_1 , x_2 , y_1 , y_2 на рис. 1 відповідають межі, на якій товщина пластини поступово змінюється на величину глибини розшарування $\bar{\delta}$. Як діюче навантаження було розглянуто рівномірно розподілений по поверхні тиск інтенсивністю p .

Визначення напружено-деформованого стану пошкодженої панельної конструкції здійснювалося в лінійній постановці методами теорії пружності з використанням основних залежностей механіки композитів. Для розрахунку напружено-деформованого стану було обрано пошарову теорія [5]. Напружено-деформований стан пластини з розшаруванням визначався за розрахунковою схемою пластини з вирізом для випадку, коли шари в області дефекту не здатні сприймати прикладеного навантаження. Достовірність побудованої математичної моделі підтверджена порівнянням з результатами експериментальних досліджень [5]. Результати експериментальних досліджень отримані в лабораторних умовах з використанням стандартного устаткування, приладів і пристосувань. У процесі експериментальних досліджень був застосований метод голографічної інтерферометрії.

Результати досліджень. Для дослідження було обрано квадратну ортотропну пластину з геометричними розмірами $100 \times 100 \times 2.8$ мм. Пластина виготовлена з склотканини AeroGlass-163 і епоксидного сполучного гарячого затвердіння "Епікур". Структура армування $[0^\circ, 90^\circ]$. Розмір сторони розшарування $\bar{a} = 20$ мм, глибина – $\bar{\delta} = 0.7$ мм. Фізико-механічні характеристики матеріалу склотканини: $E_1 = E_2 = 60$ ГПа; $G_{12} = 6$ ГПа; $G_{13} = G_{23} = 4$ ГПа; $\nu_{12} = 0.28$; $\delta_0 = 0.35$ мм [5].

Згідно з отриманими результатами розподіл напружень по товщині пластини, істотно змінюючись в зоні розшарування і поблизу нього, на видаленні наближається до розподілу напружень в бездефектній пластині. Це підтверджує висновки робіт [1, 3, 4] про те, що максимальне зростання напружень може виникати в ослабленому шарі поблизу розшарування і саме з нього починається руйнування конструкції.

Для оцінювання ступеня зміни максимальних нормальних напружень вони були зіставлені для бездефектної пластини з напруженнями в

пошкодженій розшаруванням пластині, яке мало відносну площу S_{delam} 5 і 15%. Картини їх розподілу показані на рис. 2.

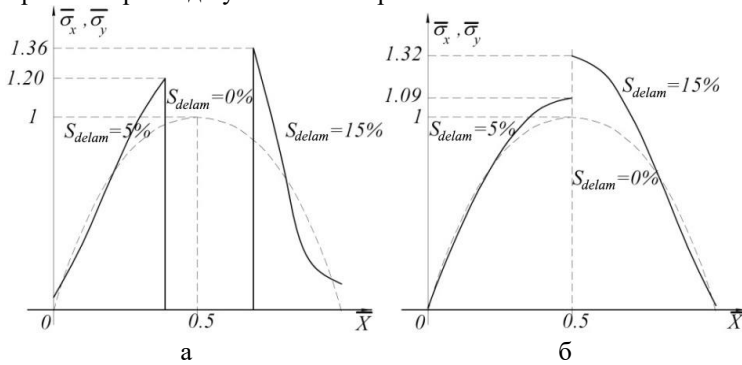


Рис. 2. Розподіл безрозмірних нормальних напружень в бездефектній пластині ($S_{delam}=0$) і пошкодженій розшаруванням: а – на верхній поверхні пластини; б – на нижній поверхні пластин

Для пошкодженної розшарування пластини було також досліджено дотичні напруження і напруження поперечного зсуву. Картини їх розподілу показані на рис. 3.

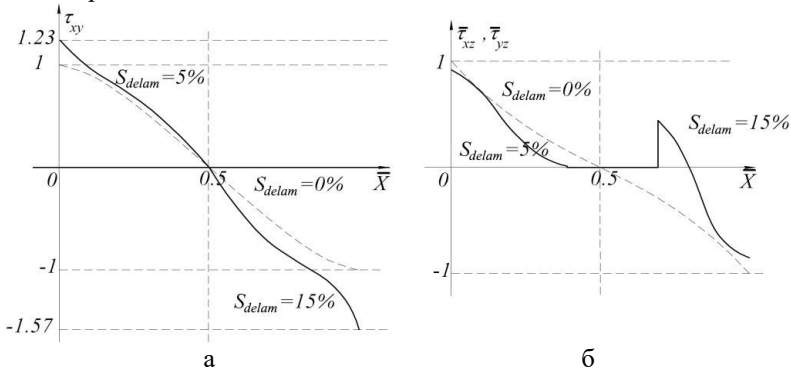


Рис. 3. Розподіл безрозмірних дотичних напружень в бездефектній пластині ($S_{delam}=0$) і пошкодженій розшаруванням: а – $\bar{\tau}_{xy}$ на верхній поверхні пластини; б – $\bar{\tau}_{xz}$ в шарі з розшаруванням

На рис 2 і 3 розподіл напружень в пластині зображено штриховою лінією. Вертикальні лінії вказують межу зміни товщини розшарування.

Безрозмірні нормальні та дотичні напруження в досліджуваній пластині визначались як $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0^{max}$ та $\bar{\tau} = \tau / \tau_0^{max}$, де σ, τ – діючі в пластині напруження; $\sigma_0^{max}, \tau_0^{max}$ – максимальні напруження в бездефектній пластині.

Для підтвердження достовірності розробленої математичної моделі деформований стан пошкодженої розшаруванням пластини досліджувався експериментально методом голографічної інтерферометрії.

Для дослідних зразків було отримано голографічні інтерферограми, оброблення і аналіз яких довели, що отримане експериментально поле переміщень відповідає розрахованому теоретично та максимальна похибка значень прогину не перевищує 7%.

Висновки. Розроблено методику оцінювання напружено-деформованого стану пошкодженої розшаруванням панельної конструкції з полімерних композиційних матеріалів. Методика дозволяє визначити ступінь концентрації напружень в зоні ступеневої зміни товщини, а також виявити найбільш небезпечну точку, з якої може початися руйнування конструкції. При використанні запропонованої методики можуть бути вирішені важливі практичні завдання дослідження зниження міцності панельних конструкції з полімерних композиційних матеріалів з розшаруваннями і визначення оптимальних методик ремонту подібних дефектів.

[1]. Elfaki I., Abdalgadir S. Composite sandwich structures in advanced civil engineering applications – a review // Computational Research Progress in Applied Science & Engineering – 2020. – No. 6. – P. 259 – 262.

[2]. Гайдачук А.В., Кондратьев А.В., Омельченко Е.В. Анализ технологических дефектов, возникающих в серийном производстве интегральных авиаконструкций из полимерных композиционных материалов // Авиационно-космическая техника и технология. – 2010. – Вып. 3(70). – С.11 – 20.

[3]. Bokhoeva L.A., Rogov V.E., Chermoshentseva A.S., Lobanov D.V Stability and process of destruction of compressed plate of layered composite materials with defects // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. – 2016. – No. 142. 012077 <https://doi.org/10.1088/1757-899X/142/1/012077>

[4]. Kondratiev A., Kovalenko V., Tsaritsynskiy A., Nabokina T. Modeling of failure in laminated plates by delamination buckling // Lecture notes in mechanical engineering. – 2021. https://doi.org/10.1007/978-3-030-68014-5_15

[5]. Смовзюк Л.В., Шевцова М.А. Оперативный ремонт поврежденных панелей обшивки воздушных судов: монограф. – Нац. аэрокосм. ун-т им. Н.Е.Жуковского "Харьк. авиац. ин-т". – Харьков: ХАИ, 2016. – 135 с.

STUDY OF STRESS-STRAIN BEHAVIOR OF THE LAMINATED PLATE DAMAGED BY DELAMINATION

The process of manufacturing of the structures of polymeric composite materials is accompanied by various technological defects. Delamination defects have the greatest impact on the bearing capacity of the composite structures. The method for assessment of the stress-strain behavior of a panel structure made of polymeric composite materials, which is damaged by delamination, has been developed. This method allows determining the degree of stress concentration in the area of step change in thickness and identifying the most dangerous point where the structural failure may start. According to the results obtained, distribution of stresses over the plate thickness changes significantly in the area of

step transition to the delamination and near it. Reliability of the developed mathematical model is confirmed by comparison with the results of experimental studies. With the use of the developed method, it is possible to solve the important practical tasks of studying the loss of performance of the panel structures made of polymeric composite materials with delaminations and determining the optimal methods for repair of such defects.

УДК 691.5.05

СТРУКТУРНО-ИМИТАЦИОННАЯ МОДЕЛЬ РОТАЦИОННОГО УПЛОТНЕНИЯ БЕТОННЫХ СМЕСЕЙ

**Кондращенко В.И.¹, д.т.н., с.н.с., Титов С.П.², аспирант,
Чан Тхи Монг Тху³, аспирант**

Российский университет транспорта, Россия, г. Москва
¹kondrashchenko@mail.ru, ²titovs3094@yandex.ru, ³thutran90@mail.ru

Введение. Для уплотнения строительных смесей наиболее широкое распространение получил вибрационный способ, имеющий ряд недостатков, в частности, высокие уровни шума и вибрации.

В связи с этим актуальным направлением является разработка альтернативных вибрационной технологии способов уплотнения смесей, к которым относится механический набрызг – ударно-импульсный или ротационный способ формования бетонных смесей, характеризующийся наименьшими удельными энергозатратами и металлоемкостью при высокой производительности.

Ротационная технология формования бетонных смесей осуществляется за счет захвата элементарных порций свободно падающей бетонной смеси лопастями, расположенными вдоль образующих встречно вращающихся цилиндров. Такой способ формовки позволяет совместить в едином технологическом цикле транспортировку, укладку и уплотнение строительных смесей. В то же время его отличает такая особенность, как изменение фракционного состава заполнителей вследствие их дробления при контакте с металлическими элементами цилиндров-металелей.

Общая схема ротационной установки показана на рис. 1, на котором римскими цифрами обозначены зоны подачи бетонной смеси I, ее свободного падения и фрагментации II, межроторного пространства III, потока дискретных частиц IV и их консолидации V, а арабскими – соответственно бетонная смесь 1, ленточный питатель 2, фрагменты бетонной смеси 3, роторы 4, 5, лопасти 6, 7, поток дискретных частиц 8, уплотненная бетонная смесь 9.

Бетонная смесь 1 после схода с ленточного питателя 2 разделяется на части 3, которые в межроторном пространстве III металельного устройства

разбиваются лопатками встречно вращающимися роторами на отдельные частицы с кинетической энергией, обеспечивающей при торможении формуемой поверхностью их консолидацию в монолитное тело изделия 9.

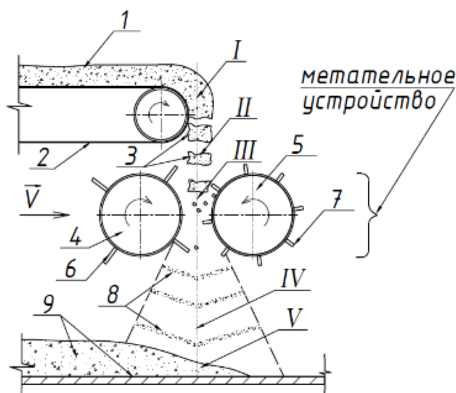


Рис. 1. Схема ротационной установки (см. пояснения в тексте)

Формулировка проблемы. Возникает проблема определения рациональных значений технологических параметров ротационного формования и самой конструкции технологического оборудования для его реализации. Наиболее рациональным способом решение этой задачи может быть получено на основе проведения вычислительного эксперимента с использованием структурно-имитационной модели ударно-импульсного способа формования бетонных смесей. Такой подход, исключающий трудоемкость изготовления натуральных образцов оборудования нерациональных конструкций и проведения с его использованием длительных технологических исследований, отличается высокой экономичностью, сокращенные сроки получения оптимального решения и достоверность полученных результатов.

Известные исследования по технологии механического набрызга относятся преимущественно к определению технологических параметров формования бетонных смесей без учета их структурных особенностей, т.е. наличия в ее составе как минимум двух разнородных составляющих – растворной части и крупного заполнителя, по-разному взаимодействующих с поверхностью вращающихся цилиндрических метателей [1-7].

Такой подход не позволяет учитывать особенности структуры уплотненных бетонных смесей, такие как, например, дробимость крупного заполнителя, которая непосредственно влияет на назначение исходного и полученного в процессе ударно-импульсного формования состава бетона, а также на выбор типа рабочих органов устройств такого типа.

Как отмечалось выше, такая задача наиболее достоверно может быть

решена методом структурно-имитационного моделирования технологических процессов, который сформулирован в работе [6]. В основе такого подхода лежит разработка математической модели ротационного формования, основные элементы которой были описаны в работе [8], но в виде точечной модели, т.е. без учета размеров и формы частиц крупного заполнителя, что является существенным для обеспечения достоверности разработанной математической модели.

Решение проблемы. Процесс ротационного уплотнения бетонной смеси имитируется движением отдельных частиц бетонной смеси, для которых методами теоретической механики были получены аналитические выражения для описания полета частиц на участке II (см. рис. 1), контакта частиц с элементами ротора, соударения частиц в процессе полета, движения частиц по лопатке ротора и в межроторном пространстве с учетом их столкновения. При этом частицы моделировались не в виде материальных точек, как в работах [6, 8], а в виде наиболее приближенных форм для различного вида заполнителей, например, для керамзита в виде круга и эллипса. Кроме того, определена такая важная характеристика, как критерий дробимости заполнителя, представляющий собой отношение полной энергии летящей частицы к ее средней плотности при механическом набрызге, которая оказывает существенное влияние при назначении состава исходной бетонной смеси и определении структурных параметров полученного материала.

На основе полученных результатов разработана адекватная процессу ротационного формования легкогобетонных смесей структурно-имитационная модель, которая позволяет в широком диапазоне регулировать исходные параметры процесса, а на выходе получать необходимую информацию о материале, полученном посредством ротационного уплотнения, в частности его структурные характеристики.

- [1]. Емельянова И. А. Механический набрызг бетона / И. А. Емельянова, В. С. Плоскин // Промышленное строительство и инженерные сооружения, 1980, №3 – С. 30-31.
- [2]. Аида С. Способ торкретирования в туннелях малого поперечного сечения с помощью системы ротационного торкретирования бетона // Кэнсэцу-но кикайка, 1982, №393 – С. 48-51.
- [3]. Дюженко М. Г. Безвибрационная укладка бетонной смеси на основе метода силового набрызга / М. Г. Дюженко // Гидротехническое строительство, 1977, №3 – С. 49-51.
- [4]. Емельянова И. А. Оптимизация условий механического набрызга вращающихся печей двухроторными метателями / И. А. Емельянова, А. Н. Баранов, Ю. Г. Редько, Т. В. Златокрылова // Цемент, 1989, №10. – С. 18-21.
- [5]. Кондращенко В.И. Установка для ротационной укладки растворных и бетонных смесей. / В.И. Кондращенко, Е.В. Кондращенко, С.В. Гузенко, Д.А. Гребенников, А.П. Ковревский, Чан Тхи Тху Ха – Полезная модель по патенту №84297, приоритет от 04.03.2009. – 2 с.
- [6]. Кондращенко В.И. Оптимизация составов и технологических параметров получения изделий брускового типа методами компьютерного материаловедения. –

Дисс. докт. техн. наук. – М.: МИИТ, 2004. – 567 с.

[7]. Гусев Б.В. Метательное устройство для укладки и уплотнения бетонных и др. строительных смесей / Б.В. Гусев, М.Г. Дюженко, В.И. Кондращенко, С.А. Носальский – Патент России № 2217302. Бюл. № 33, 2003. – 16 с.

[8]. Titov S.P., Telyatnikova N.A., Kudryavtseva V.D., Kondrashchenko V.I. "Structural and Imitation Model of a Concrete Mix Rotational Seal", 2019 IEEE Conference of Russian Young Researchers in Electrical and Electronic Engineering (EIConRus), 2019.

STRUCTURAL AND SIMULATION MODELING OF ROTARY COMPACTION OF CONCRETE MIXTURES

A structural simulation model is proposed for a throwing device in the form of two counterrotating cylinders with plates along their generatrices that pick up portions of concrete mix and spray them mechanically. A mathematical description is specified for operation of such device, in-teraction of separate particles with blades and their flight in the space between rotors up to consolidation of concrete mix.

УДК 539.3

ПРО ВПЛИВ ГРАНИЦІ НА ЧАСТОТИ КОЛИВАНЬ ПРЯМОКУТНОЇ ПЛАСТИНИ В ІДЕАЛЬНОЇ РІДИНИ

Кононов Ю.М., д.ф.-м.н., проф.

Інститут прикладної математики і механіки НАН України, м.Слов'янськ
kononov.yuriy.nikitovich@gmail.com

Шевченко В.П., акад. НАН України, д.ф.-м.н., проф.

Донецький національний університет імені Василя Стуса, м.Вінниця
v.shevchenko@donnu.edu.ua

Лимар О.О., к.ф.-м.н., асистент

Миколаївський національний аграрний університет, м.Миколаїв
aleksandr1402aa@gmail.com

Розглянуті в лінійній постановці плоскі коливання прямокутної пластини, яка горизонтально розділяє дві ідеальні нестисливі рідини в прямокутному каналі з жорсткою верхньою основою, пружною і з вільною поверхнею у верхній рідині. Нижня рідина є нескінченно глибокої, а верхня має глибину h . Пружну верхню основу представлено у вигляді прямокутної пластини, обидві пластини затиснені.

Частотні рівняння для випадків жорсткої, вільної і пружною верхньої основи каналу мають вигляд [1–3]:

$$\sum_{n=1}^{\infty} k_n / \left(\omega^2 \tilde{a}_n - k_n \tilde{d}_{2n} \right) = 0, \quad (1)$$

$$\sum_{n=1}^{\infty} k_n / \left(\omega^2 a_n^* - k_n \tilde{d}_{2n} \right) = 0, \quad (2)$$

$$\left(\sum_{n=1}^{\infty} k_n \left(\omega^2 \tilde{a}_{1n} - k_n \tilde{d}_{1n} \right) / \Delta_n \right) \left(\sum_{n=1}^{\infty} k_n \left(\omega^2 \tilde{a}_{2n} - k_n \tilde{d}_{2n} \right) / \Delta_n \right) - \omega^4 \left(\sum_{n=1}^{\infty} k_n b_n / \Delta_n \right)^2 = 0. \quad (3)$$

Тут

$$\begin{aligned} k_n &= \pi n / b, \quad \tilde{a}_n = \tilde{a}_{2n}, \quad a_n = a_{2n} = \rho (1 + \coth \kappa_n), \quad \tilde{d}_{in} = D_i k_n^4, \\ \tilde{a}_{in} &= a_{in} + k_n k_{0i}, \quad k_{0i} = \rho_{0i} h_{0i}, \quad a_n^* = \tilde{a}_n - b_n^*, \quad a_{1n} = \rho \coth \kappa_n, \\ b_n &= \rho / \sinh \kappa_n, \quad \sigma_n^2 = g k_n \tanh \kappa_n, \\ b_n^* &= 2\omega^2 \rho / \left(\omega^2 - \sigma_n^2 \right) \sinh 2\kappa_n, \\ \Delta_n &= \left(\tilde{a}_{1n} \tilde{a}_{2n} - b_n^2 \right) \omega^4 - \left(\tilde{a}_{1n} \tilde{d}_{2n} + \tilde{a}_{2n} \tilde{d}_{1n} \right) k_n \omega^2 + k_n^2 \tilde{d}_{1n} \tilde{d}_{2n}, \end{aligned} \quad (4)$$

b – ширина каналу, $k_{0i} = \rho_{0i} h_{0i}$, ρ_{0i} і h_{0i} – густина і товщина i - ой пластини ($i = 1, 2$), індекс $i = 1$ відповідає верхній пластини, а $i = 2$ – нижній.

Частотні рівняння (1) – (3) при $n = 2m - 1$ описують несиметричні (непарні) частоти спільних коливань пластин і рідини, а при $n = 2m$ – симетричні (парні) частоти.

На основі проведених аналітичних і чисельних досліджень частотних рівнянь (1) – (3) оцінено вплив твердої границі, пружною і вільної поверхні на частотний спектр коливань пластини в рідини, досліджено взаємовплив коливань двох пружних пластин від відстаней між ними і пружних та масових характеристик пластин.

Так, наприклад, із рівняння (2) слід, що при $b_n^* = 0$ ($a_n^* = \tilde{a}_n$) воно збігається з рівнянням (2). Із формули (4) видно, що коефіцієнт b_n^* прагне до нуля як $e^{-2\pi h/b}$. Таким чином, коли глибина заповнення верхньої рідини більше ширини каналу ($h/b > 1$), то впливом вільної поверхні на частотний спектр можна знехтувати і вважати її твердою поверхнею [1–3].

Із рівняння (3) слід, що при $h = \infty$ ($b_n = 0$) воно розпадається на два рівняння

$$\sum_{n=1}^{\infty} k_n / (\omega^2 \tilde{a}_{1n} - k_n \tilde{d}_{1n}) = 0 \text{ i } \sum_{n=1}^{\infty} k_n / (\omega^2 \tilde{a}_{2n} - k_n \tilde{d}_{2n}) = 0 \quad (5)$$

в яких треба покласти $\tilde{a}_{1n} = \rho + k_n k_{01}$, $\tilde{a}_{2n} = 2\rho + k_n k_{02}$.

Із рівнянь (5) випливає, що при досить великій відстані між пластинами (великої глибини заповнення верхньої рідини) відсутні взаємовпливи коливань першої і другої пластини.

Дослідження виконані в рамках програми фундаментальних досліджень Міністерства освіти і науки, проект № 0119U100042.

[1]. Кононов Ю.Н., Лимарь А.А. О колебании прямоугольной пластины, разделяющей идеальные жидкости разной плотности в прямоугольном канале с одним упругим основанием / Ю.Н. Кононов, А.А. Лимарь // Проблемы обчислювальної механіки і міцності конструкцій : збірник наукових праць. – 2017. – Вип. 26. – с.79-96.

[2]. Кононов Ю.Н., Шевченко В.П., Лимарь А.А. О колебании прямоугольной пластины в идеальной жидкости с учетом различных способов закрепления ее контуров / Ю.Н. Кононов, В.П. Шевченко, А.А. Лимарь // Механика та математичні методи. – 2020. – Т. 2, Вип. 1. – С. 6–19.

[3]. Лимарь О.О. Уточнені умови стійкості коливань прямокутної пластини, яка поділяє двошарову ідеальну рідину з вільною поверхнею / О.О. Лимарь // Вісник Запорізького національного університету. Фізико-математичні науки. 2020. № 2. С. 11–20.

ON THE INFLUENCE OF THE BOUNDARY ON THE VIBRATION FREQUENCIES OF A RECTANGULAR PLATE IN AN IDEAL FLUID

In the linear formulation, plane vibrations of a rectangular plate horizontally separating two ideal incompressible fluids in a rectangular channel are considered. The upper base of the channel can be rigid, elastic or with a free surface at the upper liquid. The lower liquid is considered infinitely deep. The elastic upper base of the channel is presented in the form of a rectangular plate, both plates are clamped. Based on the performed analytical and numerical studies of the frequency equations, the influence of the solid boundary, elastic and free surface on the frequency spectrum of the plate oscillations in the liquid is estimated. The interaction of vibrations of two elastic plates is investigated depending on the distance between them, their elastic and mass characteristics. It is shown that when the depth of filling of the upper liquid is greater than the channel width, the effect of the free surface on the frequency spectrum can be neglected and the free surface can be considered as solid.

АНАЛІЗ СКЛАДНОГО МЕХАНІЗМУ З СТРУКТУРНОЮ ГРУПОЮ ЛАНОК ЧЕТВЕРТОГО ПОРЯДКУ

Кошель Г.В., к.т.н, доц.,

Відкритий міжнародний ун-т розвитку людини «Україна», м. Київ, a_koshel@ukr.net

Кошель С.О., к.т.н, доц.,

Київський національний університет технологій та дизайну, м. Київ, a_koshel@ukr.net

Сучасне технологічне обладнання легкої промисловості відповідає всім вимогам точного машинобудування. Характерною рисою машин передових виробників трикотажного, ткацького, швейного обладнання є високі частоти обертання головного валу та відповідно до них максимально можливі показники продуктивності обладнання з одночасною енергоефективністю при виробництві умовної одиниці продукції. Механізми, що використовуються для виконання технологічного процесу таких машин повинні забезпечувати рух робочих органів з значною точністю та заданими законами руху за складними плоскими або просторовими траєкторіями. Забезпечити таке можна тільки на основі комплексного структурно-динамічного їх проектування.

При проведенні структурних досліджень треба пам'ятати, що складні за законами та геометричними формами, наприклад, плоскі траєкторії можуть бути забезпечені механізмами, до складу яких надходять складні за структурою групи ланок вище за другий клас та відповідного до них порядку. Для таких механізмів необхідно визначати оптимальну послідовність подальших досліджень, так як від цього залежить час, що буде витрачений на проведення розрахунків, а головне - точність їх виконання.

Задачі дослідження складних плоских механізмів є актуальними, тому їм приділяється значна увага в наукових публікаціях останніх років [1-5].

Виконаємо аналіз складного механізму з структурною групою ланок четвертого порядку (Рис. 1).

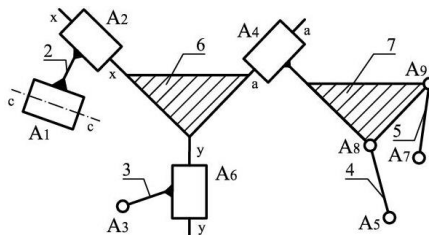


Рис. 1. Структурна схема групи ланок четвертого порядку

Для визначення послідовності дослідження механізму на основі наведеного варіанту структурної групи третього класу четвертого порядку згідно з можливими варіантами умовної заміни ведучої ланки механізму будемо вважати, що дійсна ведуча ланка 1 механізму утворює з ланкою 2 кінематичну пару A_1 , а інші зовнішні кінематичні пари A_3, A_5, A_7 утворені, відповідно, ланками 3, 4, 5 та стояком 0.

Складний механізм утворюється сьома рухомими ланками ($n=7$) та десятьма оберतालними кінематичними парами ($P_5=10$), тому рухомість його ланок по відношенню до нерухомого корпусу дорівнює одиниці ($W=3n-2P_5-P_4=3\cdot 7-2\cdot 10-0=1$). Формула будови такого механізму набуває вигляду:

1клас (ланки0,1) → 3клас 4порядок (ланки2–7)

Розглянемо варіанти формул будов механізму для інших можливих варіантів початкових механізмів. Так для випадку, коли ведучою ланкою є ланка 3, формула механізму наступна:

1клас (ланки0,3) → 3клас 3порядок (ланки4–7) → 2клас 2порядок (ланки1,2)

Оптимальна послідовність дослідження такого механізму обумовлена наявністю умовно інших ведучих ланок, а саме кривошипів 4 або 5. Якщо за початковий механізм умовно обрати сукупність ланок 0, 4, то механізм набуває вигляду механізму другого класу, а подальша послідовність аналізу такого умовного механізму відповідає наступній формулі будови:

1клас (ланки0,4) → 2клас 2порядок (ланки5,7) → 2клас 2порядок (ланки3,6) → 2клас 2порядок (ланки1,2)

Аналогічна ситуація спостерігається для випадку, якщо в механізмі умовно іншою ведучою ланкою обрати кривошип 5, тоді подальший аналіз буде проводитися в послідовності, що відповідає формулі:

1клас (ланки0,5) → 2клас 2порядок (ланки4,7) → 2клас 2порядок (ланки3,6) → 2клас 2порядок (ланки1,2)

Отримані результати структурного дослідження наочно демонструють необхідність враховувати структурні перетворення складних плоских механізмів в залежності від умовно обраного іншого можливого початкового механізму. Так складний механізм третього класу з структурною групою ланок четвертого порядку можна дослідити в послідовності, яка обумовлена формулою будови умовного структурно-еквівалентного механізму другого класу.

[1]. R. Przytulski, J. Zajaczkowski, Kinematic analysis of the sewing mechanisms of an over edge machine. *Fibres and Textiles in Eastern Europe*, 2016, Vol. 14, Issue 1, pp. 79-82.

[2]. Roussev R., Bl. Paleva-Kadiyska, Determination of the kinematic features of the feed dog of mechanisms for transportation of material of the sewing machines, *Journal of Textiles and clothing*, Vol. 3, 2015, pp. 58-63.

[3]. Koshel S. Analysis of fourth class plane mechanisms with structural groups of links of the second order / S. Koshel, A. Koshel // *Odes'kyi Politechnichniy Universytet. Pratsi -*

2018.- №1 P. 12-17

[4]. Koshel S. Definition of accelerations of points of a plane mechanism of the fourth class by graph-analytical method / S. Koshel, A. Koshel //Odes'kyi Politechnichnyi Universytet. Pratsi - 2018.- №2 P. 28-33

[5]. Koshel S. Analysis of fourth-grade flat machines with movable close-cycle formed by the rods and two complex links / S. Koshel, A. Koshel //Odes'kyi Politechnichnyi Universytet. Pratsi - 2016.- №2 P. 9-13.

ANALYSIS OF A COMPLEX MECHANISM WITH A STRUCTURAL GROUP OF FOURTH ORDER

Modern technological equipment of light industry meets all the requirements of precision engineering. The mechanisms used to perform the technological process of such machines must ensure the movement of the working bodies with significant accuracy and specified laws of motion on complex trajectories. This can be provided only on the basis of their complex structural design. An analysis of a complex mechanism with a structural group of fourth-order links is performed. The results are obtained, which clearly demonstrate the need to take into account the structural transformations of complex mechanisms depending on the conditionally chosen other possible initial mechanism. Complex mechanism of the third class with a structural group of links of the fourth order can be investigated as a mechanism of the second class.

УДК 621.01

СТРУКТУРНІ ПЕРЕТВОРЕННЯ СКЛАДНОГО МЕХАНІЗМУ З ТРЬОМА КРИВОШИПАМИ

Кошель С.О., к.т.н, доц.,

Київський національний університет технологій та дизайну, м. Київ, a_koshel@ukr.net

Кошель Г.В., к.т.н, доц.,

Відкритий міжнародний ун-т розвитку людини «Україна», м. Київ, a_koshel@ukr.net

Структурно-кінематичний аналіз механізмів є важливим етапом проведення комплексного дослідження плоских шарнірно-важільних механізмів, тому що дозволяє з'ясувати стратегію та послідовність виконання подальших інших розрахунків [1-5]. Особливо таке стосується механізмів, до структури яких надходять два та більше початкових механізмів, коли виникає необхідність виконувати умовну зупинку однієї (або більше) ведучої ланки механізму для того, щоб проаналізувати кінематичні параметри ланок механізму за умови руху однієї ведучої ланки. Розглянемо складний механізм з трьома кривошипами, що складається з одинадцяти рухомих ланок ($n=11$) та п'ятнадцяти обертальних кінематичних пар ($P_5=15$), рухомість якого по відношенню до стояка дорівнює трьом ($W=3n-2P_5-P_4=3\cdot 11-2\cdot 15-0=3$). Формула будови такого механізму набуває вигляду:

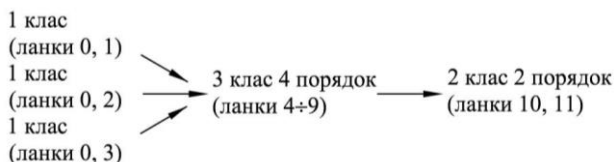


Рис. 1. Формула будови

Механізм складається з трьох початкових механізмів та двох послідовно приєднаних структурних груп ланок, відповідно, третього та другого класів, а сам механізм відноситься до складного механізму третього класу з трьома ведучими ланками, що мають обертальний рух.

Для структурного дослідження механізму умовно зупиняємо ланки 2 та 3. Формула будови механізму має вигляд:

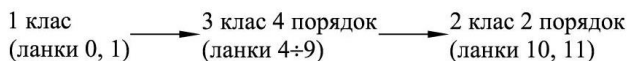


Рис. 2. Формула будови

Оптимальна послідовність дослідження такого механізму обумовлена наявністю умовно іншої ведучої ланки, а саме кривошипу 6. Механізм набуває вигляду механізму другого класу, а подальша послідовність структурного аналізу механізму відповідає наступній формулі будови:



Рис. 3. Формула будови

Досліджуємо вплив руху ланки 2, для чого ланки 1, 3 вважаємо умовно нерухомими. Структурна будова механізму набуває вигляду формули (Рис 2), тому структурні дослідження проводимо згідно з наступною формулою будови:

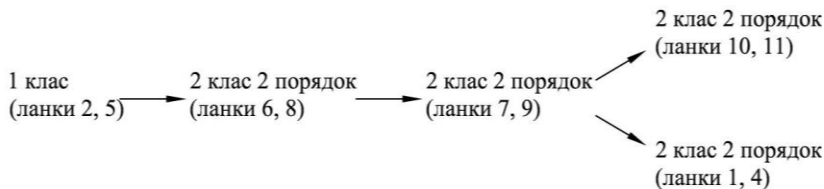


Рис. 4. Формула будови

Досліджуємо вплив руху ланки 3, для чого ланки 1, 2 вважаємо умовно нерухомими. Структурна будова механізму для подальшого дослідження проводимо згідно з наступною формулою будови:



Рис. 5. Формула будови

Аналіз вище наведених формул дозволяє стверджувати, що шляхом структурного перетворення складного механізму третього класу з трьома ведучими ланками для його подальшого дослідження можна використати властивість механізмів змінювати свій клас в залежності від умовно обраної ведучої ланки та виконати його аналіз, як механізму, що умовно відноситься до другого класу.

[1]. R. Przytulski, J. Zajaczkowski, Kinematic analysis of the sewing mechanisms of an over edge machine. *Fibres and Textiles in Eastern Europe*, 2016, Vol. 14, Issue 1, pp. 79-82.

[2]. Roussev R., Bl. Paleva-Kadiyska, Determination of the kinematic features of the feed dog of mechanisms for transportation of material of the sewing machines, *Journal of Textiles and clothing*, Vol. 3, 2015, pp. 58-63.

[3]. Koshel S. Analysis of fourth class plane mechanisms with structural groups of links of the second order / S. Koshel, A. Koshel // *Odes'kyi Politechnichniy Universytet. Pratsi* - 2018.- №1 P. 12-17

[4]. Koshel S. Definition of accelerations of points of a plane mechanism of the fourth class by graph-analytical method / S. Koshel, A. Koshel // *Odes'kyi Politechnichniy Universytet. Pratsi* - 2018.- №2 P. 28-33

[5]. Koshel S. Analysis of fourth-grade flat machines with movable close-cycle formed by the rods and two complex links / S. Koshel, A. Koshel // *Odes'kyi Politechnichniy Universytet. Pratsi* - 2016.- №2 P. 9-13.

STRUCTURAL TRANSFORMATIONS OF A COMPLEX MECHANISM WITH THREE DRIVING LINKS

Structural and kinematic analysis of mechanisms is an important stage of a comprehensive study of flat hinge-lever mechanisms. This is especially true of mechanisms, the structure of which includes two or more initial mechanisms. Then there is a need to perform a conditional stop of one (or more) leading link of the mechanism. Then it is possible to determine the kinematic parameters of the links of the mechanism under the condition of movement of one leading link. The structural research of the mechanism consisting of three initial mechanisms and two consecutively connected structural groups of links, respectively, the third and second classes is executed. It is concluded that further studies of such a mechanism can be performed as a mechanism that belongs to the second class.

ЗАЛЕЖНІСТЬ БІЛОСТІ ДЕКОРАТИВНИХ ШЛАКОЛУЖНИХ ЦЕМЕНТІВ ВІД ХІМІЧНОГО СКЛАДУ ДОМЕННОГО ШЛАКУ

Кривенко П.В., Гелевера О.Г., Ковальчук О.Ю., Рогозіна Н.В.

Київський національний університет будівництва і архітектури, м. Київ

Введення.

Розвиток промисловості та політика безпеки вимагають нових будівельних матеріалів. Зокрема це відноситься і до декоративних цементів. Попит на них і вимоги до їх експлуатаційних характеристик постійно зростають [1]. Декоративні цементи, як правило, виготовляються на основі білих цементів [2]. Однак такі цементи мають усі недоліки портландцементу. Вони, також, не завжди здатні забезпечити отримання декоративних екологічних і комфортних покриттів з підвищеними експлуатаційними показниками [3-5]. Ефективною альтернативою може бути декоративний шлаколушний цемент, який отримується з використанням промислових відходів. Він також дозволяє забезпечити ряд спеціальних властивостей – широкий діапазон і стабільність кольорів, високу міцність, високу адгезію, довговічність та ін. [6-12].

Але проблемою, пов'язаною із застосуванням шлаколушних цементів у якості декоративних цементів з високими характеристиками білизни ($\geq 70\%$), є нестабільний хімічний склад шлаку. Зокрема це стосується присутності у ньому оксидів заліза, вміст яких може коливатися від 0,13% до 2,95%. Крім того, у початкові терміни твердіння шлаколушні композиції можуть набувати синьо-зеленого кольору. У літературі [13] це пов'язується з утворенням сполук типу $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ і це було причиною для побоювань щодо можливості отримання на їх основі білих декоративних цементів.

У виконаних раніше дослідженнях у цьому напрямку [14-16] була недостатньо приділено уваги впливу окремих добавок і їх взаємодії на декоративні і фізико-механічні властивості шлаколушних цементів.

Виходячи з аналізу літературних джерел і теоретичних передумов, метою роботи є дослідження можливості ефективного управління декоративністю шлаколушних цементів (шлакових лужно-активованих цементів) незалежно від складу шлаків.

Матеріали та методика досліджень

У дослідженні були використані три типи доменних гранульованих шлаків: українських металургійних заводів (шлак М і шлак К) та один – з Російської Федерації (шлак Т). Усі шлаки подрібнювали у керамічному млині до отримання питомої поверхні $4500 \text{ см}^2/\text{г}$ (за Блейном). Усі досліджувані

шлаки мали вміст скла у межах від 50 до 60%. Як лужний компонент використовували низькогігроскопічну лужну сполуку – метасилікат натрію пентагідрат – $Na_2O \cdot SiO_2 \cdot 5H_2O$. В якості відбілювальних добавок використовували діоксид титану (TiO_2), каолін класу КН 84, застосований у паперовій промисловості з білизною 84%, і карбонат кальцію ($CaCO_3$) у порошкоподібній формі з білизною 90%.

Визначення ступеня білизни декоративних шлакових лужно-активованих цементів проводили шляхом сканування поверхні зразків цементу з високою роздільною здатністю та наступного вимірювання ступеня білизни шляхом порівняння з еталонним зразком зі ступенем білизни 98% у PhotoShop Soft.

Технологічні та фізико-механічні властивості шлакових лужно-активованих цементів, визначалися згідно до чинних українських стандартів.

Результати досліджень та обговорення

Механічні характеристики шлакових лужно-активованих цементів

На першому етапі досліджень визначали міцність на стиск шлаколужного цементу залежно від кількості лужного компоненту.

Аналіз отриманих результатів показав, що всі композиції відповідають вимогам до цементу класів міцності 42,5...52,5.

Враховуючи більш високу ранню міцність (через 2 доби) цементу, що містить 10 мас.% метасилікату натрію, його було обрано для подальших досліджень.

Ступінь білості шлакових лужноактивованих цементів

Наступним етапом дослідження була перевірка ступеню білості шлакових лужно-активованих цементів, виготовлених на трьох шлаках, та дослідження можливих способів її підвищення шляхом додавання відбілювальних добавок, таких як TiO_2 , $CaCO_3$ та каолінова глина з високим ступенем білизна.

Аналіз результатів дозволив виявити, що шлакові лужно-активовані цементи на основі шлаку (Т) і шлаку (М) дотримувалися аналогічних закономірностей, а найкращий ефект відбілювання для цих двох цементних композицій був досягнутий за допомогою добавки TiO_2 . Шлак (К) показав найнижчу характеристику ступеня білизни у всіх цементних композиціях.

Отримані дані про ступінь білості для частини досліджуваних шлакових лужно-активованих цементів свідчать про те, що вони відповідають вимогам до декоративних матеріалів, тобто мають ступінь білості 70% і вище.

Однак додавання великих кількостей TiO_2 не є ефективним з економічної точки зору.

Для цього було проведено комплекс експериментів, спрямованих на виявлення комбінованої дії різних відбілювальних засобів. За результатами попередніх досліджень в якості таких добавок були обрані TiO_2 , каолінова глина та $CaCO_3$. Експерименти проводилися за двофакторним математичним планом. За результатами досліджень найкращим відбілюючим

засобом був визнаний TiO_2 .

Діапазони варіацій для всіх добавок були встановлені відповідно до результатів, отриманих раніше з точки зору підтримання необхідних класів міцності 42,5 та 52,5. Максимальний вміст $CaCO_3$ прийняли як 25%, каолінової глини – 15%. Вміст TiO_2 у дослідях брали у межах 2,5...7,5%.

Аналіз отриманих результатів дозволив показати, що у разі комбінованого використання TiO_2 та $CaCO_3$ може бути досягнута ступінь білості, яка змінюється в межах 85...97%, що відповідає стандартним вимогам до високоякісних декоративних матеріалів.

Проведені експерименти дозволяють зробити висновок, що шлаколуужний цемент, виготовлений зі шлаком (К), має недостатню ступінь білості у порівнянні зі шлаколуужними цементами, виготовленими зі шлаку (Т) та шлаку (М). Це можна пояснити різним хімічним складом сировини, і в першу чергу, присутністю оксидів заліза, що містяться у шлаках: 0,35% – у шлаку (М), 0,42% у шлаку (Т) і 1,65% у шлаку (К). Таким чином, можна зробити припущення, що вміст оксиду заліза у сировині є головною причиною, яка пояснює, чому білість мала тенденцію до зменшення.

Вплив оксидів заліза на білість шлаколуужних декоративних цементів

Присутність оксидів заліза у шлаколуужних декоративних цементах може погіршувати їх білість з двох причин:

- у зв'язку з утворенням сполук типу $FeSO_4 \cdot 7H_2O$ [13] і набуттям синьо-зеленого кольору;
- через те, що оксиди заліза мають забарвлення від коричневого до темно-коричневого вони за рахунок цього знижують білість цементу.

Але якщо у першому випадку це забарвлення з'являється на ранніх стадіях твердіння і поступово зникає на повітрі за рахунок карбонізації по поверхні [17], то у другому випадку зниження білості залежить від кількості оксидів заліза і може бути відкориговане лише відповідними відбілювальними добавками і/або вибором шлаку з низьким вмістом оксидів заліза.

Для виявлення ролі, яку відіграє FeO щодо білості шлако-луужних цементів був виконаний наступний експеримент – порошок FeO був доданий до шлаку (М) для імітації складу шлаків (Т) і (К).

Результати цього дослідження дозволяють зробити висновок про те, що зі збільшенням вмісту FeO у шлакові спостерігається зниження білості цементу. Таким чином, припущення про роль, яку відіграє склад шлаку і, зокрема, вміст у ньому FeO на ступінь білості, було правильним.

Висновки

Результати досліджень дозволяють зробити наступні висновки:

- Вміст оксиду заліза у сировині відіграє визначальний вплив на ступінь білості шлакових луужно-активованих цементів. Найпростіший спосіб

підвищення ступеню білості – це зменшення кількості оксидів заліза в шлакових лужно-активованих цементах. Це може бути реалізовано за рахунок вибору шлаків з низьким вмістом оксидів заліза, помелу шлаку у млинах з керамічним футеруванням та керамічними мелючими тілами і за рахунок введення відбілювальних добавок.

- Основний корегувальний вплив на ступінь білості шлакових лужно-активованих цементів справляє, головним чином, TiO_2 . Його кількість може змінюватися залежно від необхідної білості кінцевого продукту та вмісту оксидів заліза у доменному шлаку. Деяку кількість TiO_2 можна замінити білими мінеральними добавками (карбонатом кальцію та каоліновою глиною) без суттєвих втрат білості. Використання добавки TiO_2 окремо та в комбінації з добавками $CaCO_3$ і каоліном дозволило отримати декоративні шлаколужні цементу з білістю 70...97%.
- Отримані декоративні шлаколужні цементу мають клас міцності 42,5...52,5.

[1]. Семенов В. М. Лакокрасочные материалы для защиты бетонных и цементных поверхностей. Лакокрасочная промышленность. Вып. №11. 2010. С.23-27.

[2]. Білий цемент. [Електронний ресурс]. Портал ПП Будпостач. Режим доступу: <https://pp-budpostach.com.ua/a118411-belyj-tsement.html>

[3]. Березина Л. А., Абдулберов З. А. Применение каолина компании IMERYS Minerals в производстве лакокрасочных материалов. Лакокрасочные материалы и их применение. Вып. №1-2. 2009. С. 61– 65.

[4]. Левашова Ю. С., Косенко Н. О., Лебедева О. С. Дослідження параметрів мікроклімату приміщень великого скучення людей. Науковий вісник будівництва. Харків, 2019. Т.93. №3. С. 217–221.

[5]. Петренко Г. С. Современные пигменты и наполнители для лакокрасочной промышленности. Лакокрасочная промышленность, Вып. №9. 2010. С.30–36.

[6]. Krivenko P.V. Alkaline Cements: матеріали First Intern. Conf. "Alkaline Cements and Concretes", Київ: 1994. С. 11-129.

[7]. Кривенко П.В., Петропавловский О.Н., Гелевера А.Г., Вознюк Г.В., Пушкарь В.И. Промышленные щелочные цементы и их эффективность. Научно-технический сборник "Актуальные проблемы строительства", Ровно, 2009, С. 64-71.

[8]. Krivenko P 2014 Alkali-Activated Materials – 55 Years of Experience Proc. of the International Conference on Alkali-Activated Cement and Concretes (Chongqing, China) pp 1-5

[9]. Shi C, Krivenko P V, Della Roy 2012 Alkaline activated cements and concretes (in Chinese, Authorized translation from English): Monograph Taylor & Francis 326 p.

[10]. Fernández-Jiménez A, García-Lodeiro I, Maltseva O and Palomo A Hydration mechanisms of hybrid cements as a function of the way of addition of chemicals. Journal of the American Ceramic Society 102(1) 2019 pp 427-436.

[11]. Krivenko P., Petropavlovsky O., Kovalchuk O., Pasko A., Lapovska S. Design of the composition of alkali activated Portland cement using mineral additives of technogenic origin. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 2018. 4/6 (94). С.6–15.

- [12]. Krivenko P.V., Petropavlovsky O.N., Gots V.I., Rostovskaya G.S. Alkali activation of Composite Cement materials: Ibausil. Internationale Baustofftagung, 2009. Weimar. С. 1-0445–1-0456.
- [13]. Chaouche M., Gao X.X., Cyr M., Cotte M. and Frouin L.: On the origin of the blue/green color of blast-furnace slag-based materials: Sulfur K-edge XANES investigation. J Am Ceram Soc. 2017;100:1707-1716. doi:10.1111/jace.14670.
- [14]. Krivenko P., Petropavlvskyy O., Puskar V., Ostrovska L. Decorative alkaline cements: матеріали: Non-Traditional cement & Concrete IV. Intern. Symp. Brno, 2011. С. 257– 265.
- [15]. Kryvenko P, Sanytsky M, Kropyvnytska T, Kotiv R 2014 Decorative multi-component Alkali Activated Cements for restoration and finishing works Advanced Materials Research 897 Trans Tech Publications, Switzerland pp 45-48 doi:10.4028/www.scientific.net/AMR.897.45
- [16]. Кривенко П.В., Ковальчук О.Ю. Управління декоративними властивостями лужних цементів. Науковий вісник будівництва. Харків, 2019. Т.2. №2(95). С. 280–285.
- [17]. Ковальчук О.Ю. Исследование карбонизации щелочных бетонов, Сборник "Строительные материалы, изделия и сантехника" вып.52, 2014, (Киев, НИИ строительных материалов и изделий) С. 19-24.

DEPENDENCE OF THE WHITENESS OF DECORATIVE SLAG-ALKALI CEMENT FROM THE CHEMICAL COMPOSITION OF BLAST-FURNACE SLAG

The construction industry is demanding more and more quality decorative cements. The demand for them and the requirements for their performance are constantly growing. But since decorative cements are based on white Portland cement, their production is associated with the shortcomings of the production of all clinker cements – low environmental friendliness, high energy consumption and high prices. They are not always able to provide decorative ecological and comfortable coatings with increased performance. In addition, many countries do not produce it and have to import it.

An effective alternative to decorative clinker cements can be decorative slag-alkaline cement obtained from industrial waste. It also provides a number of special properties – a wide range of colors, color fastness, high strength, high adhesion, durability and many others.

But the problem associated with the use of slag-alkaline cements as decorative cements with high whiteness ($\geq 70\%$) is the instability of the chemical composition of the slag and, first of all, the different presence of iron oxides in it.

The paper shows the regularities of the influence of the chemical composition of blast-furnace slags on the whiteness of an artificial slag-alkaline stone. A new method for determining the whiteness of hardened materials is proposed. Possibilities of obtaining decorative alkali-activated cements with a wide range of whiteness – from 70 to 97% are shown.

ОБМЕЖЕННЯ ТРАНСПОРТУ ІОНІВ Cl^- І SO_4^{2-} В ШЛАКОЛУЖНОМУ БЕТОНІ ПРИ ЕКСПЛУАТАЦІЇ В МОРСЬКІЙ ВОДІ

Кривенко П.В., д.т.н., проф., Руденко І.І., д.т.н., ст.наук.співр., Константиновський О.П., к.т.н., доц., Бойко О.В., асп., м.н.с.
Науково-дослідний інститут в'язучих і матеріалів ім. В.Д. Глуховського,
Київський національний університет будівництва і архітектури

Сучасні тенденції розвитку будівельної галузі обумовлюють актуальність запровадження шлаколужного цементу (далі - ШЛЦ) з огляду на ефективне споживання сировини та енергоресурсів, а також відповідальне ставлення до екології оточуючого середовища [1].

Переваги ШЛЦ обумовлюють ефективність їх використання в бетонах при зведенні споруд, що функціонують в умовах дії морської води [2]. Відомо, що головною проблемою залізобетонних конструкцій, що експлуатуються в морській воді, є корозія сталевих арматур під дією хлоридів і сульфатів, внаслідок їх проникнення в структуру бетону. ШЛЦ забезпечує підвищені захисні властивості бетону, який експлуатується в морській воді, по відношенню до сталевих арматур в порівнянні з портландцементом. Високий вміст гелевої фази та формування цеолітоподібних лужних гідроалюмосилікатів в складі продуктів гідратації ШЛЦ обумовлює підвищену в порівнянні з портландцементом здатність до включення до їх складу іонів Cl^- і SO_4^{2-} з морської води шляхом хемосорбції та оклюдування.

Підвищений захист ШЛЦ бетону по відношенню до сталевих арматур також обумовлений присутністю лужного компоненту, який виконує функції катодного інгібітору корозії [3].

Використання високорухомих бетонних сумішей згідно з вимогами сучасної практики будівництва обумовлює зміни в структурі бетону, які призводять до збільшення пористості і, як наслідок, проникності. Це обумовлює ризик порушення пасивного стану металевих арматур внаслідок підвищеного транспорту агресивних іонів.

Одним з шляхів підсилення захисної функції ШЛЦ бетону, виготовленого з високорухомої суміші, щодо сталевих арматур є спрямоване формування в фазовому складі штучного каменю комплексних сполук, відомих під загальною назвою як *Afm* ($Al_2O_3-Fe_2O_3$ -моно) фази, здатних хімічно зв'язувати аніони (Cl^- , SO_4^{2-} , CO_3^{2-} , OH^- тощо) [4]. Перспективність такого підходу підтверджено роботою [5]. Зазначене дає підставу для модифікації ШЛЦ добавками глиноземистого цементу та портландцементу з метою спрямованого формування в продуктах гідратації високоосновної

форми гідроалюмінату кальцію $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 10\text{H}_2\text{O}$ [6], який може забезпечити зв'язування іонів Cl^- і SO_4^{2-} в малорозчинній *Afm* фази.

Ще одним заходом з обмеження транспорту агресивних іонів є введення добавки алюмосилікатного іоніту у вигляді кліноптилоліту (цеолітова порода), що сприятиме підсиленню оклюдуючої дії сформованих в продуктах гідратації ШЛЦ лужних гідроалюмосилікатів (аналоги природних цеолітів)

Для підсилення інгібуючого ефекту дії лужного компоненту ШЛЦ запропоновано введення добавки тринатрійфосфату (далі - ТНФ), яка відома як змішаний інгібітор корозії. Інгібуючий ефект дії ТНФ обумовлений утворенням щільної захисної плівки з фосфатів заліза FePO_4 і $\text{FePO}_4\cdot 2\text{H}_2\text{O}$ на поверхні сталеві арматури, підвищенням поляризаційного опору сталі [7], а також формуванням хімічно стабільними продуктами гідратації типу гідроксиapatиту $\text{Ca}_{10}(\text{PO}_4)_6(\text{OH})_2$ [8]. Сполуки типу гідроксиapatиту забезпечують зв'язування іонів Cl^- в хлорapatит $\text{Ca}_5(\text{PO}_4)_3\text{Cl}$, зменшуючи їх концентрацію в поровій рідині.

Узагальнення наведених результатів дозволяє прогнозувати можливість підвищення у ШЛЦ бетону, який отримано з високорухомої суміші і експлуатується в морській воді, захисних властивостей по відношенню до сталеві арматури шляхом використання комплексу добавок, які забезпечують: хемосорбцію іонів Cl^- , SO_4^{2-} гелеподібними продуктами гідратації (складу C-S-H та C-A-S-H), хімічне зв'язування (*Afm* фази та гідроксиapatит) та оклюдування (цеолітвміщуюча добавка та цеолітоподібні лужні гідроалюмосилікати), а також виконання функцій інгібітору корозії.

Звідси, метою роботи є дослідження можливості обмеження транспорту Cl^- та SO_4^{2-} іонів в структуру пластифікованого ШЛЦ бетону, який експлуатується в морській воді, шляхом модифікації комплексом добавок портландцементу, глиноземистого цементу, цеоліту і тринатрійфосфату.

Обмеження транспорту вказаних іонів з морської води в структуру пластифікованого ШЛЦ бетону розглядалось з позицій посилення як хімічного зв'язування, так і оклюдування при використанні модифікуючих добавок.

Хімічне зв'язування Cl^- та SO_4^{2-} іонів

За допомогою методів фізико-хімічного аналізу досліджено ефективність впливу добавок на процеси структуроутворення ШЛЦ в напрямку обмеження транспорту іонів Cl^- і SO_4^{2-} шляхом їх хімічного зв'язування гідратними новоутвореннями. Для моделювання цього процесу, що має місце при контакті поверхні бетону з агресивним середовищем, ШЛЦ тісто нормальної густоти замішували з морською водою.

Встановлено, що сумісна модифікація ШЛЦ як на основі соди кальцинованої, так і на основі метасилікату добавками портландцементу, глиноземистого цементу і ТНФ забезпечує зв'язування іонів Cl^- і SO_4^{2-} в сіль Кузеля $3\text{CaO}\cdot\text{Al}_2\text{O}_3\cdot 0,5\text{CaCl}_2\cdot 0,5\text{SO}_4\cdot 10\text{H}_2\text{O}$ та в хлорapatит $\text{Ca}_5(\text{PO}_4)_3\text{Cl}$. Отримані результати свідчать про обмеження транспорту в структуру

пластифікованого ШЛЦ бетону шляхом хімічного зв'язування агресивних до сталевих арматури іонів в зоні контакту з морською водою.

Оклюдвання Cl^- та SO_4^{2-} іонів

Для додаткового обмеження транспорту агресивних іонів в структуру пластифікованого ШЛЦ бетону і підвищення його захисних функцій щодо сталевих арматури введено оклюдуєчу добавку цеоліту.

Ефективність використання комплексу добавок, що включає портландцемент, глиноземистий цемент, ТНФ та кліноптилоліт, досліджено на бетонній суміші, консистенція якої відповідала класу S4 (осадка конусу – від 160 до 210 мм). Значення В/Ц для ШЛЦ бетону на основі соди кальцинованої та метасилікату натрію становили 0,46 і 0,41 відповідно. Значення показників міцності на 28 добу – 40.3 і 48.7 МПа, після 270 діб зберігання в морській воді – 38.2 і 47.5 МПа відповідно. Таким чином, коефіцієнт корозійної стійкості для пластифікованого ШЛЦ бетону на соді кальцинованій та метасилікаті натрію становив 0,95 і 0,97 відповідно. Це свідчить про те, що ШЛЦ бетон навіть після 270 діб зберігання в морській воді характеризується щільною макроструктурою, яка запобігає проникненню агресивних до сталевих арматури іонів Cl^- і SO_4^{2-} .

Згідно результатам якісної реакції розчинами відповідно нітрату срібла (AgNO_3) та ацетату свинцю ($\text{Pb}(\text{CH}_3\text{COO})_2$) транспорт іонів Cl^- і SO_4^{2-} в структуру ШЛЦ бетону відсутній, про що свідчить відсутність білого осаду на свіжеутвореному перерізі зразків при їх випробуванні.

Стан сталевих арматур

Вплив запропонованого комплексу добавок на захисні властивості пластифікованого ШЛЦ бетону оцінено за втратами маси сталевих стрижнів. Порівняно втрати маси сталевих стрижнів, вийнятих з пластифікованого ШЛЦ бетону після 270 діб зберігання в морській воді.

В загальному випадку, втрати маси сталевих стрижнів є меншими за регламентоване значення 10 г/м^2 [9], при якому вважається, що бетон втрачає захисні властивості по відношенню до сталевих арматур. Втрати маси стрижнів, вбудованих в модифікований ШЛЦ бетон на основі соди кальцинованої, в 3.7 рази менші в порівнянні з контрольними. Стрижні, вбудовані в ШЛЦ бетон на основі метасилікату натрію, характеризуються втратами маси, які в 3.4 рази менші за контрольні. Вказане свідчить про додаткове посилення захисних властивостей ШЛЦ на основі метасилікату натрію до сталевих арматур у порівнянні з содою кальцинованою.

[1]. Krivenko P. Why Alkaline activation – 60 years of the theory and practice of alkali-activated materials. Journal of Ceramic Science and Technology. 8 (2017) 323 –3 34. <https://doi.org/10.4416/JCST2017-00042>

[2]. Krivenko P., Petropavlovskiy O., Kovalchuk O., Cao H. L., Weng L. Q. Efficiency of the alkali-activated cement concretes for sea construction. Materials Science Forum. 968 (2019) 3 – 12. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.968.3>

[3]. Raja P., Ismail M., Ghoreishiamiri S., Mirza J., Ismail M., Kakooei S., Rahim A.

Reviews on corrosion inhibitors: a short view. Chem. Eng. Commun. 203 (2016) 1145 – 1156. <https://doi.org/10.1080/00986445.2016.1172485>

[4]. Baquerizo L. G., Matschei T., Scrivener K. L., Saeidpour M., Wadsö L. Hydration states of AFm cement phases. Cement and Concrete Research 73 (2015) 143 – 157. <https://doi.org/10.1016/j.cemconres.2015.02.011>

[5]. Krivenko P., Rudenko I., Konstantynovskiy O. Design of slag cement, activated by Na(K) salts of strong acids, for concrete reinforced with steel fittings. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. 6 (6 - 108) (2020) 26 – 40. <https://doi.org/10.15587/1729-4061.2020.217002>

[6]. Носовський Ю.Л. Будівельні розчини на основі композиційного в'язучого для литих підлог: автореф. дис. ... канд. техн. наук: 05.23.05. Київ, 2004. 20 с.

[7]. Bastidas D., Criado M., Fajardo S., La Iglesia A., Bastidas J. Corrosion inhibition mechanism of phosphates for early-age reinforced mortar in the presence of chlorides. Cem. Concr. Compos. 61 (2015) 1 – 6. <https://doi.org/10.1016/j.cemconcomp.2015.04.009>

[8]. Kalina L., Bílek V., Novotný R., Mončeková M., Másilko J., Koplík J. Effect of Na_3PO_4 on the hydration process of alkali-activated blast furnace slag. Materials 2016. 9(5) 395 (2016). <https://doi.org/10.3390/ma9050395>

[9]. ДСТУ Б В.2.6-181:2011 Захист бетонних і залізобетонних конструкцій від корозії. Методи випробувань (ГОСТ 31383:2008, NEQ)

RESTRICTION OF Cl^- AND SO_4^{2-} IONS TRANSPORT IN ALKALI ACTIVATED SLAG CEMENT CONCRETE IN SEAWATER

The relevance of alkali activated slag cement (AASC) concretes for structures operated in seawater is due to their enhanced resistance in aggressive environments. The application of high consistency fresh concretes is accompanied by negative changes in their structure with higher penetration of aggressive environments. Thus, the methods to prevent corrosion of steel reinforcement in plasticized AASC concrete are actual for investigations. It is shown, that modification of plasticized AASC concrete (consistency class S4) by the complex «alumina cement - portland cement - clinoptilolite - trisodium phosphate ($\text{Na}_3\text{PO}_4 \cdot 12\text{H}_2\text{O}$)» restrict the transport of aggressive Cl^- and SO_4^{2-} ions. The results of DTA, XRD, electron microscopy, microzond analysis show that mentioned complex limits transport of the mentioned aggressive ions due to their binding by AFm phases in hydration products, exchange with OH^- ions in the structure of clinoptilolite, formation of hydrated products of apatite group $\text{Ca}_5(\text{PO}_4)_3(\text{OH}, \text{Cl})$. This was confirmed by qualitative reaction on Cl^- and SO_4^{2-} ions in concrete structure, as well as by assessing of surface and mass loss of steel bars embedded in AASC concrete after 9 months in sea water. It was ensured the advanced crystallization with densification of microstructure, which increases corrosion resistance of artificial stone.

УСТОЙЧИВОСТЬ СЖАТЫХ СТЕРЖНЕЙ ПРИ ИЗМЕНЕНИИ ИХ ЖЕСТКОСТИ ПО ЗАКОНУ ЧЕТВЕРТОЙ СТЕПЕНИ

Крутий Ю.С., Сурьянинов Н.Г., Шиляев А.С.

Одесская национальная академия строительства и архитектуры

Во многих конструкциях для снижения материалоемкости применяются стержни переменной жесткости. Это опоры линий электропередач, стойки ветрогенераторов, антенные опоры, стрелы кранов, буровые вышки, опоры эстакад, дымовые трубы, конструкции в самолетостроении, мостостроении, машиностроении и др. Задача определения критических нагрузок и форм потери устойчивости для таких конструкций всегда являлась одной из важнейших в механике. А в последние годы ее актуальность еще более возросла в связи с применением новых материалов, из которых изготавливаются облегченные конструкции, для которых проблема потери устойчивости является первостепенной. Тем не менее, большинство работ по этой тематике основано на использовании приближенных методов. Аналитические решения носят ограниченный характер, что объясняется трудностями, возникающими при интегрировании дифференциальных уравнений с переменными коэффициентами, к которым сводится математическая сторона задачи.

При потере устойчивости по Эйлеру критическую силу определяют из дифференциального уравнения изогнутой оси стержня

$$\left(E(x)I(x)y''(x) \right)'' + Ny''(x) = 0. \quad (1)$$

где $E(x)I(x)$ - переменная изгибная жесткость стержня в точке x ;

$E(x)$ - модуль упругости материала стержня;

$I(x)$ - момент инерции поперечного сечения;

N - постоянная сжимающая нагрузка;

$y(x)$ - неизвестная функция, представляющая собой поперечное перемещение (прогиб) сечения стержня в точке x (рис. 1).

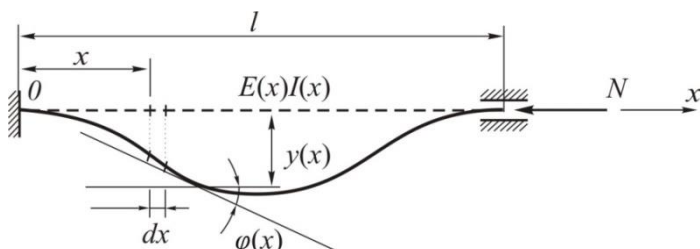


Рис. 1. Расчетная схема

В работах [1, 2] нами было получено точное решение уравнения (1) в случае произвольной непрерывной поперечной жесткости. Здесь же будем полагать, что момент инерции изменяется по закону четвертой степени

$$I(x) = I_0 \left(1 - (1 - \alpha) \frac{x}{l} \right)^4,$$

где I_0 - момент инерции поперечного сечения стержня в точке $x = 0$;

α - константа, удовлетворяющая условию $0 < \alpha \leq 1$.

Напряженно-деформированное состояние стержня полностью характеризуется параметрами: перемещение $y(x)$, угол поворота $\varphi(x)$, изгибающий момент $M(x)$ и поперечная сила $Q(x)$.

Для параметров будем использовать представления из [1 - 3].

Для отыскания коэффициентов устойчивости с четными номерами K_2, K_4, \dots получено трансцендентное уравнение. Отыскать корни такого уравнения не составляет труда. Для этого существует множество различных программных возможностей.

Рассматривая коэффициент устойчивости K как функцию переменной α , а также имея множество значений этой функции, соответствующих значениям независимой переменной $0 < \alpha \leq 1$, аппроксимируем функцию K многочленом. В результате получаем $K_2 = 0,0001\alpha + 80,7626\alpha^2 + 0,0002\alpha^3$. При этом степень многочлена выбиралась из условия, что коэффициент детерминации не должен быть меньше, чем 0,9999. Следовательно,

$$N_2 = \left(0,0001\alpha + 80,7626\alpha^2 + 0,0002\alpha^3 \right) \frac{EI_0}{l^2}.$$

Осталось выписать формулы для искривленных форм равновесия стержня.

Таким образом, основываясь на ранее полученных представлениях для параметров состояния стержня с произвольной непрерывной изгибной

жесткостью, решена задача устойчивости для семейства стержней, жесткость которых изменяется по закону четвертой степени. Определен спектр критических сил и выписаны формулы для искривленных форм равновесия.

Предложено рассматривать коэффициент устойчивости как функцию переменной α , а имея множество значений этой функции, соответствующих значениям независимой переменной $0 < \alpha \leq 1$, аппроксимировать функцию K многочленом. В результате получено выражение $K_2 = 0,0001\alpha + 80,7626\alpha^2 + 0,0002\alpha^3$. При этом степень многочлена выбиралась из условия, что коэффициент детерминации не должен быть меньше, чем 0,9999.

Представляются перспективными следующие направления деятельности: внедрение результатов данной работы в практику расчетов на устойчивость реальных объектов; применение общих формул для параметров состояния к исследованию устойчивости стержней с другими встречающимися на практике законами изменения поперечной жесткости.

[1]. Крутий Ю.С. Задача Эйлера в случае непрерывной поперечной жесткости // Строительная механика и расчет сооружений. №6, 2010, с. 22-29.

[2]. Крутий Ю.С. Задача Эйлера в случае непрерывной поперечной жесткости (продолжение) // Строительная механика и расчет сооружений. №2, 2011, с. 27-33.

[3]. Krutii, Y., Kovrov, A., Otrosh, Y., Surianinov, M. Analysis of forced longitudinal vibrations of columns taking into account internal resistance in resonance zones (2020) Materials Science Forum, 1006 MSF, pp. 79-86.

STABILITY OF COMPRESSED RODS WHEN THEIR STIFFNESS CHANGES ACCORDING TO THE LAW OF THE FOURTH DEGREE

Based on the previously obtained representations for the state parameters of a rod with arbitrary continuous bending stiffness, the stability problem for a family of rods whose stiffness varies according to the law of the fourth power is solved. The spectrum of critical forces is determined and formulas for curved forms of equilibrium are derived. We propose to consider the stability coefficient as a function of the variable α , and having a set of values of this function corresponding to the values of the independent variable $0 < \alpha \leq 1$, approximate the function K by a polynomial. The result is the expression $K_2 = 0,0001\alpha + 80,7626\alpha^2 + 0,0002\alpha^3$. The power of the polynomial was chosen from the condition that the coefficient of determination should not be less than 0.9999.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ КРИТИЧЕСКОЙ СИЛЫ ПРОДОЛЬНО СЖАТОГО ВЕРТИКАЛЬНОГО СТЕРЖНЯ С УЧЕТОМ СОБСТВЕННОГО ВЕСА

Крутий Ю.С., Бекшаев С.Я., Осадчий В.С.

Одесская государственная академия строительства и архитектуры

yurii.krutii@gmail.com

Работа посвящена определению критической силы прямолинейного призматического стержня, нагруженного осевой сосредоточенной силой, приложенной на конце, и осевой равномерно распределенной по длине стержня нагрузкой. Критическая сила и отвечающая ей форма потери устойчивости определяются известным дифференциальным уравнением

$$EIy^{IV}(x) + [(N + qx)y'(x)]' = 0, \quad (1)$$

где $y(x)$ – поперечное смещение сечения x стержня, x – координата сечения, отсчитываемая от верхнего конца, EI – изгибная жесткость стержня, предполагаемая постоянной по его длине, N – сосредоточенная сжимающая сила, приложенная на верхнем конце, q – интенсивность распределенной осевой нагрузки (вес единицы длины стержня).

В литературе [1–4] описано точное решение уравнения (1) лишь для наиболее простых граничных условий, позволяющих привести уравнение (1) к уравнению 2-го порядка

В предлагаемой работе на основе метода решения дифференциальных уравнений [6] разработана схема, позволяющая находить решения уравнения (1) при различных граничных условиях, отвечающих различным условиям закрепления концов стержня. Были определены критические значения N_{cr} осевой сжимающей силы в зависимости от величины ql веса стержня (l – длина стержня) для основных типичных случаев его опирания. Рассмотренные типы закрепления стержня приведены в таблице 1. В таблице 2 представлены соответствующие найденные приближенные аналитические зависимости N_{cr} от ql .

Отметим, что при $ql = 0$ формулы таблицы 2 дают известные значения критических сил стержня, сжатого постоянной по длине силой.

Таблица 1. Типы закрепления стержня





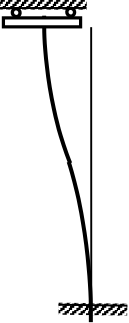
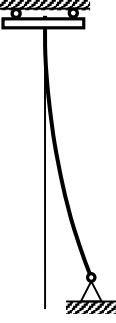
Тип 1	Тип 2	Тип 3	Тип 4	Тип 5	Тип 6
					

Таблица 2. Критические силы стержня как функции его веса

Тип закрепления	Критическая сила
1	$N_{cr} = \pi^2 \frac{EI}{l^2} - 0,5004(ql) - 0,0017(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$
2	$N_{cr} = \frac{\pi^2}{4} \frac{EI}{l^2} - 0,2968(ql) - 0,0023(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$
3	$N_{cr} = 4\pi^2 \frac{EI}{l^2} - 0,5003(ql) - 0,0004(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$
4	$N_{cr} = \frac{\pi^2}{0,699^2} \frac{EI}{l^2} - 0,3442(ql) - 0,0008(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$
5	$N_{cr} = \pi^2 \frac{EI}{l^2} - 0,5001(ql) - 0,0011(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$
6	$N_{cr} = \frac{\pi^2}{4} \frac{EI}{l^2} - 0,7028(ql) - 0,0020(ql)^2 \frac{l^2}{EI}$

Полученные результаты могут быть использованы при решении различных задач, связанных с проектированием и эксплуатацией инженерных сооружений, содержащих сжатые элементы.

- [1]. Timoshenko, S. P.; Gere, J. M. 1961: Theory of Elastic Stability, McGraw-Hill, New York.
- [2]. Вольмир, А. С. 1967: Устойчивость деформируемых систем, Наука, Москва.
- [3]. Bazant, Z, P. and Cedolin, L. *Stability of Structures* - New York: Oxford University Press, 1991.
- [4]. Chai Y H and Wang C M 2006 An application of differential transformation to stability analysis of heavy columns Int. J. Struct. Stab. Dyn. **6** 3 317–332
- [5]. Yu. Krutii, and V. Vandynskiyi. "Exact solution of buckling problem of the column loaded by self-weight." IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. Vol. 708. No. 1. IOP Publishing, 2019.
- [6]. Крутий Ю. С. Розробка методу розв'язання задач стійкості і коливань деформівних систем зі змінними неперервними параметрами: дис. докт. техн. наук: 01.02.04 /Ю. С. Крутий. – Одеса, 2016. – 272 с.
- [7]. Krutii, Y. S. "Construction of a solution of the problem of stability of a bar with arbitrary continuous parameters." Journal of Mathematical Sciences 231 (2018): 665-677. doi: <https://doi.org/10.1007/s10958-018-3843-8>
- [8]. Shvab'yuk, V. I., Krutii, Y. S. and M. G. Sur'yaninov. "Investigation of the Free Vibrations of Bar Elements with Variable Parameters Using the Direct Integration Method." Strength of Materials 48, no. 3 (2016): 384-393. doi: [10.1007/s11223-016-9776-x](https://doi.org/10.1007/s11223-016-9776-x)
- [9]. Krutii, Yurii. "Analysis of longitudinal oscillations for systems with continuous variable parameters using force integration method." Technical journal 9, no. 4 (2015): 420-425. <https://hrcak.srce.hr/149759>
- [10]. Yurii Krutii, Mykola Surianinov, and Victor Vandynskiyi. "Development of the method for calculation of cantilever construction's oscillations taking into account own weight." Eastern-European Journal of Enterprise Technologies 3, no. 7 (2018): 13-19. doi: [10.15587/1729-4061.2018.131165](https://doi.org/10.15587/1729-4061.2018.131165).
- [11]. Yurii Krutii, Mykola Surianinov and Victor Vandynskiyi. "Analytic Formulas for the Cantilever Structures' Natural Frequencies with Taking into Account the Dead Weight." Materials Science Forum 968 (August 2019): 450–459. <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.968.450>

DETERMINATION OF THE CRITICAL FORCE OF A LONGITUDINALLY COMPRESSED VERTICAL ROD WITH TAKING INTO ACCOUNT ITS WEIGHT

The exact solution of the differential equation of buckling of the prismatic column under the combined action of a longitudinal concentrated end force and its own weight is constructed. Formulas are written for the state parameters of the rod, expressed in terms of the initial parameters. For six cases of ideal boundary conditions, finite analytical formulas are obtained that establish the dependence of the critical force on the weight of the rod.

РОЗРОБКА АНАЛІТИЧНОГО МЕТОДУ РОЗРАХУНКУ БАЛОК НА ЗМІННІЙ ПРУЖНІЙ ОСНОВІ ВІНКЛЕРА

Крутій Ю. С., д.ф.-м.н., проф., Сур'янінов М.Г., д.т.н., проф.,
Петраш С.В., к.т.н., доцент

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса, Україна

В інженерній практиці розрахунку конструкцій частіше за все зустрічаються елементи балочних конструкцій, що розташовані на суцільній пружній основі, для опису властивостей якої використовується модель ґрунтової основи Вінклера (або гіпотеза коефіцієнтів постелі) як найбільш розповсюджена. Однією із її модифікацій є модель із змінним коефіцієнтом постелі, що відповідає розрахунку напружено-деформованого стану балочних конструкцій, розташованих на лесових ґрунтах, що просідають. В такому випадку коефіцієнт постелі – це змінна характеристика, яка залежить від координати, для якої необхідно визначити осадку поверхні основи. З математичної точки зору це призводить до необхідності розв'язку відповідних диференціальних рівнянь із змінними коефіцієнтами, для яких на сьогодні відсутній універсальний метод розв'язку.

Серед робіт, присвячених розрахунку балок на пружній основі Вінклера із змінним коефіцієнтом постелі, слід відзначити публікації [1-5]. Але в більшості випадків розв'язку вдалось отримати лише за умови введення окремих обмежень або для часткових випадків. Тому розробка аналітичного методу розв'язку задачі про згин балки, що розташована на змінній пружній основі Вінклера, є актуальною.

Об'єктом дослідження є балка сталої жорсткості, що розташована на суцільній ґрунтовій основі, для якої прийнята гіпотеза Вінклера (рис.1).

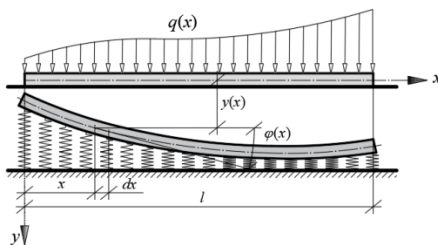


Рис.1. Розрахункова схема балки.

Напружено-деформований стан балки повністю можна описати за допомогою чотирьох компонентів, а саме переміщень $y(x)$, $\varphi(x)$ та внутрішніх зусиль $M(x)$, $Q(x)$.

Диференційне рівняння згину балки має наступний вигляд:

$$EI y''''(x) + k_0 B(x) y(x) = q_0 C(x), \quad (1)$$

де k_0 - значення коефіцієнту постелі в деякій характерній точці балки (наприклад, при $x = 0$); $B(x)$ - безперервна функція, яка не має розміру та описує закон зміни коефіцієнту постелі вздовж осі балки; $C(x)$ - безперервна функція, яка не має розміру та описує закон зміни навантаження.

Після того як із означеного рівняння (1) будуть знайдено функцію прогинів $y(x)$ інші параметри стану можна знайти із зв'язних диференційних залежностей теорії згину балок:

$$\varphi(x) = y'(x); M(x) = -EI y''(x); Q(x) = -EI y'''(x). \quad (2)$$

Авторами цієї роботи розроблений аналітичний метод розрахунку балок на суцільній пружній основі. В основу методу покладено точний розв'язок відповідного диференціального рівняння, який побудовано методом прямого інтегрування [6]. Як наслідок, отримано формули для компонентів напружено-деформованого стану балки – переміщень та внутрішніх зусиль. По суті, розв'язок вихідної задачі зведено лише до реалізації заданих граничних умов, визначення невідомих початкових параметрів та чисельній реалізації знайдених розв'язків.

Запропонований метод не потребує дискретизації розглянутих конструкцій та є альтернативою використанню наближених методів розв'язку даного класу задач. Заснований на точному рішенні диференційного рівняння (1), метод дозволяє отримати реальну картину напружено-деформованого стану балки в порівнянні із існуючими наближеними методами.

[1]. D. Froio, Diego, E. Rizzi, Analytical solution for the elastic bending of beams lying on a variable Winkler support, *Acta Mechanica*. 227.4 (2016), 1157-1179. doi: <https://doi.org/10.1007/s00707-015-1508-y>

[2]. D. Froio, E. Rizzi, Analytical solution for the elastic bending of beams lying on a linearly variable Winkler support, *International Journal of Mechanical Sciences*. 128 (2017), 680-694. doi: <https://doi.org/10.1016/j.ijmecsci.2017.04.021>

[3]. Y. J. Guo, Y. J. Weitsman, Solution method for beams on nonuniform elastic foundations, *Journal of engineering mechanics*. 128.5 (2002), 592-594. doi: [https://doi.org/10.1061/\(ASCE\)0733-9399\(2002\)128:5\(592\)](https://doi.org/10.1061/(ASCE)0733-9399(2002)128:5(592))

[4]. J. Clastornik, M. Eisenberger, D. Z. Yankelevsky, M. A. Adin, Beams on Variable Winkler Elastic Foundation, *Journal of Applied Mechanics*. 53.4 (1986), 925-928. doi: <https://doi.org/10.1115/1.3171882>

[5]. J. N. Franklin, R. F. Scott, Beam equation with variable foundation coefficient, *Journal of the Engineering Mechanics division*. 105.5 (1979), 811-827.

[6]. Крутій Ю. С. Розробка методу розв'язання задач стійкості і коливань деформівних систем зі змінними неперервними параметрами. Автореферат

докторської дисертації / Ю. С. Крутій. – Одеса: Одеська державна академія будівництва та архітектури, 2016. – 272 с.

DEVELOPMENT OF AN ANALYTICAL METHOD FOR CALCULATING BEAMS ON A VARIABLE ELASTIC WINKLER FOUNDATION

An analytical method has been developed for calculating beams lying on a continuous elastic Winkler foundation with a variable coefficient of subgrade resistance. The method is based on the exact solution of the differential equation of beam bending for the case when the bed coefficient is an arbitrary continuous function. In an analytical form, formulas for displacements and internal efforts are obtained. An analytical method for the numerical implementation of the exact solutions found is proposed.

УДК 666.974.6

ОБЛЕГЧЕННЫЕ БЕТОНЫ НА МЕХАНОАКТИВИРОВАННОМ ВЯЖУЩЕМ

**Ксёншкевич Л.Н., к.т.н., доц., Барабаш И.В., д.т.н., проф.,
Стрельцов К.А., к.т.н., Крантовская Е.Н., к.т.н., доц.**

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, Украина.
e-mail: ksonshkevych@ogasa.org.ua

Одним из перспективных направлений в каркасно-монолитном строительстве является использование облегченных бетонов со средней плотностью 1850...2100 кг/м³, в которых часть плотного заполнителя заменяется пористым, например, керамзитовым гравием [1]. Применение облегченного бетона классов С20/25...С25/30 целесообразно практически во всех конструкциях зданий.

Снизив среднюю плотность бетона на 20÷25 %, облегченные бетоны позволят уменьшить нагрузку на фундаменты, уменьшить расход арматуры, снизить транспортные расходы, а также обеспечить лучшую звукоизоляцию междуэтажных перекрытий. В то же время уменьшение средней плотности бетона вызывает снижение его прочности. Ускорить процесс структурообразования бетона, а также повысить его прочность при сжатии возможно за счет механоактивации вяжущего [2-4].

Задача исследований – выяснить влияние частичной замены гранитного щебня керамзитовым гравием и введение в механоактивированный портландцемент молотого шамота на прочность при сжатии, звукопоглощение и ударную прочность бетона.

Исследование механических свойств бетонов производилось путем испытаний двух аналогичных серий образцов: первой - с использованием

механоактивации цемента в скоростном смесителе и другой, контрольной – по традиционной технологии.

Для пластифицирования бетонной смеси использовался разжижитель С-3. Гидрофобизация гранул керамзита осуществлялась путем окунания их в кремнийорганическую жидкость ГКЖ – 94 и последующей сушке при $t=90\div 100^{\circ}\text{C}$. В качестве минеральной добавки к портландцементу использовался молотый шамот. Шамот размалывался до 3-х удельных поверхностей: 250, 350 и 450 м²/кг.

В качестве мелкого заполнителя использовался кварцевый песок с $M_{кр}=2,5$. В качестве крупного заполнителя в экспериментах использовались:

а) гранитный щебень фракций 5-20 мм (насыпная плотность щебня составляла 1375 кг/м³);

б) керамзитовый гравий фракции 5-20 мм (насыпная плотность гравия - 540 кг/м³).

Время активации цементосодержащих суспензии в эксперименте составляло 60 сек.

Установлено, что введение в состав тяжёлого бетона гидрофобного керамзитового гравия позволяет получать облегченные бетоны средней плотностью от 2000 кг/м³ до 1850 кг/м³ и прочностью от 25 МПа до 30 МПа соответственно. Механоактивация вяжущего позволяет получать бетоны аналогичной средней плотности с прочностью при сжатии от 34 МПа до 45 МПа.

В результате исследований выяснено, что на ударную прочность оказывает влияние гранулометрический состав молотого шамота. Максимальная сопротивляемость удару при одинаковом содержании молотого шамота и керамзитового гравия наблюдается при максимальном содержании молотого шамота с удельными поверхностями 250 м²/кг и 350 м²/кг.

Механоактивация вяжущего резко увеличивает ударную прочность бетона при любом содержании в нем керамзитового гравия и молотого шамота. Так, в бетоне с 50% керамзитового гравия активация вяжущего, содержащего 20% молотого шамота позволяет увеличить ударную прочность бетона с 50,8 до 59,4 Дж. При этом тенденция увеличения ударной прочности бетона при увеличении содержания керамзитового гравия и молотого шамота остается.

Важнейшим свойством бетона, наряду с прочностью является его звукоизоляция. Стоит отметить, что при введении 20% керамзитового гравия уровень звукоизоляции резко снижается в среднем на 5 дБ, ещё один скачок можем наблюдать, при введении 60 % керамзитового гравия. Уровень звукоизоляции в среднем снижается на 10 дБ. Чем ниже уровень звукоизоляции бетона, тем лучше он звукоизолирует помещение от шумов и звуков разного характера (поглощает большее количество дБ).

Установлено, что введение в состав тяжёлого бетона гидрофобного керамзитового гравия позволяет получать облегченные бетоны средней

плотностью от 2000 кг/м³ до 1850 кг/м³ и прочностью от 25 МПа до 30 МПа соответственно. Механоактивация вяжущего позволяет получать бетоны аналогичной средней плотности с прочностью при сжатии от 34 МПа до 45 МПа. Ударная прочность на 44 % выше прочности тяжёлых бетонов.

Проведенные исследования позволили сделать вывод о том, что введение вместо гранитного щебня гидрофобного керамзитового гравия (в количестве 60 % от базового состава бетона) позволяет получать бетоны, уровень звукоизоляции которых обеспечивает максимальную эффективность изоляции ударного шума и равен 45,7-42,8 дБ в трёх частотах. Уровень звукопоглощения равен 39,8-49,7 дБ.

[1]. Streltsov K.A., Barabash I.V., Ksonshkevych L.N. Effect of aggregate type on strength of lightweight concrete//TECHNICAL JOURNAL Scientific professional journal of University North. 2014. P. 371-374

[2]. L.Ksonshkevych, I. Barabash, O. Krantovska, S. Synii, P. Sunak Disperse reinforced concrete with polycarboxylate additive on a mechanically activated binder: IOP Conference Series: Materials Science and Engineering №708(2019)012092 <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/708/1/012092>

[3]. Barabash, D. Harashenko Mechanoactivation of Portland cement in the technology of manufacturing the self-compacting concrete № 3/6 (93), 2018. – P 12-17.

[4]. Ksonshkevych L. Investigation of the structure of cement stone, obtaining and optimization of high-strength concrete on mechanically activated binder / L.Ksonshkevych, O.Krantovska, M.Petrov, S. Synii, A. Uhl// MATEC Web of Conferences 230, 03010 (2018).

LIGHTWEIGHT CONCRETE ON MECHANOACTIVATED BINDER

The proposed article is devoted to the study of the properties (strength, impact strength, sound absorption) of lightweight concrete used for frame-monolithic construction. Characterized by the well-known advantages (reduced load on the foundation, reduced consumption of reinforcement, as well as improved heat and sound insulation), lightweight concrete requires additional technological methods to achieve the necessary mechanical characteristics - compressive strength and impact strength. An alternative to the traditional preparation of concrete mixtures is offered a technology using a high-speed mixer-activator in the presence of ground chamotte, superplasticizer C-3 with the introduction of hydrophobic expanded clay gravel up to 70% of the amount of granite crushed stone. The use of mechanical activation leads to an increase in impact strength by 44% compared to the control, and makes it possible to obtain concretes, the level of sound insulation of which ensures the maximum efficiency of impact noise isolation and is equal to 45.7-42.8 dB at three frequencies. The sound absorption level is equal to 39.8-49.7 dB.

СТВОРЕННЯ КАНАТНИХ ТРАНСПОРТНИХ СИСТЕМ З САМОХІДНИМИ ВАГОНАМИ НА БАЗІ ПІДВІСНИХ КАНАТНИХ ДОРІГ

Куроп'ятник О.С., к. т. н., доц.

Дніпровський національний університет залізничного транспорту
імені академіка В. Лазаряна, м. Дніпро, kuropatnick@gmail.com

Підвісні канатні дороги (ПКД) є універсальним транспортним засобом, який має суттєві переваги над існуючими машинами, що забезпечують перевезення вантажів та людей. Обсяги витрат на спорудження та утримання ПКД є значно меншими, ніж відповідні величини, що характеризують інші види транспорту. При цьому тривалість циклу транспортування скорочується за рахунок реалізації можливості поєднання кінцевих (і проміжних, за необхідності) пунктів призначення за найкоротшою відстанню, що пояснюється малою залежністю траси ПКД від особливостей рельєфу місцевості. Сукупне врахування вказаних переваг підтверджує техніко-економічну доцільність використання канатних доріг як засобу вантажного та пасажирського (в т. ч. міського) транспорту.

У роботі [1] показано, що канатні транспортні системи з самохідними вагонами (КТС-СВ) мають перевагу в енергоефективності над іншими, більш розповсюдженими видами канатних доріг. Тому модернізація існуючих ПКД з метою їх перетворення у КТС-СВ та створення КТС-СВ «з нуля» є актуальними задачами.

Метою даної роботи є огляд і аналіз існуючих конструкцій підвісних канатних доріг щодо можливості їх використання як бази для створення канатних транспортних систем з самохідними вагонами.

За матеріалами сайту світового лідера у проектуванні підвісних канатних доріг (www.doppelmayr.com) можна виділити такі види ПКД: маятникові канатні дороги; групові канатні дороги; канатні дороги системи Funifor; канатні дороги системи Funitel; триканатні дороги типу 3S; комбіновані канатні дороги (кабіни та крісла); гондольні канатні дороги з відчипними кабінами; крісельні канатні дороги з відчипними кріслами; крісельні підйомники з фіксованими затискачами; буксирувальні підйомники; вантажні канатні дороги; транспортні системи спеціального призначення.

Названі дороги можна поділити на два типи: одноканатні дороги, які мають один або кілька несуче-тягових канатів (групові, Funitel, комбіновані, гондольні дороги, крісельні та буксирувальні підйомники всіх видів) та двоканатні дороги, в яких вагони рухаються по одному чи кількох несучих канатах, руху вагонам надає тяговий канат, один або декілька (маятникові,

Funifor, 3S). Вантажні дороги можуть бути як одноканатними, так і двоканатними. Кожна з цих доріг має так званий груповий привід, який надає руху всім вагонам через тяговий або несуче-тяговий канат. Такий привід розташовується на станції.

Принципова відмінність канатних транспортних систем із самохідними вагонами від існуючих видів ПКД полягає у конструкції рухомого складу: кожен із самохідних вагонів має власний, індивідуальний привід, розташований безпосередньо на вагоні, він надає руху приводним колесам. Джерело електричної енергії (акумулятор) розташовується в кабіні (наприклад, під сидіннями) з можливістю його підзарядки на станціях та від енергії, що вивільнюється під час руху вагона вниз [2]. Таким чином, одноканатні ПКД не можуть бути використані як база для створення КТС-СВ через відсутність несучих канатів, які сприймають вертикальне навантаження від ваги рухомого складу. Однак принцип конструювання вагонів та технологію організації транспортного процесу з використанням гондольних ПКД доцільно прийняти за основу для розробки КТС-СВ: вагони місткістю від 4 до 15 пасажирів рухаються уздовж замкненої кільцевої траси на певній однаковій відстані один від одного. При цьому обов'язковим є використання одного несучого каната (за аналогією до маятникових ПКД) чи кількох несучих канатів (як у ПКД типу Funifor та 3S).

Висновок. Аналіз існуючих конструкцій підвісних канатних доріг показав наявність теоретичної можливості використання двоканатних доріг з одним чи кількома несучими канатами як бази для створення канатних транспортних систем з самохідними вагонами. При цьому використання індивідуального приводу для кожного з вагонів передбачає вилучення з конструкції дороги групового приводу та тягових канатів, а отже, й переобладнання станцій для забезпечення можливості підзарядки акумуляторів вагонів. В основу організації транспортного процесу з використанням КТС-СВ доцільно покласти технології, що застосовуються під час експлуатації гондольних ПКД.

[1]. Raksha S. V., Kuropiatnyk O. S., Krasnoshchok O. L. Justification of criteria for ropeways energy efficiency. Science and Transport Progress. Bulletin of DNURT. 2019. № 6 (84). P. 60–71. DOI: <https://doi.org/10.15802/stp2019/195601>

[2]. Горячев Ю. К., Куропятник А. С., Измайлов М. Р. Исследование возможности использования резервов энергии приводов подвесных канатных дорог с учетом диаграмм окружных усилий. Наука та прогрес транспорту. Вісник Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту. 2014. № 3 (51). С. 109–116. DOI: <https://doi.org/10.15802/stp2014/25877>

CREATION OF ROPE-TRANSPORT SYSTEMS WITH SELF-PROPELLED CARS BASED ON AERIAL ROPEWAYS

This paper discusses the possibility of using existing aerial ropeways of various types as a base for creating rope-transport systems with self-propelled cars. It was found that single-

cable ropeways cannot be used for this purpose, while bicable ropeways need modernization. As a basis for the implementation of the transport process, it is expedient to apply the technology of the movement of the 3S gondola lifts, as well as to adopt some of the features of their design.

УДК 624.074.5

ОСНОВЫ АВТОМАТИЗАЦИИ ФОРМИРОВАНИЯ МАТРИЦ ЧИСЛЕННО-АНАЛИТИЧЕСКОГО МЕТОДА ГРАНИЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ ПРИ РАСЧЕТЕ ПРОСТРАНСТВЕННЫХ РАМНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

**Кушнир А.М.¹, к.т.н., доц., Кучменко И.М.², ассистент,
Чуб О.А.³, ассистент**

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одеса
1amkushnir84@gmail.com, 2111zayceva111@gmail.com, 3zanzara2317@gmail.com

Обширное применение пространственных рамных конструкций вызывает необходимость их расчета на прочность и устойчивость с целью обоснованного выбора параметров, от которых зависят величины напряжений и деформаций. Существующие методы расчета связаны со сложным математическим аппаратом, а также с рядом сложностей и условностей в моделировании отдельных элементов стержневых конструкций.

Практика инженерного проектирования требует наличия достоверных и альтернативных методик, которые позволяют определять величины расчетных усилий и перемещений, отображающие реальную работу конструкций.

В результате проведенных исследований и анализа результатов были выявлены общие закономерности формирования вектора неизвестных и матрицы коэффициентов ЧА МГЭ при расчете пространственных рамных конструкций. Сформулированы основные принципы автоматизации формирования матриц ЧА МГЭ при расчете пространственных упругих рамных конструкций на примере пространственной рамной конструкции.

Составлен алгоритм и реализована программа позволяющая, рассчитывать, пространственные рамные конструкции в упругой стадии работы, в системе компьютерной математики MatLab.

[1]. Дашенко А.Ф., Коломиец Л.В., Оробей В.Ф., Сурьянинов Н.Г. Численно-аналитический метод граничных элементов. Том 1, 2. ВМВ, Одесса, 2010. – 451 с.

[2]. Ковров А.В., Кушнир А.М., Ковтуненко А.В. К применению численно-аналитического метода граничных элементов для расчёта пространственных рамных

конструкций. Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури. Вип. №40, Одеса, ОДАБА, 2010. С.117-123.

[3]. Оробей В. Ф., Ковров А. В. Решение задач статики, динамики и устойчивости стержневых систем. Применение метода граничных элементов: Учебное пособие – Одесса, 2004. – 122 с.

BASICS OF AUTOMATION IN THE FORMATION OF MATRICES OF THE NUMERICAL-ANALYTICAL METHOD OF THE BOUNDARY ELEMENTS IN CALCULATION OF SPATIAL FRAME STRUCTURES

The basic principles of the methodology for automating the formation of matrices of the numerical-analytical method of boundary elements (BEM) for the calculation of spatial frame structures are presented.

УДК 691.32:624.142

УСКОРЕННАЯ ОЦЕНКА МОРОЗОСТОЙКОСТИ БЕТОНА С УЧЕТОМ РЕАЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ЭКСПЛУАТАЦИИ БЕТОННОЙ КОНСТРУКЦИИ

Лаповская С.Д.¹, д.т.н., проф., Демченко Т.Н.², с.н.с.

Государственное предприятие «Украинский научно-исследовательский и проектно-конструкторский институт строительных материалов и изделий «НИИСМИ», Киев, labbmsp@ukr.net, tatyana29demch@gmail.com

Клапченко В.И.³, к.т.н., доцент, Краснянский Г.Е.⁴, к.ф-м.н, доцент

Киевский национальный университет строительства и архитектуры, Киев, klapchenko.vi@knuba.edu.ua, krasnianskyi.giu@knuba.edu.ua

1. Введение

В основе стандартных методов определения морозостойкости бетонов, приведенных в действующих нормативных документах, лежит метод фиксации количества циклов объемного (всестороннего) замораживания и оттаивания специально изготовленных бетонных образцов, в проектном возрасте, установленном в нормативно-технической или проектной документации после достижения им прочности на сжатие, соответствующей его классу. Т.е. образцы, предназначенные для испытаний морозостойкости, не подвергаются эксплуатационным воздействиям и, соответственно, не теряют эксплуатационных свойств до испытаний. Однако, такой подход имеет ряд существенных недостатков и не всегда соответствует требованиям производства строительных материалов.

Как известно, условия лабораторных исследований отличаются от реальных условий, в которых находится данный материал в реальных конструкциях и сооружениях. В первую очередь, значения реальных отрицательных температур, при которых эксплуатируются бетонные

конструкции, обычно отличаются от температуры -18°C , при которой проводятся испытания в соответствии с действующими стандартами. Количество переходов через ноль в холодный период года, например, для Украины по данным государственного Гидрометеорологического центра, оставляет от 45 до 60. Кроме того, в большинстве случаев бетонные конструкции подвергаются одностороннему замораживанию, а корреляционная взаимосвязь этого процесса с процессом всестороннего замораживания до сих пор не найдена.

Современные исследования механизмов морозного разрушения бетона [1, 2] в основном базируются на работах Пауэрса. В соответствии с современными представлениями одной из главных причин повреждений бетона при замораживании является расширение воды, содержащейся в порах, при ее переходе в лед. По данным Пауэрса [3] при перемещении воды из замораживаемых областей возникает гидравлическое давление, которое вызывает напряжения, приводящие к деструкции. В соответствии с [4] деструктивные деформации бетона могут быть вызваны причинами, не связанными с увеличением объема воды при кристаллизации.

Находящаяся в гелевых порах переохлажденная жидкость обладает большей свободной энергией по сравнению со льдом в капиллярах. В результате переноса жидкости в капилляры происходит рост в них объема льда, что вызывает дополнительные внутренние напряжения в бетоне. Замораживание воды в крупных порах вызывает различия в концентрации солей, в результате чего возникает осмотическое давление, также приводящее к повреждениям бетона.

Предположение что морозостойкость материала (F), выраженная числом циклов, при изменении максимальной температуры замораживания должна быть обратно пропорциональна объему замерзшей воды в материале при этой максимальной температуре согласуется с известными полумпирическими корреляционными зависимостями между морозостойкостью и содержанием льда в бетоне [5].

В бетоне, который в реальных условиях эксплуатации подвергается одностороннему замораживанию, вследствие неоднородности распределения влаги проходят интенсивные процессы массопереноса, которые существенно влияют на его стойкость к знакопеременным температурным нагрузкам. В то же время, кондуктометрические методы обладают высокой чувствительностью к физико-химическим процессам, происходящим в бетоне, в частности таким, как изменение фазового состояния поровой влаги, ее химического состава, концентрации и температуры [6]. В силу этого измерения электропроводности могут быть использованы для получения дополнительной информации о морозостойкости бетона при одностороннем замораживании. Наблюдаемые при этом особенности поведения электропроводности могут быть интерпретированы на основании существующих представлений о кинетике льдообразования и диффузии влаги в капиллярно-пористых материалах [7, 8].

2. Методика эксперимента

Ранее было проведено исследование морозостойкости бетона при разных температурах замораживания по предлагаемому способу на трех сериях образцов-кубов керамзитобетона плотностью $\rho_1 = 1450 \text{ кг/м}^3$, $\rho_2 = 1650 \text{ кг/м}^3$, $\rho_3 = 1960 \text{ кг/м}^3$. Методика эксперимента подробно описана в [9].

3. Результаты и их обсуждение

Экспериментальные и рассчитанные значения морозостойкости образцов керамзитобетона при разных температурах показаны в таблице и на рис.1 [9].

Таблица 1

Экспериментальные и рассчитанные значения морозостойкости образцов керамзитобетона при разных температурах замораживания

t (°C)	F , циклы – средние значения					
	серия 1 ($U_m=3,02\%$)		серия 2 ($U_m=4,12\%$)		серия 3 ($U_m=6,55\%$)	
	эксп.	расчет	эксп.	расчет	эксп.	расчет
-5		49	78	77		123
-10	36	32	59	55	98	90
-18	23	-	41	-	75	-
-35		17	34	32		60
-40		16	25	30		57

Значения морозостойкости, найденные прямыми измерениями и путем расчета, различаются для каждой серии образцов не более, чем экспериментальные значения для каждого из шести образцов одной серии. Эти данные подтверждают возможность использования предлагаемого способа оценки морозостойкости бетона при разных температурах замораживания и, соответственно, справедливость положенной в основу расчета модели. Более того, они свидетельствуют о том, что в исследованном температурном интервале от 0 до -40 °C преобладает, по-видимому, один и тот же механизм морозного разрушения.

На основе данных проведенных исследований можно рассчитывать морозостойкость бетонов и других строительных материалов при любой температуре, используя результаты измерений при -18 °C. Такой расчет позволяет существенно экономить время и затраты по сравнению с таковыми при прямом эксперименте.

Для более детального изучения механизмов морозного разрушения стройматериалов необходимо одновременно иметь информацию о кинетике льдообразования и миграции влаги в процессе их одностороннего замораживания.

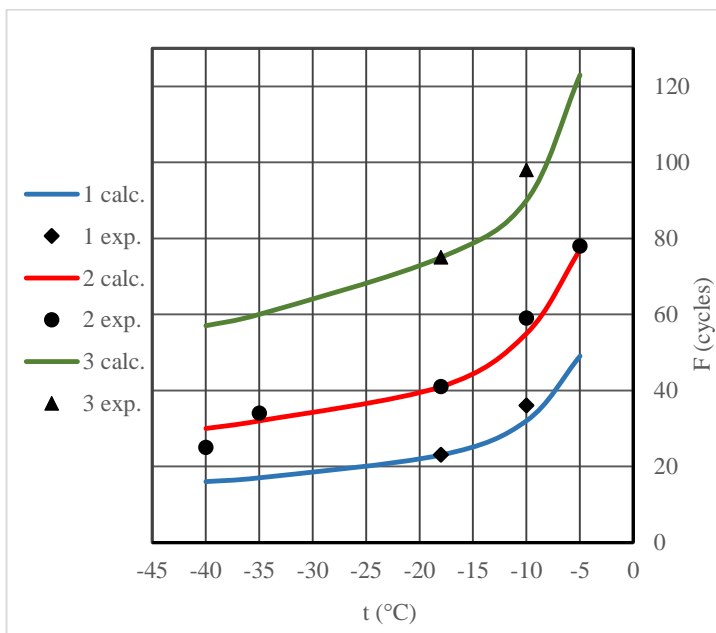


Рис. 1. Зависимость морозостойкости образцов керамзитобетона от температуры замораживания (нумерация кривых соответствует табл. 1)

Одним из перспективных и интересных с научной точки зрения направлений практического использования предложенной методики является оценка морозостойкости ячеистых бетонов автоклавного твердения.

Стойкость ячеистого бетона при попеременном замораживании-оттаивании, которая является главным фактором, определяющим возможность его применения в условиях холодного климата, непосредственно связана с влажностными свойствами бетона, зависящими от величины и характера его пористости, состояния поверхности твердой фазы. Чем меньше общая пористость, тем выше морозостойкость. В то же время для ее повышения важно, чтобы в бетоне были равномерно распределены мелкие сферические поры, служащие резервуарами, в которые может мигрировать образующийся при замораживании избыток воды.

Как известно, для ячеистых бетонов действующими стандартами не предусмотрены ускоренные методы определения стойкости к поочередному замораживанию и оттаиванию. В то же время, усовершенствование технологии производства изделий из этого энергоэффективного конструкционно-теплоизоляционного строительного материала позволило повысить морозостойкость бетона до 100 циклов.

Стандартная методика определения морозостойкости ячеистого бетона включает в себя циклическое замораживание водонасыщенных образцов на воздухе с температурой $(-15 \pm 2)^\circ\text{C}$ в течение не менее 8 часов, а затем

оттаивание в камере с относительной влажностью воздуха не менее 95% при комнатной температуре в течение 4-6 часов. Т.е, при определении морозостойкости традиционным (стандартизированным) способом, результат возможно получить не ранее, чем через 2 в случае использования автоматической камеры и 4-5 месяцев при ее отсутствии.

Институтом НИИСМИ совместно с кафедрой физики КНУСА начаты поисковые исследования с целью определения применимости и работоспособности предложенного способа ускоренной оценки морозостойкости для конструкционно-теплоизоляционных ячеистых бетонов автоклавного твердения. В ходе эксперимента будут исследованы автоклавные газобетоны плотностью от 350 кг/м³ до 500 кг/м³, производимые действующими предприятиями.

Для проведения исследований на действующих предприятиях были отобраны готовые изделия из автоклавного газобетона марок по плотности в сухом состоянии D350, D400 и D500 и из них изготовлены отдельные серии образцов-кубов размером 100x100x100 мм. На трех образцах из каждой серии определяли коэффициент капиллярного водопоглощения воды по стандартному для стеновых материалов методу (EN 772-11). Три оставшиеся после испытаний прочности образца каждой серии дробили и отбирали с помощью сита фракцию со средним размером 3-5 мм для исследования равновесных водоудерживающих свойств.

Измерения равновесных водоудерживающих характеристик экспериментальных образцов ячеистого бетона будет проведено известным методом определения изобар адсорбции [10]. Для целей данного исследования предполагается определять не полную изобару адсорбции, а лишь влагосодержания при трех фиксированных значениях относительной влажности φ : 0,3; 0,6 и 0,95. Коэффициент диффузии влаги D исследуемых образцов ячеистого бетона будет определен по кинетике капиллярной пропитки [11] полностью погруженных в воду образцов. Максимальное влагосодержание U_m образцов будет определено как относительное количество влаги, поглощенной пористым материалом при его контакте с водой, по отношению к сухой массе m_0 материала:

$$U_m = \frac{m_s - m_0}{m_0}, \quad (1)$$

где m_s – масса насыщенного водой образца.

Полученные значения максимального влагосодержания позволят определить открытую пористость исследуемых дисперсных материалов как отношение объема поглощенной влаги V_{H_2O} к объему образца V_0 :

$$P_O = \frac{V_{H_2O}}{V_0} = \frac{\rho_0}{\rho_{H_2O}} \cdot U_m, \quad (2)$$

где ρ_0 , ρ_{H_2O} – плотности сухого образца и воды, соответственно.

Определение морозостойкости образцов автоклавного газобетона плотности в сухом состоянии D350, D400 и D500 будет выполнено традиционным (стандартизированным) способом и в соответствии с разработанной методикой. Результаты исследований будут описаны в следующей статье.

4. Выводы

Предлагаемый экспериментально-аналитический способ оценки морозостойкости бетона при разных температурах замораживания позволяет при небольших затратах времени получить более полную информацию о поведении строительных материалов при воздействии знакопеременных температур в условиях различного начального влагосодержания, чем предусмотрено действующими стандартизированными методиками. Анализ зависимости морозостойкости от температуры дает возможность также выявить области температур, где она изменяется наиболее сильно, и сдвигать, при необходимости, эти области в сторону более низких или высоких температур за счет корректирования состава и технологии производства бетона.

- [1]. Ramachandran V S, Feldman R F and Beaudoin J J 1981 Concrete Science: Treatise on Current Research (London: Heyden)
- [2]. Concrete technology / A.M. Neville, J.J. Brooks 2nd ed., 442 p. Published Harlow, England: Prentice Hall, [2010]
- [3]. Powers T C 1945 Basic considerations pertaining to freezing and thawing tests Proc. Am. Concrete Inst. **41**, 245-272
- [4]. Powers T C and Helmuth R A 1953 Theory of volume changes in hardened portland cement paste during freezing Proc. Highw. Res. Board **32** 285-297
- [5]. Dvorkin L., Dvorkin O., Ribakov Y. Multi – Parametric Concrete Compositions Design, Nova Science Publishers, Inc. New York, 2013.– 223p.
- [6]. Краснянский Г.Е., Азнаурян И.А., Кучерова Г.В. Методика электрофизических исследований бетона на ранних стадиях твердения. Містобудування та територіальне планування. 50, с.310-315
- [7]. Фельдман Г.М. Передвижение влаги в талых и промерзающих грунтах. Н-ск: Изд-е «Наука» сиб. отд-е, 1988. - 257 с.
- [8]. Горчаков Г. И., Капкин М. М., Скрамтаев Б. Г. Повышение морозостойкости бетона в конструкциях промышленных и гидротехнических сооружений. –М.: Стройиздат, 1965. – 195 с.
- [9]. Evaluation of the frost resistance of concrete in real operating conditions S. D. Lapovska, G. Iu. Krasnianskyi, V. I. Klapchenko, I. O. Aznaurian IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. -2020. - Vol. 907. - 012039. DOI 10.1088/1757-899X/907/1/012039
- [10]. Gregg S J and Sing K S W 1982 Adsorption, Surface Area and Porosity (London: Academic Press)
- [11]. Казанский В М и Клапченко В И 1981 Метод измерения коэффициента диффузии влаги в дисперсных телах по кинетике капиллярной пропитки Промышленная теплотехника **3(№5)** 92-5
- [12]. Ramachandran V S, Feldman R F and Beaudoin J J 1981 Concrete Science: Treatise on Current Research (London: Heyden)

ACCELERATED ASSESSMENT OF FROST RESISTANCE OF CONCRETE, TAKING INTO ACCOUNT THE CONDITIONS OF OPERATION OF CONCRETE STRUCTURE

The article proposes a method of accelerated assessment of the resistance of concrete to alternating freezing and thawing, which takes into account the actual operating temperatures of concrete structures and products. The method also uses the results of measurements obtained at temperatures regulated by current product standards and test methods. According to the proposed method, the frost resistance of concrete is assessed by the amount of water freezing at different temperatures, which is determined on the basis of the measured isobar adsorption and the ratio between the freezing temperature of water in concrete pores and relative humidity. The adequacy of the model based on the calculation is confirmed by comparing the calculated values of frost resistance of concrete with those obtained on the basis of direct measurements. Information on the frost resistance of concrete during unilateral freezing by the conductometric method was obtained by determining the kinetics of moisture diffusion and ice. It is shown that depending on the capillary-porous structure and initial storage conditions of concrete samples, the application of this method allows to establish the propagation velocities of the ice formation and water diffusion front and the corresponding freezing depth. As a result of the conducted researches the more detailed picture of behavior of concrete at alternating temperature loading, in comparison with the test methods established by the current regulatory documents is received.

УДК 629.4.027

ОПТИМІЗАЦІЯ КОНСТРУКЦІЇ АДАПТЕРА КАСЕТНОГО ПІДШИПНИКОВОГО ВУЗЛА

**Мартинів І.Е., д.т.н., проф., Шовкун В. О., к.т.н, ст. викл.,
Кладько Н. С., аспірант**

Український державний університет залізничного транспорту, м. Харків,
kladkonadiia@gmail.com

Головними елементами буксового підшипникового вузла вагону, що впливають на його довговічність, є підшипники. Дослідивши конструкцію конічного підшипникового вузла вантажного вагону та проаналізувавши ряд досліджень [1-4] було вирішено задачу мінімізації напружень, що виникають між роликками у зоні навантаження та напружень вздовж твірної ролика, звести до оптимізації конструкції адаптера. Було висунуто припущення, що збільшення довговічності буксових підшипників можливо за рахунок зміни геометрії горизонтальних та вертикальних напрямних (опорних та упорних поверхонь адаптера), через які передаються сили та напруження від бічної рами візка. Підбір комбінації таких змін повинен забезпечити більш сприятливе розподілення напружень як між роликками, так і вздовж твірної

ролика. При цьому необхідно забезпечити відсутність додаткових концентрацій напружень у зонах, які зазнають змін.

Дослідження напружено-деформованого стану підшипникового вузла виконувався в програмному комплексі ANSYS Mechanical. Вихідні умови по заданим навантаженням отримані з аналізу розрахункових даних для критичних напружень в моделі підшипникового вузла з типовою конструкцією адаптера.

Сутність запропонованої оптимізації конструкції полягає в заміні плоскої опорної контактної поверхні на циліндричну контактну поверхню з великим радіусом описаного кола. Це зроблено з метою усунення заклинювання і крайового обпирання в буксовому отворі при кутових коливаннях ходових частин і забіганні бічних рам у візку.

На кожному етапі розрахунку проводиться аналіз залежностей напружень σ , що виникають в конструкції, від параметра, що досліджується. Остаточний вибір параметра проводиться за критерієм мінімального напруження, і подальший розрахунок проводиться з урахуванням зміни параметрів. Після цього здійснюється розрахунок виникаючих напружень від діючого навантаження для розрахованих параметрів. Методика передбачає багато-прохідний аналіз. Результати для кожного проходу фіксуються і аналізуються для максимальних навантажень.

У процесі розв'язання задачі оптимізації звичайно необхідно знайти оптимальні значення деяких параметрів, що визначають дану задачу [5]

Завдання параметричної оптимізації конструкції корпусу адаптера було зведено до задачі лінійного програмування. Задачею лінійного програмування є задача знаходження мінімуму лінійної цільової функції.

В якості цільової функції F розглянемо рівень максимальних напружень вздовж утворюючої ролика. Задача оптимізації буде полягати в мінімізації напружень на кінцях роликів та матиме наступний вигляд:

$$\max_v \sigma_{екв}^{i,j}(x) \leq [\sigma]_{i,j}$$

де σ_i – значення напружень вздовж утворюючої ролика;

i – ролик, що знаходиться в зоні навантаження;

j - номер варіанта оптимізації;

$\max_v \sigma_{екв}^{i,j}(x)$ - максимальне еквівалентне напруження, що виникає в i -му ролику підконструкції, яке визначається за прийнятою гіпотезою або теорією міцності при j -му варіанті оптимізації;

$[\sigma]$ - допустиме напруження для матеріалу роликів.

При розрахунках напружено-деформованого стану було встановлено залежність напружень від радіусу скруглення опорної поверхні та куту нахилу напрямних адаптера буксового вузла.

Виконання контактних поверхонь циліндричної форми малої кривизни дозволяє підвищити надійність роботи підшипникового вузла за рахунок зменшення зносу контактуючих поверхонь, більш рівномірного розподілу навантажень на підшипникові вузли за рахунок зменшення завантаженості кромки поверхонь адаптера, що контактують з буксовими прорізом бічної рами при її коливаннях щодо вертикальній площині і при забіганні в візку її бічних рам - однієї відносно іншої.

[1]. Yang K., Zhang G., Wang Y.W., Cai S. Finite element analysis on contact stress of high-speed railway bearings. The 2nd International Workshop on Materials Science and Mechanical Engineering. IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering 504(1):012073. 2019.

[2]. Ruben Lostado, Roberto Fernandez Martinez, Bryan J. Mac Donal. Determination of the contact stresses in double-row tapered roller bearings using the finite element method, experimental analysis and analytical models. Journal of Mechanical Science and Technology. 2015. № 29 (11). С. 4645–4656.

[3]. Lin F., Zhao Y.X. Finite Element Analysis on the Fatigue Stresses of a Railway Vehicle Roller Bearing. Trans Tech Publications, Advanced materials research, ISSN: 1662-8985, Switzerland. 2008. Т. 44-46. С. 935–941.

[4]. Гиршфельд А. М. Моделирование и оптимизация внутренней конструкции кассетных подшипников для пространства колеи 1520 / А. М. Гиршфельд, Э. А. Симсон // Вісник Національного технічного університету "ХПИ". Сер.: Машинознавство та САПР: зб. наук. пр. – Харків: НТУ "ХПИ", 2020. – № 1. – С. 10-18.

[5]. Лященко М.Я. Чисельні методи / М.Я. Лященко, М.С. Головань // Підручник. – Київ: Либідь, 1996. – 288 с

OPTIMIZATION OF THE CASSETTE BEARING UNIT ADAPTER CONSTRUCTION

Finite element method was taken as the main method of research. At the first stage mathematical model included adapter, double row outer ring, tapered rollers, two inner rings and wheel set axle.

At the second stage, the features of the influence of the adapter design on the load distribution in the bearing assembly were investigated. The authors have developed a complex multi-contact finite element model for analyzing the stress-strain state, strength and durability of the tapered "cassette" for the 1520 track space. The main regularities of the stress-strain state and the optimal design of the adapter have been found.

СОСТАВ РАБОТ ПО ОПРЕДЕЛЕНИЮ МЕТРОЛОГИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК НА ОСНОВНЫХ СТАДИЯХ СОЗДАНИЯ КОМПОЗИТНЫХ КОНСТРУКЦИЙ АГРЕГАТОВ ВОЗДУШНЫХ СУДОВ ТРАНСПОРТНОЙ КАТЕГОРИИ

Майорова Е.В., к.т.н., доцент

Национальный аэрокосмический университет им. Н.Е. Жуковского
«Харьковский авиационный институт», г. Харьков, kate.majorova@ukr.net

Журибеда М.Н., главный метролог

Государственное предприятие «Антонов», г. Киев

На основе анализа многочисленных публикаций по проблеме метрологического сопровождения основных стадий создания технической продукции [1] авторами установлены основные виды измерений метрологических характеристик композитных конструкций агрегатов воздушных судов (ВС) транспортной категории (ТК) (рис. 1), а также определены составы номенклатуры работ по метрологическому обеспечению основных стадий существования этих конструкций.



Рис. 1. Виды определений (измерений) метрологических характеристик композитных конструкций агрегатов ВС ТК

Выделены 12 основных видов измерений параметров, на которых базируется все многообразие производных физических величин и описание свойств и характеристик конструкций из полимерных композиционных материалов (ПКМ) агрегатов ВС ТК (рис. 2).

1	Определение номенклатуры и нормирование параметров конструкций из ПКМ, требований к погрешностям их измерения, в том числе контролируемых в процессе эксплуатации
2	Выбор методов контроля технического состояния конструкции из ПКМ, определение метрологических требований к диапазону измерений параметров точности и условий эксплуатации
3	Определение номенклатуры типов средств измерений и контроля конструкции из ПКМ и средств поверки
4	Определение перечня требований к контролепригодности конструкции из ПКМ
5	Разработка требований к метрологическому обеспечению программы испытаний конструкции из ПКМ и точностным характеристикам средств испытаний
6	Разработка методов и средств поверки измерений, входящих в состав конструкции из ПКМ
7	Выбор и обоснование средств контроля конструкции из ПКМ в процессе эксплуатации самолета
8	Организация и проведение метрологической экспертизы конструкторской и технологической документации на конструкцию из ПКМ, устранение замечаний
9	Разработка программы и методики предварительных испытаний опытной конструкции из ПКМ, проведение метрологической экспертизы программы
10	Проведение метрологической экспертизы предварительных испытаний конструкции из ПКМ, устранение замечаний
11	Определение фактических значений основных параметров конструкции из ПКМ при проведении испытаний и оценка их соответствия техническому заданию
12	Устранение дефектов и отклонений от требований технического задания на конструкцию из ПКМ

Рис. 2. Основные работы по метрологическому обеспечению на стадии проектирования композитных конструкций агрегатов ВС ТК

Состав работ по метрологическому обеспечению на стадии производства композитных конструкций агрегатов ВС ТК выделен в семь блоков (рис. 3). Анализ публикаций, посвященных этим вопросам [2-4] и др. показывает, что к числу основных задач метрологического обеспечения следует отнести определение основных направлений развития метрологического обеспечения и путей наиболее эффективного использования научных и технических достижений в этой области [2], а также осуществление программного планирования метрологического обеспечения, увязанного с развитием изделий рассматриваемого класса.

1	Анализ возможностей и организация работ по метрологическому обеспечению утилизации конструкций из ПКМ
2	Разработка технического задания на комплекс работ по утилизации конструкций из ПКМ в агрегатах ВС ТК
3	Метрологическая экспертиза конструкторской и технологической документации, разработанной предприятием, утилизирующим конструкции из ПКМ
4	Установление параметров и характеристик технологических процессов утилизации конструкций из ПКМ, обеспечивающих технику безопасности при выполнении работ
5	Выбор и назначение методов и средств измерений характеристик безопасных технологических процессов утилизации, обеспечивающих нормы охраны труда и экологической безопасности
6	Установление возможностей вторичного использования продуктов утилизации конструкций из ПКМ и разработка технических условий на производство вторичных продуктов из утилизированных конструкций из ПКМ
7	Уточнение состава контролируемых параметров качества продуктов утилизации конструкций из ПКМ и их соответствие техническим требованиям

Рис. 3. Основные работы по метрологическому обеспечению на стадии производства композитных конструкций агрегатов ВС ТК

Метрологическое обеспечение осуществляется в соответствии с требованиями, установленными в стандартах Государственной и отраслевой продукции. Готовность предприятия к метрологическому обеспечению выпускаемых изделий заключается в наличии нормативной и технической документации, средств измерений и контроля, поверочного и испытательного оборудования, специалистов необходимой квалификации и условий, обеспечивающих измерение с требуемой точностью и достоверностью.

Реализация задач метрологического обеспечения на предприятии-разработчике должна осуществляться на этапах: разработки конструкторской документации; технологической подготовки опытного производства; опытного производства композитных конструкций агрегатов ВС ТК, испытаний опытного образца изделий, а также эксплуатация и его утилизация.

Задачи метрологического обеспечения на предприятиях-изготовителях объекта должны решаться в ходе технологической подготовки серийного производства и испытаний установочной серии изделий, а также учитывать особенности эксплуатации самолета и утилизации элементов композитных конструкций в аспектах безопасности работ и экономической эффективности их результатов.

Приведенные результаты в первом приближении обеспечивают решение практически важных аспектов обсуждаемой темы.

- [1]. Саранча Г.А. (2006). Метрологія, стандартизація, відповідальність, акредитація та управління якістю. Київ: Центр навчальної літератури. 672 с.
- [2]. Дорожевець М., Мютало В. & Стадник В. (2005). Основи метрології та вимірювальної техніки. (Т. 1). Львів: Львівська політехніка. 532 с.
- [3]. Боженко, Л.І. (2004). Метрологія, стандартизація, сертифікація та акредитація. Львів: Адена. 326 с.
- [4]. Бичківський Р.В., Столярчук П.І. & Гамула П.Р. (2004). Метрологія, стандартизація, управління якістю. (2-е вид.). Львів: Видавництво Національного університету «Львівська Політехніка». 580 с.

WORK STATEMENT ON DETERMINING METROLOGICAL CHARACTERISTICS AT THE MAIN STAGES OF COMPOSITE STRUCTURES CRIATION OF THE TRANSPORT CATEGORY AIRCRAFT UNITS

The results of the analysis of the problems of metrological support of the main stages of creating technical products for composite structures of the transport category (TC) aircraft units (AU) are shown. The determination (measurements) main types of the metrological characteristics of composite structures units of the TC AU are distinguished: mechanical, geometric, thermophysical and temperature, acoustic and etc. 12 main types of work on metrological support at the design stages of composite structures aircraft units of the TC are determined, on which the whole variety of production physical quantities and the description of the properties and characteristics of composite structures aircraft units of the TC are based.

УДК 539.375

ДО ПИТАННЯ ПРО ПОВЕРХНЕВЕ ЗНОШУВАННЯ ВИКРУЖОК ГОЛОВОК ЗАЛІЗНИЧНИХ РЕЙОК НА КРИВИХ ДІЛЯНКАХ КОЛІЇ

Марченко Г.П., к.фіз.-мат.н.

Фізико-механічний інститут ім. Г.В.Карпенка НАН України, м. Львів,
mhp@ipm.lviv.ua

Солтис І.Ф., к.фіз.-мат.н., доц.

Національний лісотехнічний університет України, м. Львів, soltys@nltu.edu.ua

Турчин О.Ю., к.фіз.-мат.н., доц.

Національний лісотехнічний університет України, м. Львів,
turchynolha@gmail.com

Останнім часом на залізницях багатьох країн світу з року в рік зростають як вага перевезених вантажів, так і сама кількість цих

вантажоперевезень, а також швидкість руху поїздів. І як результат, рейки колії постійно знаходяться в ускладнених експлуатаційних умовах, обумовлених таким повторним контактним впливом коліс рухомого складу. У зв'язку з цим перед інженерною практикою гостро постає питання зносу в системі колесо-рейка, особливо на криволінійних ділянках колії внаслідок контактано-втомних пошкоджень зовнішніх рейок і які з'являються перш за все на внутрішній грані головки рейок.

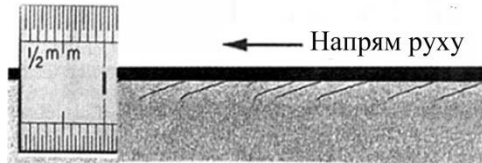


Рис. 1. Поверхневі дефекти НС в головці рейки

На сьогодні такі дефекти контактано-втомного походження дуже часто стали розвиватися від множинних паралельних тріщин головки (дефекти типу "head check", далі НС, див. рис. 1) які зазвичай спостерігаються на швидкісних лініях в кривих з радіусом 500-3000 м на верхній поверхні викружки, що з'єднує верхню і бічну поверхні головки. При цьому всі вони розвиваються під кутом близько 20° до поверхні рейки в напрямку руху рухомого складу. А випадки проникнення якихось із цих тріщин на глибину більше 10 мм стали носити масовий характер. Слід також зауважити, що у нас ці пошкодження поки що не включені в перелік стандартних типів дефектів головки рейок, хоча в європейських країнах вони введені в розгляд давно – дефекти 2233 в міжнародному класифікаторі дефектів рейкового шляху UIC 712 R.

Такий бічний знос рейок в значній мірі визначається напружено-деформованим станом поверхневого шару в області контакту рейки з колесами рухомого складу. Коефіцієнти інтенсивності напружень у вершині тріщини місці виникнення найбільшої концентрації напружень і одночасно місці подальшого руйнування матеріалу визначали методом сингулярних інтегральних рівнянь [1]. Для моделювання контактної взаємодії колеса з рейкою використовували двовимірну модельну схему Кіра Брайанта [2]. Запропонована нами розрахункова методика враховує зміну напруженого стану рейки, спричинену як видовженням тріщини, так і переміщенням колеса (зміною контактного навантаження) у циклі кочення, а також можливу зміну механізму руйнування в процесі поширення тріщини і тертя між їх берегами.

Було встановлено, що спочатку тріщини ростуть майже прямолінійно за зсувним механізмом – початкова стадія їх повільного зростання. Після цього настає стадія швидкого зростання, коли злиття НС може призвести до розкришування викружки головки рейки. Тут ріст НС прискорюється при

попаданні на уражену ділянку води або мастильних матеріалів. Або ж можливий випадок, коли одна з тріщин НС розвивається настільки, що з часом перетворюється в поперечну тріщину нормального розриву і це призводить до зламу рейки. Подано рекомендації для інженерної практики щодо технологічних процесів відновлення службових властивостей рейок.

[1]. Панасюк В.В., Саврук М.П., Дацьшин А.П. Распределение напряжений около трещин в пластинах и оболочках. – Киев: Наук. думка, 1976. – 444 с.

[2]. Keer L.M., Bryant M.D. A pitting model for rolling contact fatigue // Trans. ASME: J. Lubric. Technol. – 1983. – Vol. 105, № 2. – P. 198–205.

ON THE PROBLEM OF SURFACE WEAR OF GAUGE CORNERS OF RAILROAD RAIL HEADS IN CURVED TRACK

Gauge corner wear of railroad rails is a serious problem for engineering practice due to the danger of creating accidents on railroad transport. The study of this damage has been performed using the Keer-Bryant model scheme by the method of singular integral equations. The obtained data allow to clarify the nature of head checks under different operating conditions of the railroad track. Some recommendations for engineering practice have been given.

УДК 624.042

МОДЕЛЮВАННЯ ВІТРОВИХ ВПЛИВІВ НА СИЛОСИ ТА СИЛОСНІ ПАРКИ

Махінько А.В., д.т.н., с.н.с.

Інжинірингова фірма «Етуаль», м. Київ, pasargada1981@gmail.com

Махінько Н.О., д.т.н.

Національний авіаційний університет, м. Київ, pasargada1985@gmail.com

Вітрові впливи на порожні циліндричні силоси для зберігання зерна є одним з небезпечних видів завантаження, яке досить часто призводить до їх руйнування. Для визначення величини та характеру розподілу вітрового навантаження на поверхні ємності, застосовуються нормативні методики [1, 2]. Також з цією метою проведено багато теоретичних та експериментальних досліджень [3-5]. Проте можливість використання отриманих матеріалів, при проектуванні сучасних силосів та силосних парків, викликає ряд питань. В першу чергу це пов'язано з тим, що основні відомості про обтікання вітровим потоком споруд циліндричної форми були отримані для моделей з числом Рейнольдса набагато меншим за відповідне значення, характерне для силосів. По-друге силоси за рахунок гофрованих стінок та присутності великої кількості ребер жорсткості мають досить шорстку структуру, що в свою чергу провокує появу складних пристінкових ефектів, які збільшують

навантаження на корпус. Третьою причиною є питання відсутності або недостатності в нормах проектування інформації, щодо врахування вітрових навантажень на споруди циліндричної форми, які частково чи повністю перебувають у вітровій тіні інших об'єктів, що є типовою ситуацією для силосних парків в складі елеваторного комплексу.

Сучасний розвиток обчислювальної техніки та програмної реалізації методу контрольних об'ємів надає можливість здійснювати комп'ютерне моделювання вітрових впливів на споруди, уникаючи зазначених недоліків. Зокрема з'являється можливість для реалізації режимів обтікання з високими числами Рейнольдса, які не можливо відтворити в аеродинамічних трубах.

В рамках проведеного чисельного експерименту був отриманий не тільки величезний масив даних по аеродинамічному опору силосних ємностей, але й розроблена спеціальна методика математичного моделювання вітрових впливів на обраний клас споруд. Методика являє собою єдиний програмний модуль для платформи Ansys Workbench, який в автоматичному режимі формує оптимальну розрахункову область, виконує оцінку вітрових навантажень на силосну ємність та експортує отримані навантаження у програми міцнісного аналізу для виконання розрахунків на міцність та деформативність. Для верифікації створеної розрахункової методики було проведене комп'ютерне моделювання обтікання циліндра у двовимірній постановці діаметром 100 мм при значенні числа Рейнольдса $Re = 3900$. Вибір даних вихідних параметрів, обумовлений їх частим застосуванням для тестових задач [3-5]. Представницькими характеристиками були обрані розподіл середніх значень аеродинамічних коефіцієнтів за контуром та коефіцієнт лобового опору. З огляду на те, що програмний комплекс ANSYS CFX не передбачає проведення класичних двовимірних аеродинамічних розрахунків, то застосовувалась псевдодвовимірна постановка, коли за висотою циліндра генерується одна чарунка. Якість сітки приймалася на основі моделювання шести варіантів. На рис. 1 відображено візуальне розташування чарунок розрахункової області та в збільшеному масштабі поблизу циліндричного тіла для двох розглянутих варіантів сіток. З розглянутих варіантів був обраний еталонний, що показав найбільшу відповідність експериментальним значенням.

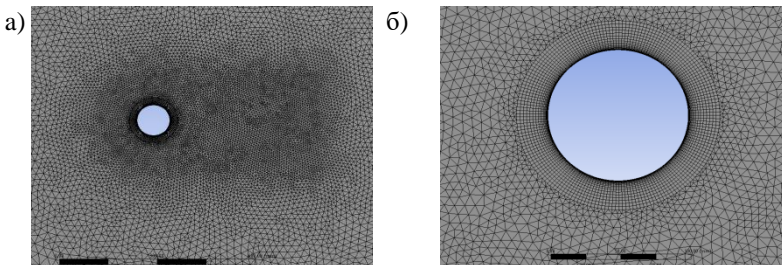


Рис. 1. Марка розрахункової сітки області (а) та її збільшений фрагмент (б) навколо циліндра

Наступним етапом стало дослідження турбулентного обтікання циліндра в 2D-постановці в двох варіантах – ізольоване тіло у вільному повітряному потоці та циліндр поблизу перешкоди, в якості якої був обраний нескінченно довгий шорсткий екран. Модель повітряного потоку приймалася з постійними фізичними властивостями. Було обрано чотири швидкісних режими вітру, які відповідають закритичному режиму обтікання циліндра. Загальна картина турбулентного обтікання ізольованого циліндра наведена на рис. 2. Характерною особливістю сліду є наявність поперечних (доріжка Кармана) і достатньо інтенсивних поздовжніх вихорів. Отримані результати повністю узгоджуються з відомими експериментальними даними та результатами розрахунків обтікання циліндра методами обчислювальної аеродинаміки.

Реальні проектні рішення генпланів зернових терміналів чи елеваторних підприємств, передбачають просту компоновку силосних ємностей однакового діаметру та висоти у вигляді невеликих груп з паралельним, перпендикулярним розміщенням чи деяким кутовим відхиленням, що набагато спрощує їх дослідження.

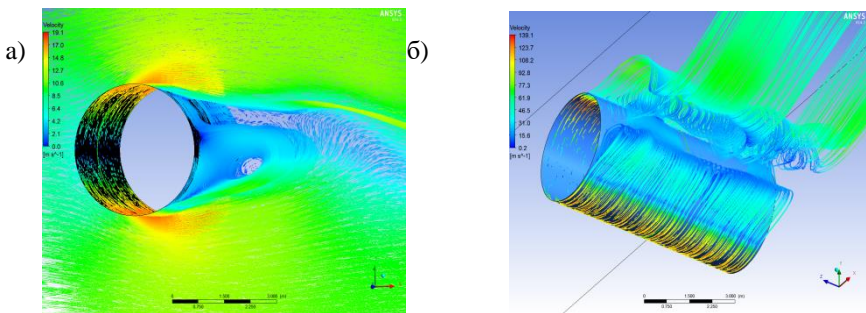


Рис. 2. Загальна миттєва картина обтікання ізольованого циліндра при (а) та циліндра поблизу нескінченно довгого екрану (б)

При обтіканні повітрям, сили в складі локальної групи взаємно впливають одна на одну і формують деякий швидкісний спектр всередині та навколо утвореного компонування. Характер розміщення силосів відбивається на розподілі тисків на їх поверхні і, певна річ, відрізняється від тих показників, які встановлені для одиночних, не захищених від вітру споруд та задекларовані в нормах проектування.

В першій постановці виконане двовимірне (плоске) чисельне моделювання вітрового потоку, який не залежить від координати нормальної до розглядуваної площини. В якості ємності зберігання розглядалися тіла циліндричної форми однакового діаметру. Напрямок повітряного потоку був зафіксованим – циліндри розміщувалися на лінії перпендикулярній потоку, при змінних варіаціях розташування об'єктів у складі групи. Положення

кожного тіла обтікання виражалось параметрично по двом осям, шляхом відношення характерної відстані між центрами поперечних перерізів до заданого діаметру. Аналіз отриманих результатів надав можливість за допомогою ізополів вітрового потоку отримати наочне зображення просторової поведінки повітряної течії в околі циліндричних тіл (рис. 3)

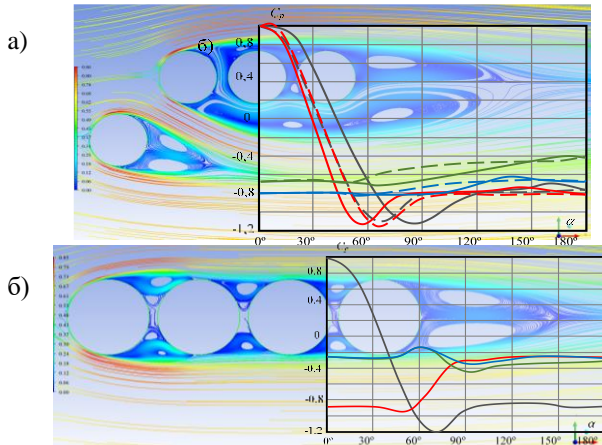


Рис. 3. Візуалізація обтікання повітряним потоком силосного парку

В подальшому було виконане 3D-моделювання просторових потоків в околі груп циліндричних тіл, із наступним визначенням залежностей розподілів аеродинамічних коефіцієнтів, які показали, що для точного вирішення даної задачі необхідне виконання складних розрахунків та залучення значної кількості комп'ютерних ресурсів і часу. Порівняння отриманих результатів доводять раціональність застосування двовимірного підходу для визначення основних аеродинамічних характеристик.

- [1]. Навантаження і впливи. Норми проектування. ДБН В.1.2-2:2006. – К : Мінеріон України, 2007. – 75 с.
- [2]. Actions on structures - Part 1-4: General actions - Wind actions Eurocode 1 EN 1991-1-4:2005. – Brussels, Belgium : CEN, 2010.
- [3]. Белостоцкий А.М. Вычислительная аэродинамика в задачах строительства / А. М. Белостоцкий, П. А. Акимов, И. Н. Афанасьева. – М.: АСВ, 2017. – 720 с.
- [4]. Kravchenko A., Moin P. Numerical studies of flow over a circular cylinder at $Re_D = 3900$ / A. Kravchenko, P. Moin // Physics of Fluids. – 2000. – 12(2). – p. 403-417.
- [5]. Norberg C. Effects of Reynolds number and a low-intensity freestream turbulence on the flow around a circular cylinder / C. Norberg. – Gothenburg, Sweden: Chalmers University of Technology, 1987. – 55 p.

MODELLING OF WIND IMPACTS ON SILOS AND SILO PARKS

This paper devoted computer modelling of wind impacts on the silos for grain storage in order to obtain their aerodynamic characteristics. This modelling was made in the system of

computer analysis Ansys Workbench for various wind conditions and different layouts of silos: separately located silo and silo parks by varying their sizes and mutual arrangement at various angles of the wind pressure. Within the numerical experiment it was obtained not only a huge array of data about the aerodynamic resistance of the silos, but also developed a special technique of the mathematical modelling of the wind effects on the selected class of constructions. This technique is a single software module for the platform Ansys Workbench, which automatically forms an optimal calculation area, makes an estimation of the wind loads on the silo and exports obtained loads in the software package SCAD for calculating the strength and deformability. To achieve this goal it was made the calculation of the same tasks on meshes of different dimensions, set the dimensions of the mesh in different places of the calculation area and installed the minimum required time of computer simulations.

УДК 669(094)

ТЕНДЕНЦИИ РАЗВИТИЯ МЕТАЛЛУРГИИ И ОПЫТ ЭКСПЛУАТАЦИИ ДОМЕННЫХ ПЕЧЕЙ АМЕРИКИ И КИТАЯ

Михаил Альтер

ALTER Blast Furnace Consulting Ltd., Vernon Hills, IL - USA

malter@list.ru

Автор – потомственный одессит, В 1971 закончил в Одессе школу №43, а в 1976 курс МИСиС и получил диплом инженера-металлурга. В 1985 – защитил диссертацию на соискание уч. степени к.т.н. Работал мастером доменной печи, инженером-исследователем, а с 1996 до 2000 -начальником Доменной Исследовательской Лаборатории ЦЛК НЛМК. В 2000 году с семьей эмигрировал в США.

2005-2019 работал в ArcelorMittal: инженером в Global R&D East Chicago, на заводах Indiana Harbor и Burns Harbor, два года - экспертом по доменному производству в штаб-квартире в Люксембурге. Таким образом, карьера автора разделилась на три больших этапа: более 20 лет на НЛМК, 14 лет в компании ArcelorMittal, и 8 лет учебы в МИСиС с отрывом от производства, и всю жизнь – учился и набирался опыта на производстве. В 2019 основал консалтинговую фирму «ALTER Blast Furnace Consulting Ltd.»

Эксперт по специальным и необычным режимам эксплуатации ДП (Задувки, Выдувки, Банкование, Вывод на рабочий режим после аварий включая случаи закозления горна).

Соавтор 12 А.С. СССР и Патентов России, 42 публикаций на русском и английском языках и др.

Мы живем в ЖЕЛЕЗНОМ ВЕКЕ т.к. именно сплавы железа являются основным материалом цивилизации, а выплавка стали превышает 1.6 млрд тонн в год и более 200 кг/человека в год. Хотя мировая продукция цемента в 2019 составила 4.1 млрд. тонн, но без стальной арматуры этот цемент не сможет стать железобетоном.

Китай вышел на 1 место в конце 20 века и дает более половины мирового производства стали сегодня (табл. 1)

Таблица 1

Выплавка стали в мире 1967-2016

Страны	1967	1980	1990	2000	2007	2009	2010	2014	2016	Ранг (2016)
Весь мир	497.2	716.4	770.4	850.1	1351.3	1219.7	1413.6	1670.1	1628	
КНР	14	37.1	66.4	128.5	494.9	573.6	626.7	822.7	808.4	1
Япония	62	111.4	110.3	106.4	120.2	87.5	109.6	110.7	104.8	2
Индия	6.3	9.5	15	26.9	53.5	62.8	68.3	87.3	95.6	3
США	115	101.4	89.7	101.8	98.1	58.2	80.6	88.2	78.6	4
Россия				59.1	72.4	60	66.9	71.5	70.8	5
Украина	-	52.3	54.6	31.8	42.8	29.9	33.6	27.2	24.2	10

Производство первородного доменного чугуна примерно равно 60% от выплавки стали. Выплавка стали за 2019 год – последний год до кризиса связанного с пандемией. Индия обогнала Японию и вышла на 2 место после Китая по объему производства стали. По выплавке стали на душу населения в год лидеры: Люксембург – 3573 т/чел; и Ю. Корея – 1394 т/чел.

Мировое производство чугуна достаточно консолидировано: на долю пяти крупнейших стран-производителей: Китай Япония Индия Ю. Корея и РФ в 2016 гг. приходится более 80% мировой выплавки чугуна.

По показателю производства чугуна на душу населения в 2016 Китай занимал пятое место, выплавив 508 кг/чел и уступая Южной Корее (911 кг/чел в год), Австрии (644 кг/чел), Японии (632 кг/чел) и Украине (558 кг/чел). Ожидается, что выплавка чугуна в мире будет расти со средним темпом в 0,4% и в 2021 г достигнет 1,19 млрд. т.

Принято считать, что укрупнение кампаний приносят пользу. Это достигается за счёт синергического эффекта, оптимизации затрат, экономии при больших закупках, ремонтах и т.д. В среднем годовая выплавка стали одной кампанией возросла за 15-20 лет с 20-25 до 35-50 млн. т.

Кампании в Китае также укрупняются. China Baowu Steel Group — китайская сталелитейная компания, крупнейшая в КНР и в мире. Образовалась в 2016 году в результате слияния Baosteel Group и Wuhan Iron & Steel Corporation.

Исключение – компания АрселорМиттал общая мощность которой снизилась с 116 млн т. в 2007 до менее 80 млн т. в 2020. По-видимому, при консолидации самой крупной сталелитейной возникли отрицательные эффекты а громоздкая структура управления привела к снижению управляемости производством, трудностям с «обратной связью», излишней зарегулированности производства;

Еще одной тенденцией развития металлургии является экологическая направленность в создании новых и реконструкции существующих металлургических мощностей. Особой строгостью эти меры отличаются в Японии и странах западной Европы, включая Германию.

В 1971 году в МИСиС – в курсе «Введение в специальность» нас слегка напугали наши профессора, что доменные печи скоро будут вытеснены установками прямого получения железа. Сегодня мы имеем – около 5% первородного железа в виде DRI, HBI от Midrex, HYL и других. Развитие бескоксовой металлургии железа показано на рисунке 1 ниже. (Данные за 2012 год).

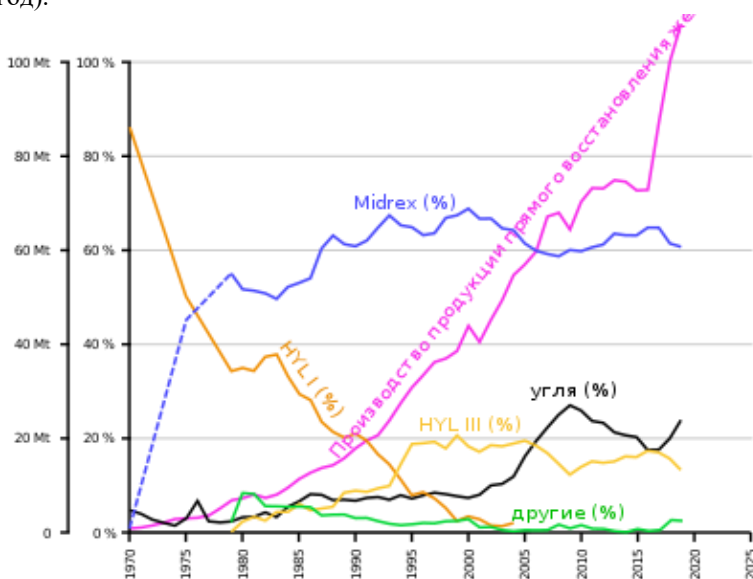


Рис. 1. Производство железа в бескоксовой металлургии

Проблема потепления климата и сланцевая революция будут способствовать развитию бескоксовой металлургии, но доменное пр-во останется лидером в производстве первородного железа в виде чугуна, т.к. домны превосходят конкурентов по энергоэффективности, мощности и длительности работы без капитальных ремонтов. Развитие идет по пути

увеличения объема печей. В настоящее время в мире работают >30 домен полезным объемом >5000 куб. метров. Диаметр горна составляет 13.7-15.5 метров. Продолжительность кампании около 15 лет. Задача продлить ее до 20-25 лет. Мировой рекорд длительности работы ДП = 28,5 лет (ДП №1 АМ Тубарао, Бразилия).

Доменное пр-во в Китае

С группой инженеров доменщиков в 2017 году путешествовал от Шанхая до Пекина. С обеих сторон скоростной железной дороги (скорость до 307 км/ч) из поезда мы видели несколько десятков доменных печей. Сегодня их в Китае примерно 1500, причем доменки объемом 100-500 куб м быстро выводят из эксплуатации. Но еще много печей объемом 500-1000 в работе, а доменных печей объемом 1000-5800 куб. м – более 270.

Завод Shougang Jingtang United Iron and Steel перенесли из-под Пекина на 150 км вглубь страны для проведения Олимпиады 2008 г. по соображениям экологической ситуации. Проект переноса осуществлен в 2007-2010 году во время всемирного кризиса (рис. 2).



Рис. 2. Две сверхмощные домы

Из инструментов непрерывного контроля доменного процесса широкое развитие получили инфракрасные и CCD камеры. Основные проектные показатели ДП №1 и №2 Shougang Jingtang United Iron and Steel Co в табл. 2.

Огромное внимание уделяют в Китае повышению температуры дутья (1200-1315 °С). Применяют предварительный подогрев воздуха для горения, обогащают доменный газ для обогрева и т.п. Новые воздухонагреватели делают из специальных огнеупоров с покрытием из нано-мастики. Более 150 новых воздухонагревателей системы Калугина (с горелкой на куполе) установлены в Китае (рис. 3).

Основные проектные показатели ДП №1 и №2 Shougang Jingtang

Table 1 –Design Parameters of Blast Furnaces #1 and #2

Parameter	Factor	Parameter	Factor
Effective inner volume	5,500 m ³	Blast temperature	1,300 ⁰ C
Productivity	2.3t/m ³ /d	Number of tuyeres	42
Annual production capacity	8.98MM t	Top pressure	0.28 MPa
Coke rate	290 kg/t	Oxygen enrichment ratio	3.5%,
Coal injection rate	200 kg/t	Overall smelting rate	1.035 t/m ³ /d
Fuel rate	490 kg/t	Clean gas dust concentration	5 mg/m ³
Sintered and/or pelletized charge in burden	90%	TRT power generation	45 kWh/t
Overall Fe content of the charge	61%	Ironmaking process energy consumption	404 kgce/t
Slag ratio	250 kg/t	One generation campaign life	25 years
Number of tapholes	4		

Полы литейного двора очень чистые, блестят и плоские для удобства проезда машин и электрокаров. Желоба укрыты. Въезд на фурменную площадку по специальному мини виадукту (рис. 3).





Рис. 3. ДП объем 3200 куб м, 32 фурмы, 4 летки, 4 ВН «Калугин», 200 кг/т ПУТ, Shagang Group (частная фирма)

На пульте управления вместе сведены три ДП, работают по 3 оператора на каждую печь плюс старший диспетчер, который руководит и подменяет по необходимости. На заводе много инженеров-исследователей и ученых со степенью.

Роскошный исследовательский центр - 3 этажное здание насыщено первоклассным оборудованием, несколько электронных микроскопов, большой участок - химическая лаб. Много установок с мех. оборудованием, разрывные машины и т.д. В металлургическом отсеке есть установки для изучения процессов восстановления и свойств руд, включая установку размягчения и плавления (!) их всего несколько в мире и не менее 2 в Китае.

Многие металлургические заводы контролирует правительство, но есть и частные, например Shagang. Иностраный капитал приветствуется, но до 40% акций.

Важное внимание уделяют качеству кокса – ($CSR = 65-70$) и качеству агломерата и окатышей.

Используют руды с высоким глиноземом, причем 5 -20% кусковой руды идет в доменную шихту. В конечном доменном шлаке обычно 15.5- 16.5% Al_2O_3 . Сверхмощная ДП объемом 5800 куб. м имеет 15% Al_2O_3 в шлаке.

Некоторые печи работают с 17-18% Al_2O_3 (!) Подход к работе на высоком глиноземе – высокое давление на колошнике (до 2.8 ат), высокая температура чугуна (1490-1520 °С) и резерв по температуре дутья и дуванию ПУТ. При необходимости добавляют $CaF_2 \sim 1$ кг/т.

Опыт эксплуатации доменных печей в США

Сильное влияние профсоюзов.

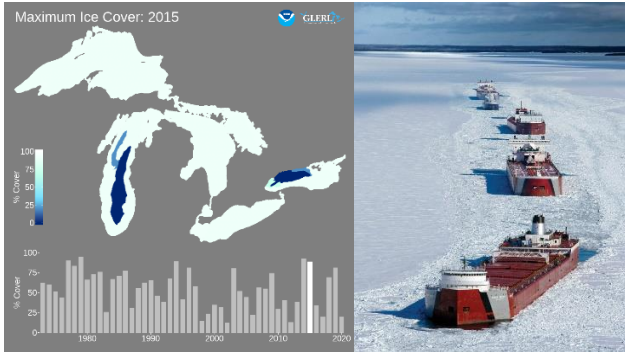
Огромное внимание технике безопасности. Все работники имеют персональные СО мониторы.

Обучение персонала и подготовка специалистов. Большинство ДП построены 42-60 лет назад. Избыток мощностей, идет сокращение и вывод старых доменных печей. Вдувание ПУТ и ПР 180-200 кг/т +20-40 ПГ или только 100-120 кг/т ПГ. До 100% чугуна десульфурируют = Выход шлака 210-250 кг/т. Шихта: 80 - 95% – окатыши. Агломерат высокоосновный, конвертерный шлак, Бокситы для повышения глинозема в шлаках до 10-10.5% (!!!). Наливные бетоны на Лит. Дворе. Расход огнеупоров менее 0.5 кг/т. Завод Burns Harbor – лучший в США завод полного цикла. Bethlehem Steel построил его в 1964-1971 гг.

ДП «С» была задута в 1969 г. и ДП «D» в 1971 г.



Окатыши и добавки поступают баржами и складироваются на открытом рудном дворе. Емкость склада максимум – на 4 месяца, пока озеро Верхнее во льдах.



Завод в г. Кливленд



УДК 539.3

АНАЛИЗ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ СЛОЯ С ДВУМЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКИМИ УПРУГИМИ ВКЛЮЧЕНИЯМИ И СМЕШАННЫМИ ГРАНИЧНЫМИ УСЛОВИЯМИ

Мірошніков В.Ю.

Національний аерокосмічний університет ім. М.С. Жуковського «ХАІ», м. Харків
m0672628781@gmail.com

Савін О.Б.

Харківський національний університет будівництва та архітектури, м. Харків

В роботі представлена просторова задача теорії пружності для шару з двома повздовжніми круговими нескінченими циліндричними включеннями.

На верхній межі шару задані напруження, на нижній межі – переміщення. Шар та циліндричні включення – ізотропні матеріали з різними фізичними величинами.

Аналітико – чисельне розв’язання задачі побудовано на основі узагальненого методу Фур’є [1]. На основі цього методу розв’язані задачі для півпростору з параболоїдним включенням [2], для циліндра з циліндричними включеннями [3]. Третя основна задача для шару з однією циліндричною порожниною розв’язана в роботі [4], з двома циліндричними порожнинами в роботі [5], для шару з одним циліндричним включенням в роботі [6].

В чисельному дослідженні подано аналіз напружено – деформованого стану циліндричних включень та вивчено їх взаємний вплив.

Постановка задачі. Пружний однорідний шар має два кругових циліндричних включення радіусом R_p , де p – номер включення. Кожне включення будемо розглядати в локальній циліндричній системі координат (ρ_p, φ_p, z) , шар у декартовій системі координат (x, y, z) , яка однаково орієнтована та поєднана з системою координат включення з номером $p = 1$. Верхня межа розташована на відстані $y=h$, нижня межа на відстані $y=-\tilde{h}$.

Потрібно розв’язати рівняння рівноваги Ламе за умов, що на верхній межі шару задане напруження, на нижній межі шару переміщення

$$F\vec{U}_0(x, z)|_{y=h} = \vec{F}_h^0(x, z), \quad \vec{U}_0(x, z)|_{y=-\tilde{h}} = \vec{U}_h^0(x, z), \quad (1)$$

а на межі шару та включення p діють умови спряження

$$\begin{aligned} \vec{U}_0(\varphi_p, z)|_{\rho_p=R_p} &= \vec{U}_p(\varphi_p, z)|_{\rho_p=R_p} \\ F\vec{U}_0(\varphi_p, z)|_{\rho_p=R_p} &= F\vec{U}_p(\varphi_p, z)|_{\rho_p=R_p} \end{aligned}, \quad (2)$$

де \vec{U}_0 — переміщення в шарі; \vec{U}_p — переміщення в циліндричному

включенні з номером p ; $F\vec{U}$ — оператор напруження;

$$\vec{F}_h^0(x, z) = \tau_{yx}^{(h)}\vec{e}_x + \sigma_y^{(h)}\vec{e}_y + \tau_{yz}^{(h)}\vec{e}_z,$$

$\vec{U}_h^0(x, z) = U_x^{(\tilde{h})}\vec{e}_x + U_y^{(\tilde{h})}\vec{e}_y + U_z^{(\tilde{h})}\vec{e}_z$ – відомі функції, які будемо вважати швидко спадаючими до нуля на далеких відстанях від початку координат.

Розв’язок задачі шукаємо у вигляді

$$\begin{aligned} \bar{U}_0 &= \sum_{p=1}^2 \sum_{k=1}^3 \int_{-\infty}^{\infty} \sum_{m=-\infty}^{\infty} B_{k,m}^{(p)}(\lambda) \cdot \bar{S}_{k,m}(\rho_p, \varphi_p, z; \lambda) d\lambda + \\ &+ \sum_{k=1}^3 \int_{-\infty}^{\infty} \int_{-\infty}^{\infty} (H_k(\lambda, \mu) \cdot \bar{u}_k^{(+)}(x, y, z; \lambda, \mu) + \\ &+ \tilde{H}_k(\lambda, \mu) \cdot \bar{u}_k^{(-)}(x, y, z; \lambda, \mu)) d\mu d\lambda \\ \bar{U}_p &= \sum_{k=1}^3 \int_{-\infty}^{\infty} \sum_{m=-\infty}^{\infty} A_{k,m}^{(p)}(\lambda) \cdot \bar{R}_{k,m}(\rho_p, \varphi_p, z; \lambda) d\lambda, \end{aligned}$$

де $\bar{S}_{k,m}(\rho_p, \varphi_p, z; \lambda)$, $\bar{R}_{k,m}(\rho_p, \varphi_p, z; \lambda)$, $\bar{u}_k^{(+)}(x, y, z; \lambda, \mu)$ і $\bar{u}_k^{(-)}(x, y, z; \lambda, \mu)$ – базисні розв'язки [1]; $H_k(\lambda, \mu)$, $\tilde{H}_k(\lambda, \mu)$, $B_{k,m}^{(p)}(\lambda)$, $A_{k,m}^{(p)}(\lambda)$ – невідомі функції, які необхідно знайти з урахуванням граничних умов (1) та умов спряження (2).

При розв'язанні задачі використано особливі формули переходу в базисних розв'язках між локальними циліндричними системами та формули переходу між циліндричною системою координат, пов'язаною з включенням p та декартовою системою координат, пов'язаною з шаром [5].

Задача зводиться до сукупності нескінченних систем лінійних алгебраїчних рівнянь.

Результати. Проведено аналіз напруженого стану шару товщиною 50мм. з двома циліндричними включеннями радіусом $R_1 = R_2 = 10$ мм при різних відстанях між центрами включеннями: при $L_{12}=30$ мм та $L_{12}=25$ мм. Фізичні величини матеріалів: коефіцієнт Пуассона шару (ABS пластик) $\sigma_0 = 0,38$, модуль пружності $E_0=1700$ Н/мм², включення (сталь) $\sigma_1 = \sigma_2 = 0,21$, $E_1 = E_2 = 200000$ Н/мм².

На верхній межі шару задані ненульові напруження, на нижній межі шару відсутні переміщення.

Числові дослідження дають можливість стверджувати, що рішення поставленої задачі може з будь-яким ступенем точності знайдено запропонованим методом, це підтверджується високою точністю виконання граничних умов.

Запропонований метод розв'язання можна використовувати при проектуванні композитних матеріалів, розрахунковою схемою яких є армований шар з заданими граничними умовами у вигляді напружень на верхній межі шару та переміщень на нижній.

Із аналізу напруженого стану можна зробити висновок про те, що зближення включень впливає тільки на напруження σ_r і σ_z в цих включеннях.

За темою дослідження можливої подальший розгляд подібної задачі для інших крайових умов.

- [1]. А.Г. Николаев, В.С. Проценко, Обобщенный метод Фурье в пространственных задачах теории упругости, Нац. аэрокосм. университет им. Н.Е. Жуковского «ХАИ», Харьков, 2011.
- [2]. А.Г. Николаев, А.Ю. Щербакова, А.И. Юхно, Действие сосредоточенной силы на трансверсально-изотропное полупространство с параболоидальным включением, Вопросы проектирования и производства конструкций летательных аппаратов. Сб. науч. тр. Нац. аэрокосм. ун-та им. Н.Е. Жуковского «ХАИ». Вып. 2, (2006) 47-51.
- [3]. А.Г. Николаев, Е.А. Танчик, Распределение напряжений в ячейке однонаправленного композиционного материала, образованного четырьмя цилиндрическими волокнами, Вісник Одеського національного університету. Математика. Механіка. Т.18, Вип. 4 (2013) 101–111.
- [4]. V.Y. Miroshnikov, Stress State of an Elastic Layer with a Cylindrical Cavity on a Rigid Foundation, International Applied Mechanics. 56(3) (2020) 372–381.
- [5]. V.Yu. Miroshnikov, V.S. Protsenko Determining the stress state of a layer on a rigid base weakened by several longitudinal cylindrical cavities, Journal of Advanced Research in Technical Science. 17 (2019) 11–21
- [6]. V.Y. Miroshnikov, A.V. Medvedeva, S.V. Oleshkevich, Determination of the stress state of the layer with a cylindrical elastic inclusion, Materials Science Forum. 968, MSF (2019) 413–420

ANALYSIS OF THE STRESS STATE OF A LAYER WITH TWO CYLINDRICAL ELASTIC INCLUSIONS AND MIXED BOUNDARY CONDITIONS

The spatial problem of the theory of elasticity for a layer with two infinite circular cylindrical inclusions is investigated. The stresses are set at the upper boundary of the layer, and displacements at the lower boundary. Cylindrical elastic inclusions are rigidly connected to the layer and their boundary surfaces do not intersect. The spatial problem is solved using the generalized Fourier method as applied to the Lamé system of equations. The resulting infinite systems of linear algebraic equations are solved by the reduction method. As a result, the values of stresses in the elastic body are determined. A comparative analysis of the stress state at different distances between the inclusions is carried out.

НАНЕСЕНИЕ ГИДРОИЗОЛЯЦИОННЫХ БИТУМНЫХ МАСТИК АППАРАТАМИ БЕЗВОЗДУШНОГО НАПЫЛЕНИЯ

Муляр И.Д., инж.
СК «БУДОВА»

Гидроизоляцию выполняют для защиты подземных частей зданий и сооружений от проникновения грунтовых вод и предотвращения капиллярного подсоса. По конструктивному решению гидроизоляция может быть одно- и многослойной, армированной и неармированной, с защитным слоем и без него. Вид принимаемой гидроизоляции зависит от требуемого качества, прочности, существующего подпора грунтовых вод. При выборе гидроизоляции учитывают требуемую в помещении влажность, трещиностойкость конструкций. Выбираются те материалы, которые наиболее полно удовлетворяют требованиям, предъявляемым к гидроизоляции, путем сравнения их характеристик с условиями эксплуатации [1].

Перед нанесением окрасочной гидроизоляции подготовленная поверхность огрунтовывается. Грунтовка (праймер) необходима для обеспечения лучшей адгезии к поверхности и производится жидким раствором гидроизоляционного материала, который глубже проникает в поры и неровности поверхности, что и обеспечивает в последующем лучшее сцепление гидроизоляции. Праймер рекомендуется наносить на обрабатываемую поверхность капроновыми щётками или кистями методом втирания, а также с помощью распылительных установок, толщиной 0,3-0,5мм. При нанесении способом втирания, грунтовка насыщает и скрепляет поверхность сооружения, обеспечивая прочное сцепление основания с гидроизоляционным покрытием. Все последующие слои (при гидроизоляции лёгкого типа) наносить кистью, щёткой или распылителем после полного высыхания предыдущего слоя. Изоляционное покрытие наносить двумя-тремя слоями, в зависимости от предполагаемой степени давления воды, при помощи шпателя, штукатурной кисти, щётки или путём распыления. Толщина одного слоя - до 1,0 мм мокрой массы. Второй и последующие слои необходимо наносить после высыхания предыдущего слоя (согласно ТК на мастику), перпендикулярно к предыдущему. Это обеспечит равномерное распределение материала по поверхности. Расход материала соответствует толщине наносимого слоя и указывается в ТК на применяемый материал [2].

Нанесение мастик рекомендуется производить при помощи аппаратов безвоздушного напыления. Принцип действия аппаратов основан на распылении мастик под высоким давлением через специальные сопла

(форсунки) с небольшим размером отверстия. На выходе отверстия создается факел мастики с равномерным распределением. Факел может иметь конусообразную форму (круглое отверстие) или трехугольную (щелевидное отверстие). Подача мастик производится мембранными или поршневыми насосами.

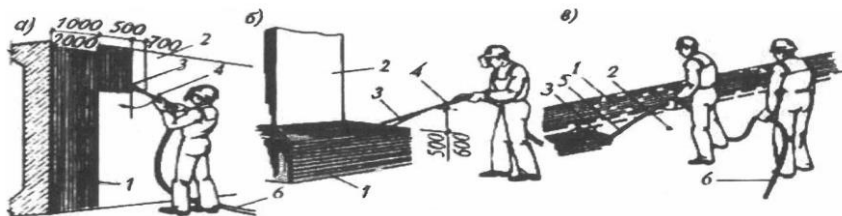


Рис.1. Нанесение окрасочной изоляции средствами малой механизации: а - на вертикальные поверхности; б - на фундаменты; в - на горизонтальные поверхности; 1 - поверхность, покрытая гидроизоляционным материалом; 2- огрунтованная поверхность; 3- факел распыляемой гидроизоляции; 4- форсунка; 5- удочка-распылитель; 6 - рукава для подачи гидроизоляции от автогудронатора, установки с компрессором и т.п.



Рис.2. Нанесение битумно-каучуковой мастики, тип «ИЗОБИТ» безвоздушным распылением на объектах

Преимущества аппаратов с мембранными насосами кроются в возможности быстрой замены основного расходного элемента. В его качестве выступает непосредственно мембрана. Это можно сделать даже на строительной площадке без применения специального инструмента [3].

По сравнению с поршневыми они более громоздки, потребляют гораздо больше энергии. При этом они могут работать только с вязкостью подаваемых материалов несколько ниже чем у поршневых.

К основным преимуществам следует также отнести:

- простоту конструкции; надежность;
- высокую пригодность к ремонту;
- оперативную и простую замену элементов;
- отсутствие необходимости обеспечения постоянной подачи смазочного материала на рабочую деталь.



Рис.3. Аппарат безвоздушного нанесения мастик, тип ARS-7000.

Производитель — компания ARS, Китай.

Макс. рабочее давление, бар: 250 бар

Мощность эл. двигателя, кВт: 4000 Вт

Напряжение, В: 220 вольт

Производительность, л/мин: 8,2 л/мин

Макс. размер сопла: 0,041 дюйма

Тип насоса: мембранный

Поршневые аппараты отличаются большей эффективностью и новизной. В сравнении с мембранным типом, такие агрегаты могут работать с составами, которые являются более вязкими. Они могут иметь производительность выше, чем мембранные. Технические особенности обеспечивают равномерность подачи материала на основной элемент – распылитель. При этом отсутствуют какие-либо пульсации.

Отличительная особенность – высокая энергоэффективность. Когда давление достигает заданного уровня, то аппарат автоматически отключается. В случае снижения – обратно включается, набирая установленное значение.

К основным преимуществам относятся: потребление меньшего количества энергии; бесшумный режим работы; небольшой перегрев за счет более низких оборотов, а также системы включения/выключения; компактность и легкость.

Но при всех этих преимуществах, такой вид оснащения нуждается в техническом обслуживании. Следует обеспечивать постоянную подачу смазки на главный рабочий элемент – поршень. Если это условие нарушается, то уплотнители подвергаются существенному износу. К тому же все рабочие элементы следует регулярно заменять. Сделать это без помощи профессионалов на строительной площадке не выйдет. В этом и кроется главный недостаток данного типа.



Рис.4. Поршневой окрасочный агрегат безвоздушного распыления Wagner PS 3.39

Производитель — компания J. Wagner GmbH, Германия. Электрический аппарат высокого давления с 1-фазным двигателем на 220В.

Производительность насоса (на воде при 12 МПа, 120 барах) — 5,2 литров в минуту. Максимальное рабочее давление — 22 МПа (221 бар).

Максимальный размер сопла — 0,039”.

Таким образом, в сравнении с ручным способом, нанесение окрасочной изоляции средствами малой механизации сокращает сроки нанесения в 2-2,5 раза и позволяет получать равномерные поверхности без наплывов и перепадов толщины.

[1]. ДСТУ-Н Б А.3.1-23:2013. Настанова щодо проведення робіт з улаштування ізоляційних, оздоблюваних, захисних покриттів стін, підлог і покрівель будівель і споруд.

[2]. Технологическая карта окрасочных гидроизоляционных работ на основе битумно-полимерных и битумно-каучуковых мастик. СК «БУДОВА», Одесса 2018 г.

[3]. Технические характеристики производителей оборудования ARS и Wagner.

APPLICATION OF WATERPROOFING BITUMEN MASTICS WITH AIRLESS SPRAYING APPLIANCES

The article discusses the technology of applying waterproofing mastics to the walls of underground structures. Mechanical application is a more productive and high quality method than manual application. The main types of devices for applying mastics with their technical characteristics, advantages and disadvantages are considered.

НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНИЙ СТАН ПРИОПОРНИХ ДІЛЯНОК ЗАЛІЗОБЕТОННИХ БАЛОК

Неутов С.П., Головата З.О., Кіріченко Д.О.

Одеська державна академія будівництва та архітектури

На напружено-деформований стан приопорних ділянок балок при їхньому вигині впливає цілий ряд факторів. Цей вплив вивчається досить давно, але результати, отримані різними авторами, часто відрізняються друг від друга, у першу чергу, кількісно.

Метою даної роботи є експериментальне дослідження напружено-деформованого стану приопорних ділянок залізобетонних балок від деяких найбільш значимих факторів.

Накопичені експериментальні дані дозволили встановити, щонайбільш часто зустрічається форма руйнування залізобетонних елементів при дії поперечних сил, що характеризується роздробленням бетону стислої зони над похилою тріщиною [1-2].

На першому етапі роботи були визначені фізико-механічні характеристики бетону. При короткочасній дії навантаження випробування дослідних зразків кубів і призм проводили відповідно до нормативних рекомендацій [3-5]. Перед установкою призми в прес на її грані наклеювали вертикальні й горизонтальні тензорезистори, а також кріпили по одному індикатору із ціною розподілу 0,001мм і базою 150мм.

Робоче навантаження прикладали шаблями: перші три шаблі навантаження ухвалювалися по $0,05F_{\max}$, наступні – по $0,1F_{\max}$ з витримкою кожного шабля по 5...10 хв., при загальній тривалості випробувань не менш 45 хв.

При досягненні навантаження, рівного $0,8F_{\max}$, прилади знімали й призму доводили до руйнування.

Фізико-механічні характеристики бетону при тривалій дії навантаження вивчали на призмах, що завантажуються в пружинних установках, а також у процесі випробування балок.

Через сталеві пластинки товщиною 20мм навантаження передавалося шаблями, з витримкою 10хв. Величину шабля прийнято $0,1...0,2f_{cd}(\tau_1)$. Деформації вимірювали за допомогою індикаторів годинного типу із ціною розподілу 0,001мм. Усього було випробувано 84 призми.

Основна частина експериментальних досліджень була присвячена вивченню характеру появи й ширини розкриття тріщин у балках у зонах спільної дії згинального моменту й поперечної сили при тривалій дії навантаження залежно від рівня навантаження, класу бетону, діаметрів

поздовжньої нижньої й верхньої, а також поперечної арматури і величини прольоту зрізу [5].

У якості експериментальних зразків були використані залізобетонні балки прямокутного перетину з розмірами 100x200x2000мм із важкого бетону класів С12/15, С20/25, С30/35, які армовано двома плоскими звареними каркасами, об'єднаними в просторовий каркас. Армуння балок поздовжньою арматурою подвійне, нижня – періодичного профілю діаметром 12, 14, 16мм класу А500С, верхня – діаметром 8, 10, 12мм класу А500С. У якості поперечної арматури була прийнята арматура класу Вр – І діаметром 3, 4, 5мм.

Кожна серія складалася з 4-х балок, одна з яких зазнала короткочасного навантаження до руйнування, а інші 3 – тривалому навантаженню, відповідно, з рівнем навантаження 0,85; 0,925 і 0,95 від руйнуючого. Балки зазнали східчастого навантаження з витримкою по 10 хвилин на кожному щаблі до розрахункового рівня.

Навантаження прикладали у вигляді двох зосереджених сил, симетрично розташованих щодо середини прольоту. Деформації бетону і робочої поздовжньої арматури у розрахункових перетинах вимірювали датчиками опору і контролювали механічним способом за допомогою індикаторів годинного типу. У процесі випробувань стежили за появою й розвитком нормальних і похилих тріщин: на короткочасному етапі – на кожному щаблі навантаження, на тривалому етапі – з деякою періодичністю. Також вимірювали ширину розкриття нормальних тріщин на рівні центру ваги поздовжньої арматури і похилих тріщин на рівні поздовжньої арматури і посередині висоти балки. Ширину розкриття нормальних і похилих тріщин вимірювали переносним мікроскопом МПБ-2 із ціною розподілу 0,05мм [3][4].

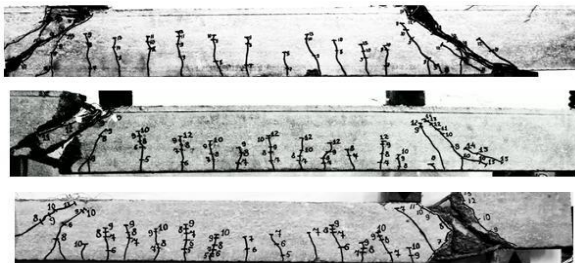


Рис.1. Картина тріщиноутворення

Аналіз проведених досліджень показав, що найбільш важливими факторами, що впливають на роботу приопорних ділянок балок при тривалому навантаженні, є: рівень початкового навантаження; клас бетону; відсоток поперечного армування в прольоті зрізу; відсоток поздовжнього

армування в стислій зоні; відсоток поздовжнього робочого армування в розтягнутій зоні.

Процес тріщиноутворення в досліджуваних балках починається, як правило, з появи нормальних тріщин у зоні чистого вигину при рівні навантаження (0,15...0,33) від руйнуючого.

У період дії постійного довгостроково діючого навантаження ширина розкриття нормальних тріщин збільшилася в середньому в 1,2-1,5 рази, а ширина розкриття похилих тріщин виросла в 2,5-3 рази.

У процесі навантаження до руйнування раніше довгостроково навантажених балок ширина розкриття нормальних тріщин залишилася практично незмінною, а ширина розкриття похилих тріщин виросла в 1,2-1,7 рази. Руйнівне навантаження для балок, навантажених попередньо довгостроково діючою навантаженням рівнем 0,85 від руйнуючого виросло на 13-15% у порівнянні з короткочасним навантаженням.

[1]. Salah El-Din E. EI-Metwally. For a consistent of shear design of structural concrete B-regions, Structural Engineering Review, 1995, №4, vol.7.

[2]. Шкнюкшта А.Л. Статистический анализ прочности изгибаемых железобетонных элементов в наклонных сечениях. Железобетонные конструкции. Труды Вильнюсского инженерно-строительного института. Вильнюс, 1977. Вып.8. С.129-133.

[3]. ДСТУ Б В.2.6-156:2010. Бетонні та залізобетонні конструкції з важкого бетону. Правила проєктування. [Чинний від 2010–28–12]. Вид. офіц. Київ: Міністерство регіонального розвитку та будівництва України, 2011. 166с.

[4]. ДСТУ Б В.2.7-214:2009 Будівельні матеріали. Бетони. Методи визначення міцності за контрольними зразками. [Чинний від 2009–22–12]. Вид. офіц. Київ: Мінрегіонбуд, 2010.43с.

[5]. ДБН В.2.6-98:2009. Конструкції будинків і споруд. Бетонні і залізобетонні конструкції. Основні положення. Мінрегіонбуд України. [Чинний від 2011–01–07]. Вид. офіц. Київ: Мінрегіонбуд України, 2011. 71 с.

STRESS-DEFORMED STATE OF PROOF AREAS OF REINFORCED CONCRETE BEAMS

The results of experimental studies of the stress-strain state of the support sections of reinforced concrete beams from some of the most significant factors are presented. It was found that during long-term loading such factors are the level of the initial loading; concrete class; the percentage of transverse reinforcement in the shear span; the percentage of longitudinal reinforcement in the compressed zone; the percentage of longitudinal working reinforcement in the extended zone. The process of cracking in the investigated beams begins, as a rule, with the appearance of normal cracks in the zone of pure bending at a load level (0.15...0.33) from breaking.

ТЕХНОЛОГИЧЕСКАЯ СТАБИЛЬНОСТЬ ПОРТЛАНДЦЕМЕНТА

Николаев А.П.¹, к.т.н. инж., Кондращенко Е.В.², д.т.н. проф.

¹apnikolaev1946@gmail.com, ²zalesk@gmail.com

Харьковский национальный университет городского хозяйства им. А.Н.Бекетова

Кондращенко В.И., д.т.н. проф.

kondrashchenko@mail.ru

Российский университет транспорта, г. Москва

Эффективность обеспечения стабильности эксплуатационных параметров конструкций из бетона и железобетона во многом зависит от постоянства свойств используемого портландцемента (ПЦ) [1,2]. Известно, что физико-механическая прочность цементного камня прямо пропорциональна концентрации в нем гидратных новообразований. [3]. Также известно, что такие характеристики как модуль упругости, ползучесть, стойкость к знакопеременным нагрузкам, морозостойкость, долговечность и т.д. связаны не только с концентрацией этих новообразований, но и со скоростью формирования на их основе цементного камня [4,5]. Из этого следует, что при организации требуемого уровня стабильности потребительских свойств выпускаемых изделий из бетона и железобетона необходимо обеспечить соответствующую динамику гидратации используемого ПЦ хотя бы в начальные сроки его твердения. Известно, что ПЦ одинаковой активности зачастую имеют различное соотношение между своим клинкерным содержанием и дисперсностью, связанных между собой обратной зависимостью [6]. Такие цементы априори не могут иметь одинаковую динамику взаимодействия с водой при любых условиях в том числе и при одних и тех же нормативных показателях их активности. Возникает проблема обеспечения стабильности потребительских свойств выпускаемых изделий на основе таких материалов, особенно от различных производителей. Для решения обозначенной проблемы авторы предложили использовать методы контроля начальной активности ПЦ в условиях, приближенных к его промышленному потреблению, с последующей корректировкой динамики твердения анализируемого цемента.

Для подтверждения эффективности предлагаемого подхода была проведена его апробация с использованием цементов одинаковой нормативной активности (ПЦ500) производства Криворожцемента, Подольскцемента и Лафаржцемента. В качестве дополнительных материалов применяли кварцевую муку (проход через сито 50 мкм), пластификатор ЛСТ и суперпластификатор С-3. В табл.1 приведены характеристики дисперсности выбранных ПЦ и значение их водопотребности.

Таблица 1. Дисперсные свойства и водопотребность анализируемых ПЦ

пп	Наименование ПЦ	$S_{уд.}$, м ² /кг	НГТ, %
1	Криворожцемент партия № 1	300	26
2	Криворожцемент партия № 2	290	25
3	Подольскцемент	370	25
4	Лафаржцемент	540	31

Для оперативного контроля физико-механической активности ПЦ были задействованы методы пенетрации, представленные конусным пластометром и твердомером [7,8].

Анализ динамики схватывания и начального твердения цементного теста на основе выбранных ПЦ проводили при различном водоцементном соотношении (В/Ц), в присутствии пластификаторов, замены одной трети ПЦ на кварцевую муку, при дополнительном механическом воздействии на цементное тесто и при его термосном вызревании.

Результаты анализа начального структурирования ПЦ при описанных выше условиях показали, что наибольшую активность при схватывании, в условиях близких к нормативным, проявил тонкомолотый ПЦ Лафаржцемента. Остальные образцы показали почти одинаковые свойства при начальном структурировании цементного теста. Повышение В/Ц на 10% привело к увеличению времени нахождения цементного теста в пластичном состоянии для всех ПЦ. Влияние пластифицирующих добавок на поведение цементов уже не было таким однозначным. ПЦ Криворожцемента обеих партий показали одинаковую реакцию на введение пластификаторов в отличие от ПЦ Подольскцемента и Лафаржцемента, которые продемонстрировали существенно меньшую потребность в количестве такой добавки, особенно для ПЦ Подольскцемента. Замена одной трети цемента на кварцевую муку также показала неоднозначную реакцию динамики начального структурообразования для всех ПЦ. Если пробы Криворожцемента снизили продолжительность своего нахождения в пластичном состоянии, то ПЦ Подольскцемента увеличил эту продолжительность в отличие от ПЦ Лафаржцемента, который отреагировал на кварцевую муку практически удвоением своих сроков схватывания. Дополнительное вымешивание затворенных ПЦ также показало индивидуальную реакцию цементных паст на это механическое воздействие.

Анализ полученной динамики твердения ПЦ показал, что за трое суток вызревания при нормативных и других условиях, все цементы проявили себя по-разному. Причем тонкомолотые ПЦ практически не показали какого-либо преимущества перед остальными образцами. Обращает на себя внимание и недостаточная стабильность ПЦ разных партий одного и того же производителя. Авторы предполагают наличие дополнительных факторов для такой разницы проявления активности исследуемых ПЦ, которые могут

быть связаны, например, с недостаточной стабильностью свойств используемого клинкера.

Полученные результаты структурообразования цементных паст при схватывании и начальном твердении показали определенную индивидуальность их поведения при изменении условий использования ПЦ и послужили информационной базой для целенаправленной коррекции физико-механической активности исследуемых материалов. Выбрав за основу динамику твердения ПЦ Криворожцемента (партия № 1) авторы подобрали по отношению ее значения скорость структурирования остальных ПЦ соответствующим увеличением В/Ц при их затворении. Для стабилизации динамики твердения, характерной для ПЦ Криворожцемента второй партии, скорость гидратации остальных цементов инициировали введением соответствующего количества хлорида кальция (CaCl_2). Полученные результаты показали, что после проведения выбранной корректировки все ПЦ проявили практически одинаковую динамику схватывания и твердения в начальный период их вызревания. Такое поведение позволяет рассчитывать на улучшение стабильности потребительских свойств изделий и конструкций после проведения подобной корректировки. Дополнительно следует отметить, что располагая, как было показано выше, информацией об особенностях динамики твердения ПЦ при различных условиях их гидратации можно говорить об общем характере применения такой коррекции.

Результаты проделанной работы наглядно показали, что организация своевременного контроля активности ПЦ, проявляемой при условиях его потребления, представляет собой необходимый этап в обеспечении гарантии стабильности эксплуатационных свойств выпускаемых конструкций из бетона и железобетона.

- [1]. Хилажев Д.Р. Исследование влияния активных минеральных добавок и поверхностно-активных веществ на особенности формирования структуры мелкозернистого бетона / Д.Р. Хилажев, С.П. Горбунов // Сб. докладов I Международной научно-практической конференции «Строительство и экология: теория, практика, инновации», 2015. – С. 204-206.
- [2]. Несветаев Г. В. Модель для оценки влияния рецептурных факторов на коэффициент ползучести бетона / Г. В. Несветаев, С. В. Халезин // Интернет- журнал Наукоедение. – Т. 9 – № 1, 2017. – С. 4.
- [3]. Волженский А. В. Минеральные вяжущие вещества / А. В. Волженский, Ю. С. Буров, В. С. Колокольников. – М.: Стройиздат, 1979. – 476 с.
- [4]. Батраков В. Г. Модифицированные бетоны. Теория и практика. / В. Г. Батраков. – М.: Технопроект, 1998 – 560 с.
- [5]. Баженов Ю. М. Технология бетона / Ю. М. Баженов, А. А. Пашенко. – М.: Изд-во ЛСВ, 2011. – 528 с.
- [6]. Классен В. К. Технология и оптимизация производства цемента: краткий курс лекций / В. К. Классен. – Белгород: Изд-во БГТУ, 2012. – 308 с.

[7]. Николаев А. П. Актуальность внутреннего контроля вяжущих свойств портландцемента/ А. П. Николаев, Е. В. Кондращенко // Вісник ОДАБА. – Одеса. – № 78, 2019. – С.108 – 117.

[8]. Nikolaev A. P., Kondrashchenko O. V., Kondrashchenko V. I. Control of cement grout plastic properties, 2018, International Scientific Conference on Far East Con, ISCFEC, (Vladivostok, Russian Federation); 2-4 October 2018. – V. 945. – P. 70–75.

TECHNOLOGICAL STABILITY OF PORTLAND CEMENT

An opportunity is discussed to improve operational parameter stability of concrete and reinforced concrete articles on Portland cement basis in heavy-duty environment. Demonstration of binding properties of cements with identical normative parameters was shown to be dissimilar under amended operational conditions. Such behavior may be supposedly connected to insufficiently stable relation between alkalinity and dispersity of consumed Portland cement. It was found feasible to arrange preventive control of incoming Portland cement with due consideration of its application conditions. The results of such control were shown to be efficient at substantiated correction of applied Portland cement activity. The purpose of this research has been expansion of methodological basis of mineral binder quality control for stabilization of consumer properties of concrete and reinforced concrete structures produced on their basis.

УДК 69.058.2; 69.058.4; 69.058.8

ВИПРОБУВАННЯ ПРИЗМАТИЧНИХ ПАЛЬ В ОСОБЛИВО СКЛАДНИХ УМОВАХ БІЛЯ МОРСЬКОГО УЗБЕРЕЖЖЯ

**Новський О. В., к.т.н., проф., Марченко М. В., к.т.н., доц.,
Мосічева І. І., к.т.н., доц., Новський В. О., к.т.н., ст. викл.**
Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса

У зв'язку зі зростаючими обсягами імпорту зернопродуктів виникає необхідність будівництва на обмежених територіях морських портів, або поблизу їх, відповідних комплексів вантажно-розвантажувальних терміналів для переробки, зберігання і перевалки таких вантажів. Як правило, інженерно-геологічні та гідрогеологічні умови виділених для цих цілей ділянок мають ряд негативних особливостей, включаючи сейсмічні.

Проектною організацією "ЕЛЕВАТОРНІ ТЕХНОЛОГІЇ МАЙБУТНЬОГО" були запроєктовані виробничо-складські споруди зернового терміналу на пальово-плитних фундаментах. Загальна кількість складових палів під склад №1 – 794, з них: палів марок С170.35 – 180 шт., С180.35 – 12 шт., С190.35 – 404 шт. і С200.35 – 198 шт. Занурення палів виконувалось трубочастим дизель-молотом.

З'єднання голови нижньої частини з підошвою верхньої частини паль в процесі занурення вироблялося проварюванням горизонтального шва по периметру торцевих металевих закладних. Відстань в плані між крайніми літерними осями споруди 82,00 м, між цифровими осями – 34,00 м. Основний крок між осями паль, розташованими в суцільному пальному полі по квадратній сітці – 1,70 м. Величина розрахункового допустимого навантаження за проектом прийнята рівною 950 кН.

В результаті вишукувань і відбору проб при бурінні восьми свердловин зафіксована наступна інженерно-геологічна будова майданчика:

- ПГЕ-0п – насипний шар, представлений піском, глиною з включенням будівельного сміття, зеленувато-сірими і коричневими суглинками твердої та м'яко пластичної консистенції;
- ПГЕ-1п – пісок сірий, середньої щільності;
- ПГЕ-2* – суглинок зеленувато-сірий, замулений, пластичної консистенції;
- ПГЕ-2** – суглинок легкий, коричневато-сірий, з включенням мулу текучо-пластичної консистенції;
- ПГЕ-2с – суглинок важкий, зеленувато-сірий, з включенням жорсткості вапняку, від полутвердої до тугопластичної консистенції;
- ПГЕ-5г – глина зеленувато-сіра, від полутвердої до твердої консистенції;
- ПГЕ-6г – глина зеленувато-сіра, твердої, полутвердої консистенції з включенням жорсткості вапняку, який і був прийнятий несучим шаром.

Особливо треба відзначити, що геологічне нашарування має значну мінливість, як по глибині, так і у плані, а майданчик в цілому може бути віднесений до категорії «незгодних». У зв'язку з особливими інженерно-геологічними умовами проектувальником видано завдання на виконання комплексних випробувань робочих призматичних паль в процесі виробництва робіт з формування суцільного пального поля у відповідності до загальних вимог чинних нормативних документів [1-2].

Динамічні випробування ґрунтів робочими призматичними палями були виконані десятима палями, з них – шість С190.35 і чотири С200.35. "Відпочинок" паль після занурення склав від п'ятнадцяти діб. Кількість ударів при першому добиванні кожної палі прийнята дорівнюючою трьом, при другому – п'яти. Значення "відмови" зазначалося високоточним геометричним нівелюванням за допомогою нівеліра НА-1 та інварної рейки. З двадцятих циклів добивань, у чотирьох – величина розрахункової "відмови" склала 0,0024 м, тобто більше за 0,002 м.

Максимальне розрахункове навантаження з урахуванням відповідних чинників (величин та параметрів занурювання і всіх прийнятих необхідних коефіцієнтів) [3-4] за результатами динамічних випробувань склало 980 кН.

Статичні випробування ґрунтів виконані шістьма робочими призматичними палями, "відпочинок" яких після занурення склав не менше п'ятнадцяти діб. При контрольних статичних випробуваннях робочих паль

застосовано наступне обладнання, прилади та граничні величини. Осьове вдавлююче статичне навантаження на палі передавалося двома запаралеленими домкратами ДГО-100, забезпеченими манометром з упором на дві металеві балки хрест-навхрест, кінці яких кріпилися до арматури анкерних паль.

Осідання голів паль від чергових ступенів навантаження вимірювалося двома прогиномірами марки БПАО з ціною ділення 0,01 мм. Критеріями були завдані граничне навантаження на палю 1500-1650 кН та переміщення, що дорівнювало 40 мм. Відліки за приладами знімалися: нульовий – перед навантаженням палі, перший – відразу після докладання ступеня навантаження, чотири наступні – через кожні 30 хв., і далі через кожну годину спостережень до умовної стабілізації 0,01 мм/год. При випробуванні робочих паль №№ 45, 66, 85, 254, 325 і 390 граничне навантаження доведено до величин 1500 кН (для трьох останніх – 1650), при цьому їх стабілізоване осідання складало відповідно 18,8, 17,3, 9,2, 15,8 мм, 16,2 мм і 12,3 мм.

Максимальне розрахункове навантаження на призматичні палі за результатами їх випробувань статичним вдавлюючим навантаженням визначене з урахуванням всіх необхідних чинників та коефіцієнтів [3-4] складало 1060 кН.

Таким чином, комплексні польові випробування робочих призматичних паль при будівництві виробничо-складського терміналу з приймання, збереження та відвантаження зернопродуктів повністю підтвердили проектні рішення щодо вибору несучого шару та розмірів паль, а також експериментально обґрунтували прийняту за проектом величину максимального розрахункового навантаження на палю.

Висновки.

1. Динамічні випробування в складних інженерно-геологічних умовах є допоміжним елементом оперативного коригування їх параметрів в процесі виробництва робіт по формуванню суцільного пального поля фундаментів.

2. Статичні випробування паль, що обумовлені обов'язковими нормативними вимогами, та їх результати є непереконливим і достовірним експериментальним свідченням, яке підтверджує обґрунтованість прийнятих проектних рішень при влаштуванні пально-плитного нульового циклу споруд.

3. Для зрівняння результатів натурних статичних випробувань паль і реальної взаємодії системи "основа-фундамент", тобто осідання зведеної споруди, необхідний науково-технічний супровід будівельного процесу, що включає, в тому числі, геодезичний моніторинг.

4. Поповнювана база результатів випробувань паль в аналогічних складних інженерно-геологічних умовах може послужити основою коригування прийнятих нормативних розрахункових коефіцієнтів, а також ефективної оптимізації проектних рішень фундаментів.

- [1]. ДСТУ Б.В.2.1-1-95. (ГОСТ 5686-94). Ґрунти. Методи польових випробувань палями. – К.: Державний комітет України у справах містобудування і архітектури. МНТКС, 1997. – 57 с.
- [2]. ДСТУ Б.В.2.1-27:2010. Палі. Визначення несучої здатності за результатами польових випробувань. – К.: Мінрегіонбуд України, 2011. – 11 с.
- [3]. ДБН В.2.1-10-2018. Основи і фундаменти будівель та споруд. Основні положення. К.: Мінрегіонбуд України, 2018. – 36 с.
- [4]. ДБН В.2.1-10-2009. Зміна №1. Основи та фундаменти споруд. Основні положення проектування. К.: Мінрегіонбуд України, 2011. – 55 с.

TESTING OF PRISMATIC PILLS IN ESPECIALLY DIFFICULT CONDITIONS NEAR THE SEA COAST

The main parameters of the structure and the characteristics of the engineering and geological conditions of the construction site are briefly given; for operative estimation of the accepted decisions and confirmation of settlement loading at the device of a zero cycle dynamic and static tests of prismatic piles from structure of the formed pile field are carried out; the main test results are summarized and a brief evaluation is provided.

УДК 624.131.524

ВПЛИВ ЧАСУ НА НЕСУЧУ ЗДАТНІСТЬ ПАЛЬ У ВОДОНАСИЧЕНИХ ГЛИНИСТИХ ҐРУНТАХ

**Новський О.В., к.т.н., проф., Бічев І.К, к.т.н., доц.,
Новський В.О., к.т.н., ст. викл., Єресько О.Г., ст. викл.**

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м. Одеса

Зміна несучої здатності палей у часі є встановленим фактом, який всебічно вивчається багатьма дослідниками. Залежно від виду ґрунтів та їх стану спостерігається як зниження (в піщаних), так і підвищення (в глинистих) несучої здатності палей в часі. Значну цінність у вивченні цього явища представляють результати експериментальних досліджень ґрунтів палями в натурних умовах, проведені з різними періодами їх відпочинку.

При будівництві багатоповерхового житлового комплексу з підземними паркінгами, за адресою: м. Одеса, вул. Фонтанська дорога, 6 виникла необхідність збільшення навантаження на палеві фундаменти з призматичних палей завдовжки 16 м і поперечним перерізом 350x350мм. Припустиме розрахункове навантаження на палі С160.35-11 прийняте 1000 кН, що було підтверджено статичними випробуваннями ґрунтів 4-ма палями в липні 2019 р, відпочинок яких становив від 10 до 14 діб. Згідно досліджень 2019 р несуча здатність палей склала 1500 кН, а допустиме навантаження з урахуванням сейсмічних впливів - 1050 кН [3].

У березні 2021 р. будівельниками була поставлена задача уточнити несучу здатність існуючих робочих паль через 18 місяців після їх занурення і зведення 90% надземних конструкцій. У зв'язку з чим були виконані статичні випробування ґрунтів існуючими палями з під ростверку будівлі. Для проведення статичних випробувань були відібрані технологічні палі №279, 119 на секції 2 та №108, 301 на секції 1. Основою паль служить ІГЕ-6 – суглинок коричнево-бурий, важкий, твердої консистенції.

Згідно з результатами досліджень [4], призматичні палі прорізають наступні інженерно – геологічні елементи (ІГЕ) зверху вниз:

ІГЕ-1 – суглинок лесовидний, палевий, середній, твердої консистенції;

ІГЕ-2 – суглинок лесовидний, палево-жовтий, від напівтвердої до текучої консистенції;

ІГЕ-3 – суглинок лесовидний, буровато-коричневий, середній, напівтвердої консистенції;

ІГЕ-4 – суглинок лесовидний, палево-коричневий, легкий, текуче-пластичної консистенції;

ІГЕ-5 – суглинок лесовидний, сіро-коричневий, важкий, твердої консистенції;

Підземні води знаходяться на глибині 1,8 м від дна котловану.

Статичні випробування ґрунтів натурними призматичними палями виконані відповідно до вимог ДСТУ Б. В. 2.1-27:2010 (ГОСТ 5686-94). „Палі. Визначення несучої здатності за результатами польових випробувань” [1].

Максимальні навантаження при контрольних випробуваннях у 2021 р. були доведені до 1800 кН. Осьове вдавлююче статичне навантаження на палю передавалося двома гідравлічними домкратами ДГО-100. Упором для домкратів при випробуванні служив палевий ростверк, привантажений конструкціями будівлі.

Завантаження виконували ступенями, рівними до 1/10 найбільшого навантаження, з витримкою кожного ступеня до умовної стабілізації, яка прийнята 0,1 мм за годину спостережень. Визначення переміщень паль в процесі випробувань виконувалося по двом прогиномірам з ціною позначки 0,01 мм, встановленим на реперній системі.

Контрольні випробування ґрунтів палею №279 виконані 18.02.21 р. Максимальне стискаюче навантаження було доведено до 1800 кН, при цьому стабілізоване осідання становило 7,72 мм.

Контрольні випробування ґрунтів палею №119 виконані 19.02.21 р. Максимальне стискаюче навантаження було доведено до 1800 кН, при цьому стабілізоване осідання становило 8,25 мм.

Контрольні випробування ґрунтів палею №108 виконані 20.02.21 р. Максимальне стискаюче навантаження було доведено до 1800 кН, при цьому стабілізоване осідання становило 8,73 мм.

Контрольні випробування ґрунтів палею №301 виконані 22.02.21 р. Максимальне стискаюче навантаження було доведено до 1800 кН, при цьому стабілізоване осідання становило 10,22 мм.

Несучу здатність призматичних паль за результатами їх випробувань вдавлюючим навантаженням визначаємо за формулою:

$$F_d = \gamma_c \times F_{u,n} / \gamma_g$$

де: γ_c - коефіцієнт умов роботи, у разі вдавлюючого навантаження $\gamma_c = 1,0$;

γ_g - коефіцієнт надійності по ґрунту;

F_u - значення граничного опору за результатами статичних випробувань.

Отже, за результатами випробувань 4-х паль F_u прийняте **1800 кН**.

Несуча здатність призматичних паль С160.35-11 дорівнює:

$$F_d = 1,0 \times 1800 / 1,0 = 1800 \text{ кН}.$$

Висновки. За результатами статичних випробувань водонасичених глинистих ґрунтів призматичними палями С160.35-11 на майданчику будівництва багатоповерхового житлового комплекс за адресою: м. Одеса, вул. Фонтанська дорога, 6, їх несуча здатність по випробуванням 2021 р. склала **1800 кН**, а максимальне розрахункове навантаження з урахуванням сейсмік – **1260 кН**. Таким чином, за період з липня 2019 р. до лютого 2021 р. несуча здатність паль С160.35-11 зросла з 1500 кН до 1800 кН, що складає 20%.

[1]. ДСТУ Б.В.2.1-1-95 (ГОСТ 5686-94). Ґрунти. Методи польових випробувань палями. – К.: Державний комітет України у справах містобудування і архітектури. МНТКС, 1997. – 57 с.

[2]. ДБН В.2.1-10-2009. Зміна №1. Основи та фундаменти споруд. Основні положення проектування. К.: Мінрегіонбуд України, 2011. – 55 с.

[3]. Технічний звіт з проектно-вишукувальних робіт з випробувань ґрунтів палями на майданчику проєктованого об'єкта: “Будівництво багатоповерхового житлового комплексу з підземними приміщеннями громадського призначення по адресу м. Одеса, вул. Фонтанська дорога, 6”. ФОП Павлига Д.А., м. Дніпро, 2019.

[4]. Висновок за результатами статичних випробувань ґрунтів призматичними палями на об'єкті “Будівництво багатоповерхового житлового комплексу з підземними паркінгами, вбудовано-прибудованими приміщеннями громадського призначення та станцією технічного обслуговування, з магазином супутніх товарів та адміністративно-побутовими приміщеннями за адресою: м. Одеса, вул. Фонтанська дорога, 6 (6 черга будівництва)”. МОН України, ОДАБА, НДЧ, 2021.

THE INFLUENCE OF TIME ON THE BEARING CAPACITY OF PILLS IN WATER-SATURATED CLAY SOILS

The change of load-bearing capacity of piles over time is an established fact, which is thoroughly studied by many researchers. During the construction of a multi-storey residential complex in Odessa, which began in 2019, there was a necessity to increase the

load on the pile foundations of prismatic piles 16 m long and 350x350 mm in cross section. According to research in 2019, the load-bearing capacity of piles was 1500 kN. In February 2021, static tests of soils were performed with existing piles from under the grille of the building, which was installed by 90%. The load-bearing capacity of the piles was 1800 kN. Thus, for the period from July 2019 to February 2021, the load-bearing capacity of C160.35-11 piles on the construction site in water-saturated soils increased from 1500 kN to 1800 kN, which is 20%.

УДК 621.771, 62-419.5

ЕСПЕРИМЕНТАЛЬНІ ДОСЛІДЖЕННЯ ПАРАМЕТРІВ ДЕФОРМАЦІЇ АРМУЮЧОГО ШАРУ ПІД ЧАС ГОРЯЧОЇ ПРОКАТКИ АЛЮМІНІЄВОГО КОМПЗИТУ

**Носко М.І.¹, аспірант, Фролов Я.В.², д.т.н., професор,
Бобух О.С.³, к.т.н., доцент, Самсоненко А.А.⁴, к.т.н., доцент,
Ремез О.А.⁵, к.т.н.**

Національна металургійна академія України, м. Дніпро, Україна,
[1nosko@metal-forming.org](mailto:nosko@metal-forming.org), [2frolov@metal-forming.org](mailto:frolov@metal-forming.org), [3bobukh@metal-forming.org](mailto:bobukh@metal-forming.org),
[4samsonenko@metal-forming.org](mailto:samsonenko@metal-forming.org), [5remez@metal-forming.org](mailto:remez@metal-forming.org)

Експериментальна прокатка-з'єднання армованого композиту

Експериментальна прокатка армованих композитів проводилася на двох прокатних станах в умовах лабораторії кафедри Обробки Металів Тиском Національної металургійної академії України: стан дуо з діаметром валків 180 мм і стан кварто з діаметром робочих валків 135 мм. Швидкість обертання валків, в обох випадках, складала 32 об/хв. Перед прокаткою композити підігрівали в камерній електричній печі до температури 500°C. Для точного відстеження нагрівання композиту до 500° С, у печі був розміщений «зразок-свідок» з термопарою всередині. Заготовка нагрівалась в печі до заданої температури за 20...25 хв.

Під час прокатки фіксувалася температура і сила прокатки. Температура фіксувалася за допомогою термопар, яка знаходилася в середині зразка. Силу прокатки вимірювали за допомогою месдоз, розташованих під натискними гвинтами прокатної кліті. Запис результатів вимірів здійснювали на персональний комп'ютер за допомогою аналогово-цифрового перетворювача (АЦП). Для зменшення витрат температури заготовки перед прокаткою використовували привалкову арматуру з теплоізолюючим покриттям.

Для прокатки-з'єднання було підготовлено тришарові заготовки. В якості матриці (верхній та нижній шари) використовували алюмінієву гарячепресовану штабу розмірами (h×b×l) 3×70×200 мм зі сплаву EN AW 1050. В якості армуючого матеріалу (між алюмінієвими шарами) було

використано відпалену просічно-витяжну сітку розміром ($t \times b \times l$) $0,5 \times 70 \times 200$ мм зі сталі 1.0301 за EN 10277-2, з розміром вічка ґратки 2×4 мм. Перед прокаткою всі шари заготовки скріплювали алюмінієвими заклепками. Спеціальної підготовки поверхонь матриці та сітки не проводилося.

Прокатку проводили з номінальними ступенями висотної деформації 20, 30 і 40 %. На стані кварто також прокатували армовані композити зі ступенем деформації 50%. Ступені деформації розраховувалися відносно сумарної товщини алюмінієвих шарів, без врахування товщини армуючого елемента. Тобто, початкова товщина заготовки для всіх випадків складала 6 мм. Окрім армованих заготовок також було прокатано заготовки без сітки.

Результати експериментальної прокатки армованого композиту

В табл. 1 наведено значення номінальної товщини, що відповідає вказаному ступеню деформації (h_{1n}), фактичної товщини композиту (h_1), фактичної ширини композиту (b_1), довжини композиту після прокатки (l_1), а також сили прокатки. Маркування типу композиту в таблиці означає наступне: Ст10 – композит с сіткою, 0 – композит без сітки; К – стан кварто, Д – стан дуо; 20, 30, 40 та 50 – номінальний ступінь деформації. Кожне зі значень, наведених в таблиці 1 отримане як середнє арифметичне наступної кількості замірів: товщина – 6; ширина – 3; довжина – 3.

Таблиця 1. Результати проведених експериментів

Тип композиту	h_{1n} мм	h_1 мм	b_1 мм	l_1 мм	Сила прокатки*, Т
Стан кварто					
0– К -20	4,8	4,84	70,81	Сильний вигін	3,43
Ст10– К - 20	4,8	4,93	70,76	235	4,69
Ст10– К - 30	4,2	4,31	72,01	287	8,99
Ст10– К - 40	3,6	3,68	71,63	330	8,45
Ст10– К - 40	3,6	3,8	71,6	325	7,05
Ст10– К - 50	3	3,36	72,01	367	10,97
Ст10– К - 50	3	3,295	72,43	360	14,22
Стан дуо					
Ст10– Д - 20	4,8	4,82	71,40	260	-
Ст10– Д - 30	4,2	4,44	71,52	280	-
0– Д -30	4,2	4,48	71,02	255	-
Ст10– Д - 40	3,6	4,11	72,71	300	-
Ст10– Д - 40	3,6	3,90	71,86	315	-
0– Д - 40	3,6	3,82	72,45	300	-
Ст10– Д -20	4,8	4,46	71,55	276	-
0– Д - 20	4,8	4,40	71,60	260	-

* наведено середнє значення сили прокатки по довжині зразка

Слід відзначити, що з'єднання композитів, прокатаних зі ступенем деформації 20% показало себе як нестабільне. Композити розшарувалися під час вирізання зразків, або навіть мінімального гнуття. При цьому один шар матриці мав більш сильне зчеплення з армуючою сіткою, ніж інший. На рис. 1 наведено фото зразка, який розшарувався під час вирізання зразків для подальших випробувань.

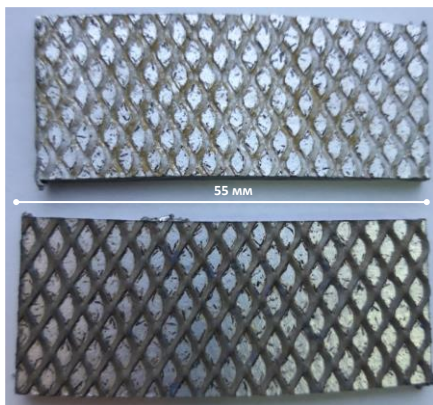


Рис. 1. Фотографія розширеного зразку після прокатки-з'єднання зі ступенем деформації 20% при температурі 500°C

Наявність слідів окалини на поверхні контакту двох шарів матриці свідчить про те, що окалина, яка відірвалася від сітки під час її вирівнювання вздовж вісі прокатки на початку процесу послаблює взаємодію двох шарів матриці між собою. Результати вимірвання геометричних параметрів прісечно-втяжно́ї сітки до і після прокатки наведено у табл. 2.

Таблиця 2. Геометричні параметри сітки після експериментальної прокатки-з'єднання

Назва параметру	До прокатки	Після прокатки	Відносна зміна параметру під час прокатки, %
товщина нитки, мм	0,75	0,8	6,67
величина кута сітки, град	56	67	19,64
довжина перехрестя, мм	1,4	1,45	3,57
довжина вічка, мм	1,5	2	33,33
ширина вічка, мм	4	4	0,00

Дослідження виконано під час реалізації проєкту 2020.02/0329 "Розробка наскрізної технології прокатки-з'єднання алюмінієвих армованих композитів з підвищеною здатністю до поглинання енергії удару і вогнетривкістю", що отримав грант Національного Фонду Досліджень України в рамках конкурсу "Підтримка досліджень провідних та молодих учених".

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE DEFORMATION PARAMETERS REINFORCING LAYER DURING HOT ROLLING OF THE ALUMINUM COMPOSITE

The study was carried out as part of a project aimed at developing an effective technology for hot rolling of sheet aluminum composite reinforced with steel mesh. The object of the research is the shape change of mesh elements in the deformation zone, which is formed by an aluminum matrix. During rolling, a reliable connection of the aluminum layers must be ensured. The main parameters of the process, in this case, are the following: the degree of deformation, the rolling temperature, the diameter of the rolls, the ratio of the flow stresses of the matrix and the reinforcing phase. The composites obtained in this way can be used as protective barriers, decoration elements, and also as a blank for the further manufacture of structural elements. The study was carried out under the project 2020.02 / 0329 "Development of end-to-end roll-bonding technology for aluminum reinforced composites with increased ability to absorb impact energy and fire resistance", which received a grant from the National Research Foundation of Ukraine within of the competition "Support for research of leading and young scientists".

УДК 621.86.065:539.38

ВПЛИВ ТЕХНОЛОГІЧНОГО ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ НА ПРЯМОЛІНІЙНІСТЬ АРМАТУРНИХ КАНАТІВ ПІСЛЯ ВИГОТОВЛЕННЯ

Озерянський Б.М., асп., Чаюн І.М., д.т.н.

Державний університет «Одеська політехніка»

До арматурних канатів пред'являються конкретні вимоги почасти міцнісних та деформаційних характеристик [1], які безпосередньо після виготовлення залежать від звильного натягання (до 10% від розривного зусилля дроту) та параметрів їх кривизни і кручення:

$$\tilde{b} = \frac{\sin^2 \alpha}{r}; \quad \tilde{t} = \frac{\sin \alpha (\kappa_0 + \cos \alpha)}{r}, \quad (1)$$

де α і r – кут і радіус звивання;

$\pm\kappa_0$ – параметр кручення («+» підкручування, «-» відкручення), що забезпечується відношенням кутових швидкостей котушки і ротора.

У кожному дроті внутрішні сили пружності (рис.1) зводяться до подовжнього зусилля N_t , згинального M_b і крутного M_t моментів, які будучи приведеними до осей поперечного перерізу канату аналогічно [2], виражають його технологічні внутрішні силові фактори:

$$N_x^T = \sum_1^n N_{t_i} \cos \alpha_i; \quad (2)$$

$$M_x^T = \sum_{i=1}^s (M_{b_i} \sin \alpha_i + M_{t_i} \cos \alpha_i + N_{t_i} r_i \sin \alpha_i); \quad (3)$$

$$M_y^T = \sum_{i=1}^s (M_b \cos \alpha_i - M_t \sin \alpha_i + N_t r_i \cos \alpha_i) \sin \varphi_i; \quad (4)$$

$$M_z^T = \sum_{i=1}^s (-M_{b_i} \cos \alpha_i + M_{t_i} \sin \alpha_i - N_{t_i} r_i \cos \alpha_i). \quad (5)$$

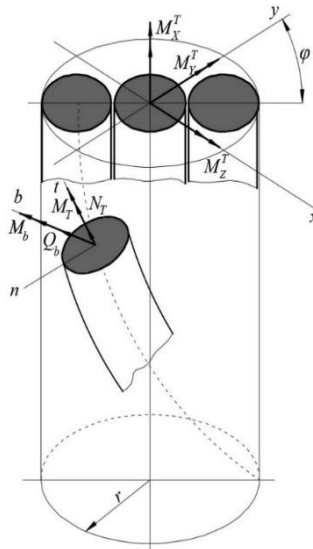


Рисунок 1 –
Напружений стан

Граничний пружний стан перерізу дроту має вигляд:

$$\bar{\sigma}_i = \sqrt{\bar{\sigma}^2 + \bar{\tau}^2} = 1 - \kappa; \quad \bar{e}_i = \sqrt{\bar{e}^2 + \bar{\gamma}^2} = 1 - \kappa, \quad (6)$$

де $\bar{\sigma}_i = \sigma_i / \sigma_T$; $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_T$; $\bar{\tau} = \tau / \tau_T$; $\bar{e}_i = e_i / \varepsilon_T$; $\bar{e} = e / \varepsilon_T$;
 $\bar{\gamma} = \gamma / \gamma_T$;

σ_T і ε_T напруження і деформація границі текучості за лінійно схематизованою діаграмою розтягання дроту; $\kappa \leq 0,1$ – коефіцієнт звивального натягання.

Контур граничної пружної зони перерізу дроту описується колом

$$\left(\bar{M}_b^y\right)^2 + \left(\bar{M}_t^y\right)^2 = (1 - \kappa)^2, \quad (7)$$

де згинальний і крутний моменти граничного пружного стану у відносній безрозмірній формі:

$$\bar{M}_b^y = \frac{EJ \tilde{b}^y}{\sigma_T W_b} = \frac{\sqrt{3}(1 - \kappa)}{\sqrt{3 + \xi_y^2}}; \bar{M}_t^y = \frac{\sqrt{3}GJ_0 \tilde{t}^y}{\sigma_T W_0} = \frac{\xi_y(1 - \kappa)}{\sqrt{3 + \xi_y^2}}. \quad (8)$$

Закінчується утворення спіральної форми дроту при звиванні канату уже в стадії пружно-пластичного деформування. Вважаємо, що граничну криву можна прийняти описаною еліпсом такого рівняння

$$\frac{\left(\bar{M}_b^t\right)^2}{\bar{M}_b^2} + \frac{\left(\bar{M}_t^b\right)^2}{\bar{M}_t^2} = (1 - \kappa)^2, \quad (9)$$

В інтервалі значень, властивих звивальним деформаціям дротин, параметри навантаження можна прийняти рівними параметрам деформування, тобто

$$\lambda_b = \tilde{t} / \tilde{b} = \xi; \dots \lambda_t = \tilde{b} / \tilde{t} = 1 / \xi.$$

Тоді вирази згинального і крутного моментів в перерізі дроту виходять в такому вигляді

$$\bar{M}_b^t = \frac{\bar{M}_b \bar{M}_t \sqrt{1 - \kappa}}{\sqrt{\lambda_b^2 \bar{M}_b^2 + \bar{M}_t^2}}; \bar{M}_t^b = \frac{\bar{M}_b \bar{M}_t \sqrt{1 - \kappa}}{\sqrt{\lambda_t^2 \bar{M}_t^2 + \bar{M}_b^2}}, \quad (10)$$

де $\bar{M}_b = M_b / \sigma_T W_b$ і $\bar{M}_t = M_t / \frac{\sigma_T}{\sqrt{3}} W_0$ – відносні вирази згинального і

крутного моментів при роздільній дії

$$\bar{M}_b = \frac{4}{\pi \bar{e}_{\max}^3} \left[(1 - \bar{E}_T) \left(\frac{\bar{e}_{\max}^2 \sqrt{\bar{e}_{\max}^2 - 1}}{2} + \frac{(\bar{e}_{\max}^2 - 1)^{3/2}}{3} + \frac{\bar{e}_{\max}^4}{2} \arcsin \frac{1}{\bar{e}_{\max}} \right) + \frac{\pi}{4} \bar{E}_T \bar{e}_{\max}^4 \right]; \quad (11)$$

$$\bar{M}_t = \frac{4}{\bar{\gamma}_{\max}^3} \left[\frac{1}{4} + \frac{(1 - \bar{G}_T)(\bar{\gamma}_{\max}^3 - 1)}{3} + \frac{\bar{G}_T}{4} (\bar{\gamma}_{\max}^4 - 1) \right], \quad (12)$$

$$\text{де } \bar{e}_{\max} = \frac{\sin^2 \alpha}{2re_T} \delta; \bar{\gamma}_{\max} = \frac{\sin \alpha (\kappa_o + \cos \alpha)}{2\sqrt{3}re_T} \delta.$$

Всю сукупність зусиль розвантаження канату представляє вектор

$$F = \left| N_x^T M_x^T M_y^T M_z^T \right|^T, \quad (13)$$

компоненти якого обчислюються за формулами (2)–(5). Деформування канату під дією силового вектору (13) на основі теореми розвантаження дає підставу вважати пружним. Для його аналітичного опису застосуємо *МКЕ* аналогічно [3]:

$$|G| \cdot |DK| = F. \quad (14)$$

Тут матриця жорсткості канату

$$|G| = \begin{vmatrix} G_{11} & G_{12} & G_{13} & G_{14} \\ G_{21} & G_{22} & G_{23} & G_{24} \\ G_{31} & G_{32} & G_{33} & G_{34} \\ G_{41} & G_{42} & G_{43} & G_{44} \end{vmatrix} = \sum_1^S \Lambda_i |K_i| \cdot |G\Pi_i| |K_i|^T, \quad (15)$$

де $G_{11}; G_{22}; G_{33}; G_{44}$ і $G_{12} = G_{21}; \dots; G_{34} = G_{43}$ – головні жорсткості перерізу канату (подовжня, крутна і згинальні) і жорсткості впливу.

Вектор деформацій розвантаження канату

$$|DK| = \begin{vmatrix} \varepsilon \\ \theta \\ \chi \\ \zeta \end{vmatrix} = \frac{1}{|D|} \begin{vmatrix} A_{11} & A_{12} & A_{13} & A_{14} \\ A_{21} & A_{22} & A_{23} & A_{24} \\ A_{31} & A_{32} & A_{33} & A_{34} \\ A_{41} & A_{42} & A_{43} & A_{44} \end{vmatrix} \cdot \begin{vmatrix} N_x^T \\ M_x^T \\ M_y^T \\ M_z^T \end{vmatrix}, \quad (16)$$

Ступінь прямолінійності канату після виготовлення за нормою [1] контролюється стілою сегмента (рис. 2).

$$h = r - \sqrt{r^2 - \frac{a^2}{4}}, \quad (17)$$

яка при $a = 1$ м за нормою [1] не повинна перевищувати 25 мм,

де радіус r визначається на основі (16): $r = 1/\sqrt{\chi^2 + \zeta^2}$. В якості прикладу, який розкриває можливості представленої роботи, на рис.3 показана залежність h , пов'язана з відхиленням від рівномірності звивального натягання дроту №2 арматурного канату 1+6 діаметру 6,9 мм (рис. 4).

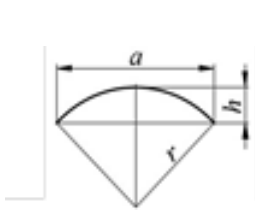


Рисунок 2 –
Стріла сегмента

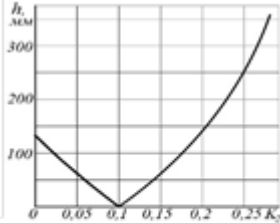


Рисунок 3 – Залежність
 h від натягнення

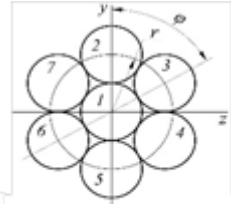


Рисунок 4 –
Переріз канату

Як видно з рис.3 при рівномірному натяганні усіх дротів з коефіцієнтом $\kappa = 0,1$ стріла $h = 0$. При відхиленні натягання дроту №2 від загального натягання $\kappa = 0,1$ більше 20% стріла h перевищує допустиме стандартом значення 25 мм.

Представлена робота дає можливість визначати h , а також інші параметри деформованого стану канатів і вказувати на шляхи цілеспрямованого їх регулювання.

- [1]. ISO 9434 – 4:1991 « Steel for the prestressing of concrete – Part 4: Stand, NEQ».
 [2]. Глушко М.Ф. Стальные подъёмные канаты – Репр. Воспр. Текста изд. 1966 г. – Одесса: Астропринт, 2013. Астропринт 336 с.
 [3]. Чаюн, И.М. Несущая способность подъемных канатов и лент / И.М. Чаюн. — Одесса: Астропринт, 2003. — 233 с.

THE INFLUENCE OF THE PROCESS-INDUCED DEFORMED STATE ON STRAIGHTNESS OF PRESTRESSING STRANDS AFTER MANUFACTURE

Based on the theoretical description of elastic-plastic deformation at a twisting of a rope expressions of technological internal force factors (TIFF) and deformations of unloading from TIFF are received. Due to the torsional deformations of the rope unloading, the arrow of the h segment is determined – a parameter that characterizes the straightness of the rope after manufacture. The presented work makes it possible to determine h , as well as other parameters of the deformed state of the ropes and indicate ways to purposefully adjust them.

КОЕФІЦІЄНТ ЗМІЦНЕННЯ БЕТОНУ ТРУБОБЕТОННИХ ЕЛЕМЕНТІВ НА ОСНОВІ УМОВ ПЛАСТИЧНОСТІ

**Павліков А.М., д.т.н, проф., Гарькава О.В., к.т.н, доц.,
Андрієць К.І., маг.**

Національний університет «Полтавська політехніка імені Юрія Кондратюка», Полтава

Кочкаръов Д.В., д.т.н., доц.

Національний університет водного господарства та природокористування, Рівне

За результатами багатьох як експериментальних, так і теоретичних досліджень міцності труобетонних елементів при дії осьового навантаження розглянуто два випадки їх руйнування. Перший випадок реалізується при досягненні межі текучості труби в сталі, другий - при повному руйнуванні елемента. У випадку повного руйнування труобетонного елемента міцність складових елементів буде повністю використана за умови одночасного руйнування бетонного осердя та досягнення межі текучості в трубі-оболонці. В ході проведених досліджень було виявлено, що внаслідок штучно створених умов обмеження бетону зовнішньою трубкою-оболонкою в ньому відбувається явище зміцнення. Для врахування зміцнення бетону з точки зору його об'ємного напружено-деформованого стану було розроблено велику кількість методів розрахунку міцності стиснутих труобетонних елементів. Але їх емпірична основа не сприяє глибокому розумінню складної роботи композитів. Відсутність проектних залежностей, які б чітко ідентифікували складову зміцнення бетону, не дозволяє оцінити його вплив на загальну несучу здатність елемента, а також виявити залежність величини зміцнення від різних факторів. Можливість вирішення існуючої проблеми в теорії розрахунків міцності сталевих трубчастих залізобетонних елементів на основі введених сучасних поглядів на роботу бетону в поєднанні з арматурою та сталевією трубою висвітлена в [1 – 3]. Узагальнюючи запропоновані рекомендації, метою статті є отримання аналітичного виразу для розрахунку коефіцієнта зміцнення бетону серцевини трубчастого бетонного елемента в момент повного його руйнування та аналіз його зміни залежно від характеристик міцності матеріалів та геометрії елемента.

Рівняння для визначення несучої здатності труобетонного елемента при центральному стиску, в основу якого покладено умову теорії пластичності Сен-Венана та деформаційна модель роботи під навантаженням труобетону, як композитного матеріалу, отримано [3] у вигляді:

$$N_{Ed} = \left(1 + \frac{4k}{k+1} \frac{f_y}{f_c} \frac{t}{D} \right) A_c f_c + A_s f_y. \quad (1)$$

У рівнянні (1) вираз

$$1 + \frac{4k}{k+1} \frac{f_y}{f_c} \frac{t}{D} = k_{cs} \quad (2)$$

являє собою коефіцієнт зміцнення бетону k_{cs} в трубобетонній конструкції з урахуванням особливостей умов теорії пластичності Сен-Венана при їх застосуванні до моделювання цього явища.

Для визначення несучої здатності трубобетонного елемента при центральному стиску, в основу якого покладено умову теорії пластичності Губера-Мізеса-Генки та деформаційну модель роботи під навантаженням трубобетону, як композитного матеріалу, отримано таке рівняння:

$$N_{Ed} = \left(1 + 4 \left(\frac{2k+1}{\sqrt{k^2+k+1}} - 1 \right) \frac{f_y}{f_c} \frac{t}{D} \right) A_c f_c + A_s f_y. \quad (3)$$

У рівнянні (3) вираз

$$1 + 4 \left(\frac{2k+1}{\sqrt{k^2+k+1}} - 1 \right) \frac{f_y}{f_c} \frac{t}{D} = k_{cs} \quad (4)$$

також являє собою коефіцієнт зміцнення бетону k_{cs} в трубобетонній конструкції з урахуванням особливостей впливу умов теорії пластичності Губера-Мізеса-Генки при їх застосуванні до моделювання цього явища.

Для порівняння результатів розрахунків за рівняннями (1) та (3) (рис. 1) були використані експериментальні дані щодо міцності колон, котра визначена при безпосередньому руйнуванні трубобетонного елемента. Значення міцності, що використовуються для порівняння запропонованих методів, взяті з [4] (перші 10 зразків); [5] (наступні 3 зразки).

Аналіз співставлення експериментальних і теоретичних значень міцності випробуваних зразків колон показав, що середнє арифметичне відхилення складає 12.03% для розрахунку з використанням теорії Сен-Венана та 2.56% за теорією Губера-Мізеса-Генки, тобто розкид значень за другою теорією суттєво менший. Але з іншого боку очевидним є те, що цей розкид варіюється як у бік завищення, так і у бік заниження несучої здатності. Тому з точки зору запасу міцності більш прийнятним є розрахунок за теорією Сен-Венана, оскільки завищення несучої здатності в цьому випадку не таке суттєве, як за теорією Губера-Мізеса-Генки. Порівняння середнього квадратичного відхилення для обох теорій 18.20% та 20.86% відповідно, також свідчить на користь використання теорії Сен-Венана. Для формулювання більш обґрунтованих висновків потрібно збільшити кількість експериментальних даних, використаних для порівняння.

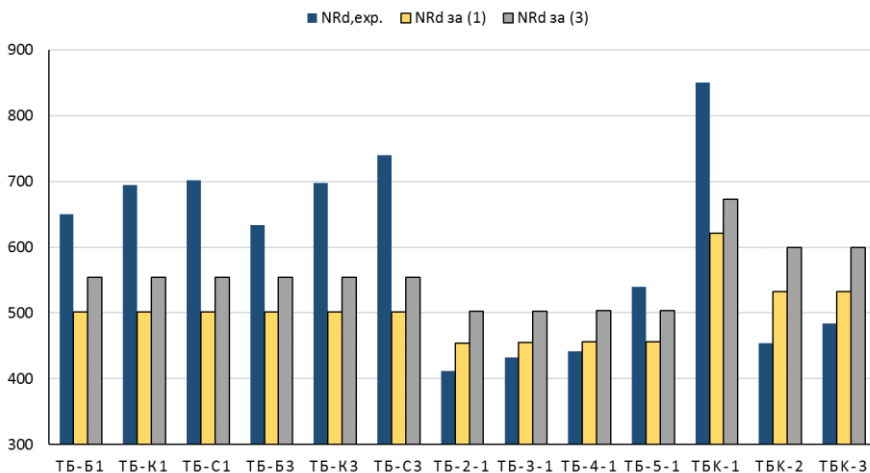


Рисунок 1 – Порівняння експериментальних і теоретичних значень несучої здатності трубобетонних елементів

В ході роботи за мету ставилось також виявлення характеру та ступеню впливу різних факторів на значення коефіцієнта зміцнення бетону трубобетонних елементів (рис. 2 – 3). Для аналізу застосовувались теоретичні вирази для коефіцієнта k_{cs} за формулами (2) та (4).

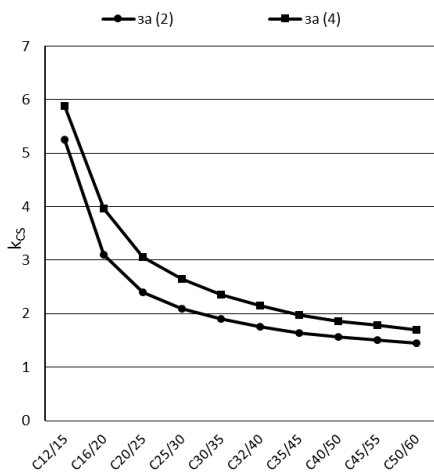


Рисунок 2 – Залежність коефіцієнта зміцнення від класу бетону

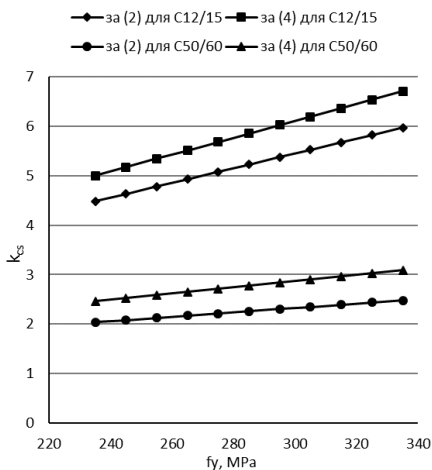


Рисунок 3 – Залежність коефіцієнта зміцнення від межі текучості сталі

Графіки на рисунку 3 демонструють зміну коефіцієнта зміцнення при зростанні класу бетону в діапазоні від C12/15 до C50/60. При цьому використані такі параметри трубобетонного елемента: зовнішній діаметр труби 102 мм, товщина стінок 3,5 мм, межа текучості сталі $f_y = 287$ МПа.

На основі аналізу графіків залежності значень коефіцієнта зміцнення бетону від класу бетону осердя трубобетонного елемента (рис. 3) відмічено суттєве зростання коефіцієнта зміцнення бетону для низьких класів бетону за обома теоріями, що може свідчити про суттєві резерви міцності та потребує подальшого теоретичного та експериментального дослідження.

Для трубобетонного елемента з попередніми характеристиками здійснено також визначення коефіцієнта зміцнення залежно від межі текучості сталі труби (рис. 4). Результати закономірно демонструють зростання коефіцієнта k_{cs} при збільшенні межі текучості сталі труби, при чому це зростання більш стрімко проявляється для нижчих класів бетону.

Висновки. На основі застосування теорій пластичності Сен-Венана та Губера-Мізеса-Генки було отримано аналітичні вирази для розрахунку коефіцієнта зміцнення бетону осердя трубобетонного елемента в граничному стані та умови перевірки несучої здатності трубобетонного елемента, які дозволяють використовувати міцність матеріалів повністю.

Проведене порівняння обчислених значень міцності циліндричних трубобетонних елементів з використанням аналітичних виразів коефіцієнта зміцнення бетону з експериментальними даними свідчить про доцільність застосування виведених формул та спонукає до подальшого дослідження міцності трубобетонних елементів на основі застосування обох розглянутих теорій пластичності.

Здійснений аналіз зміни коефіцієнта зміцнення бетону від різних факторів виявив резерви міцності для трубобетонних елементів з бетону низьких класів та шляхи підвищення міцності трубобетонних елементів при зміні їх геометричних та міцнісних характеристик.

[1]. Митрофанов В. П. Пособие по расчету прочности трубобетонных элементов при осевом сжатии : монография / В. П. Митрофанов, Н. Дергам Али. – Полтава : ПолтНТУ имени Юрия. Кондратюка, 2008. – 91 с.

[2]. Pavlikov A. Structural deformability of concrete / A.Pavlikov, O. Harkava // Concrete Structures for Resilient Society : Proceedings of the fib Symposium 2020 held online, China 22-24 November 2020. – P. 449 – 455.

[3]. Pavlikov A.M. Strength Analysis of Concrete-Filled Steel Tubes on the Basis of Plasticity Conditions / A. M. Pavlikov, D. V. Kochkarov and O. V. Harkava // IOP Conference Series: Materials Science and Engineering, 2021/ – Volume 1079. – Chapter 4.

[4]. Єрмоленко Д. А. Об'ємний напружено-деформований стан трубобетонних елементів : автореф. дис. на здобуття наук. ступеня д-ра техн. наук : спец. 05.23.01 / Д. А. Єрмоленко ; Полтава : ПолтНТУ. – 2012. – 40 с.

[5]. Воскобійник О. П. Сталезалізобетон: надійність, технічні стани, ризики: монографія / О. П. Воскобійник. – Донбас, 2014. – 394 с.

ОЦІНКА ХАРАКТЕРИСТИК ЕКРАНУВАННЯ ЕЛЕКТРОМАГНІТНОГО ВИПРОМІНЮВАННЯ ОБЛИЦЮВАЛЬНИХ БУДІВЕЛЬНИХ МАТЕРІАЛІВ

**Панова О.В., к.т.н., доц., Краснянський Г.Ю., к. ф.-м. н., доц.,
Азнаурян І.О., доц.**

Київський національний університет будівництва і архітектури, м Київ
aznaurian.io@knuba.edu.ua

В сучасних умовах значного підсилення електромагнітного техногенного навантаження на здоров'я людей захист від електромагнітного випромінювання стає все більше важливою задачею.

Властивості екранувати електромагнітне випромінювання мають практично всі будівельні матеріали. У той же час ефективність такого екранування недостатня. З метою нормалізації показників відповідно до загальновизнаних міжнародних нормативів з електромагнітної безпеки у будівельних конструкціях в якості захисних екранів повинні застосовуватися спеціально розроблені будівельні матеріали. Зокрема, раніше нами була показана принципова можливість використання як ефективних екранів електромагнітного випромінювання облицювальних матеріалів на основі металосилікатних композицій.

Метою роботи є теоретичні дослідження захисних властивостей композиційних облицювальних матеріалів на основі діелектричної матриці з електропровідним немагнітним компонентом у широкому діапазоні частот випромінювання, в тому числі – розробка математичної моделі, яка дозволяла б не тільки правильно оцінювати значення характеристик екранування, а й призначати оптимальний склад матеріалу, що забезпечує такі характеристики.

Запропоновано розрахункову методику оцінки величин проходження, відбивання, поглинання і ефективності екранування електромагнітного випромінювання матеріалом. Необхідні для розрахунків залежності діелектричної проникності і електропровідності композиту від об'ємної частки електропровідної добавки отримані на підставі гіпотези подібності при врахуванні ненульової провідності діелектричної матриці.

Встановлено задовільну відповідність результатів розрахунків з вимірними характеристиками екранування електромагнітного випромінювання в діапазоні НВЧ облицювальних плиток, виготовлених з металосилікатного матеріалу на основі гідросилікатів кальцію і мідного порошку.

Наведені результати показують адекватність запропонованої розрахункової методики і свідчать про те, що вона може бути використана

для попередніх оцінок характеристик екранування при проектуванні електромагнітних екранів на основі композиційних облицювальних матеріалів з необхідними для конкретних умов захисними властивостями.

EVALUATION OF ELECTROMAGNETIC RADIATION SHIELDING CHARACTERISTICS OF FACING BUILDING MATERIALS

The report presents the results of theoretical studies of the protective properties of composite facing materials based on a dielectric matrix with an electrically conductive non-magnetic filler in a wide frequency range of incident electromagnetic radiation. Expressions are got for the values of the transmission, reflection, and absorption, and the electromagnetic radiation shielding efficiency calculated on their basis. Satisfactory agreement between the calculation results and the measured shielding characteristics of specimens of metal silicate materials based on calcium hydro silicates and copper powder was established. The results presented show the adequacy of the proposed calculation method and indicate that it can be used for preliminary estimates of the shielding characteristics when designing electromagnetic radiation shields based on composite facing materials.

УДК 624.012.36/46

ВЛИЯНИЕ ПРОЦЕССОВ, ПРОХОДЯЩИХ В КОНТАКТНОЙ ЗОНЕ «КЛАДКА – ШТУКАТУРНОЕ ПОКРЫТИЕ», НА РАЗРУШЕНИЕ СТЕНОВОЙ КОНСТРУКЦИИ

**Парута В.А., к.т.н., доцент, Лавренюк Л.И., к.т.н., доцент,
Гнып О.П., к.т.н., доцент, Гринева И.И., к.т.н., ст. преп.**

Одесская государственная академия строительства архитектуры
docent2155@gmail.com

Использование штукатурных покрытий обусловлено необходимостью обеспечения более продолжительного срока эксплуатации стеновой конструкции. Для создания штукатурного раствора с заданными свойствами необходимо знать процессы, проходящие в системе «кладка-покрытие», в том числе, в контактной зоне между ним и кладкой, механизм ее разрушения.

Целью работы является описание процессов возникновения и роста трещин в штукатурном покрытии и контактной зоне его с кладкой, в процессе его нанесения, твердения и эксплуатации стеновой конструкции.

В последние годы появился значительный прогресс, достигнутый в анализе надежности штукатурных покрытий, поведения их при эксплуатации, тем не менее, имеются проблемы в прогнозировании эволюции повреждений с точки зрения инициирования и роста трещин, что в

конечном счете, и приводит к растрескиванию и отслоению штукатурного покрытия от кладки.

Поведения штукатурного покрытия во многом зависит от его структуры и структуры контактной зоны. Штукатурные растворы являются иерархическими композитами, состоящие из мелкого заполнителя и неорганических соединений - хрупких минералов, продуктов гидратации цемента, структура которого и контактной зоны с кладкой, формируется вследствие процессов, происходящих при нанесении, твердении, при влиянии на этот процесс кладки, эксплуатационных воздействиях и окружающей среды.

Исследование состояния системы «кладка-покрытие» позволяет получить данные о процессе ее разрушении, появлении и распространении трещин. В статье рассмотрена модель напряженно-деформированного состояния системы. Ее разрушение происходит в результате роста многих трещин, образовавшихся в зоне, где локальное напряжение превышает локальную прочность материала. Она разрушается по двум основным схемам: образование, развитие трещин в покрытии и контактной зоне его с кладкой.

После нанесения растворной смеси на кладку образуются трещины на поверхности штукатурного покрытия, причиной которых является усадка цементного камня из-за его гидратации, отсоса влаги кладкой, ее испарения под воздействием солнца и ветра (рис.1.б, в).

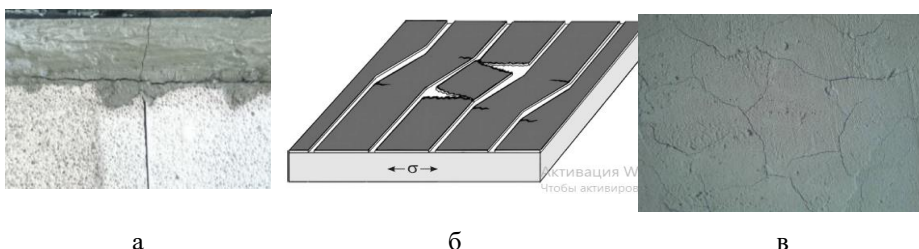


Рис.1. Образование трещин в штукатурном покрытии (б, в) и контактной зоне его с кладкой (а)

Скорость возникновения новых трещин определяется жесткостью покрытия. У более жестких штукатурных покрытий предел прочности при растяжении достигается в результате меньшей деформации. Поэтому на начальной стадии растрескивания плотность трещин растет быстрее всего у покрытий, которые характеризуются максимальным модулем упругости.

Так как кладка сдерживает усадочные деформации штукатурного покрытия, то в нем возникают напряжения растяжения, которые являются причиной роста образовавшихся при усадке трещин.

Эти напряжения также существенно выше расчетного сопротивления на растяжение для расчета по образованию трещин равного 0,35 МПа и разрушающего напряжения равного 0,5 МПа [1,2].

В контактной зоне «кладка-покрытие», из-за отсоса кладкой влаги из растворной смеси и ее усадки, также образуются горизонтальные трещины (рис.1.а) [3,4,5].

Трещины образовавшиеся на поверхности штукатурного покрытия «растут», как по плоскости, так и в его глубину, первоначально вертикально, до пересечения с плоскостью контактной зоны «кладка-покрытие», а затем горизонтально, по контактной зоне. Направление роста этих трещин определяется не только геометрией напряжений, но зависит и от наличия ранее образовавшихся усадочных трещин в этой зоне.

Причинами разрушения штукатурного покрытия и контактной зоны также является деформация стеновой конструкции вследствие воздействия температуры (рис. 2а, б), статических и динамических нагрузок (рис.2 в) и напряжения, вызванных ними (рис. 3). Штукатурное покрытие в этих условиях работает на сдвиг и изгиб.

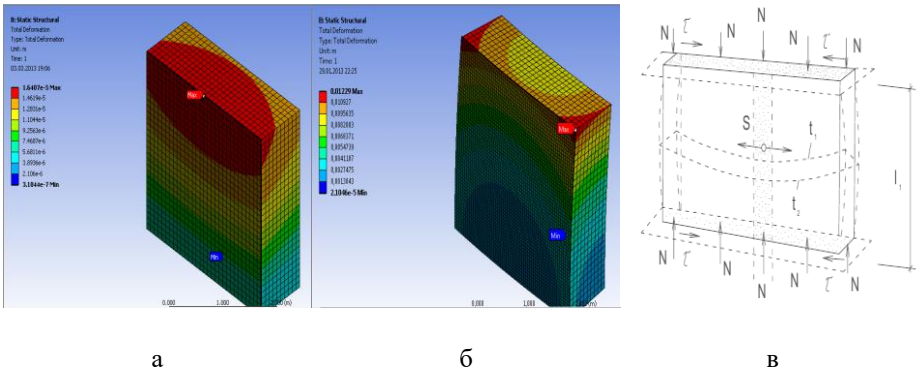


Рис. 2. Деформаций в стеновой конструкции при положительных (а) и отрицательных температурах (б), схема статических и динамических нагрузок(в)

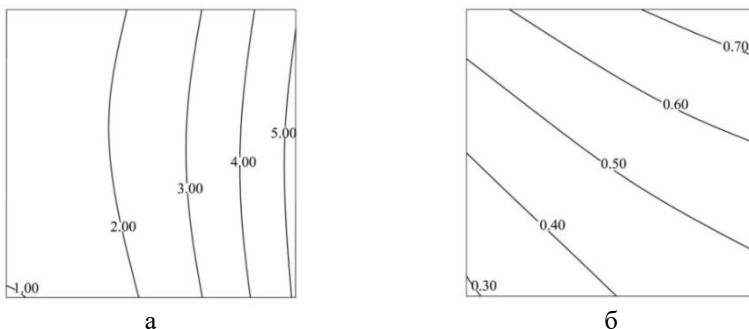


Рис. 3. Влияния варьируемых факторов на напряжения в штукатурном покрытии при минусовых (а) и плюсовых (б) температурах, т/м²

При этом наблюдается постепенное изменение ее свойств. Динамический тип загрузки характеризуется величиной нагрузки, амплитудой и частотой приложения нагрузок. Даже если величина приложенной нагрузки существенно ниже предела прочности контактной зоны, все равно происходит постепенное снижение ее прочности и величины адгезии покрытия к кладке. Эти потери прочности называют усталостью. При циклических нагрузках имеют место процессы деструкции и происходит необратимое изменение свойств материала контактной зон.

Материалы, образующие систему т.е. кладка и покрытие, отличаться друг от друга по своим свойствам. Различие их коэффициентов термического расширения, влажностных деформаций, упругих характеристик, обуславливает возникновение напряжений сдвига по границе раздела, что также приводит к развитию трещин в контактной зоне.

Деформации штукатурного покрытия и контактной зоны «покрытие-кладка» являются суммой трех составляющих: упругой деформации, обратимой в фазе с напряжением, полностью необратимой – остаточной, высокоэластичной, обратимой, но не в фазе с напряжением. С увеличением степени деформации конкуренция описанных выше механизмов разрушения в системе покрытие–кладка приводит либо к формированию в покрытии вторичных трещин нормального отрыва или к образованию сдвиговых трещин на границе раздела.

Рост магистральной трещины происходит за счет слияния с порообразными трещинами, зарождающимися в зоне перед вершиной. Это приводит к распространению трещины по границе раздела покрытие–кладка, уменьшению площади их контактов результате чего имеет место повсеместное отслаивание покрытия (рис.4).



Рис.4. Разрушение и отслаивание штукатурного покрытия от кладки

Развития магистральной трещины происходит до момента отрыва штукатурного покрытия от основания и обнажения кладки (рис.4).

Таким образом, все это позволяет повысить однородность структуры, уменьшить количество трещин при твердении и замедлить их развитие при эксплуатации, а также повысить долговечность стеновой конструкции.

[1]. Халилов Р.К. Исследование совместной работы строительных материалов в составе современных многослойных теплоэффективных наружных стен: дис. канд. техн. наук: 05.23.05. Уфа, 2007. 221 с.

[2]. Чернышов Е.М., Дьяченко Е.И., Неупокоев Ю.А. Особенности строения, закономерности деформирования и разрушения высокопоризованных неорганических композитов. Материалы шестых академических чтений. Современные проблемы строительного материаловедения: сб. научн. тр. Иваново, 2000. С.572-580.

[3]. Чернышов Е.М. Руководство по технологии изготовления ячеистого бетона плотностью 250–300 кг/м³. М: Стройиздат, 1977. 24 с.

[4]. Бобрышев А.А. Отделочные клеевые растворы на основе сухих смесей с использованием комплексных порошковых добавок: дис. канд. техн. наук: 05.23.05 / ПГУАС. Пенза, 2003. 204 с.

[5]. Фролов Ю.Г. Курс коллоидной химии. Поверхностные явления и дисперсные системы. Москва: Химия, 1988. 464 с.

INFLUENCE OF PROCESSES IN THE CONTACT AREA "MASONRY - PLASTERING" ON THE DESTRUCTION OF WALL STRUCTURE

The processes occurring in the contact zone "masonry-plaster coating" and their influence on the formation of cracks, their development and subsequent destruction of the wall structure are considered. It is noted that consideration and analysis of these problems makes it possible to reduce the number of defects in the contact zone of the plaster coating with masonry, slow down their development and increase the service life of the wall structure.

МОДЕЛЮВАННЯ ТРАНСФОРМАЦІЇ ПОКАЗНИКІВ ЯКОСТІ В ПРОЦЕСІ МЕХАНІЧНОЇ ОБРОБКИ ВИРОБІВ З ВИСОКИМИ ФІЗИКО-МЕХАНІЧНИМИ ВЛАСТИВОСТЯМИ

Паршина О. А., д.е.н., к.т.н., професор

Паршина М. Ю., к.е.н.,

Університет митної справи та фінансів, м Дніпро, Україна,

Паршин Ю. І., д.е.н., к.т.н., доцент

Дніпропетровський державний університет внутрішніх справ, м Дніпро, Україна

Гуренко А. Ю. аспірант,

Дніпропетровський державний університет внутрішніх справ, м Дніпро, Україна

Для забезпечення високого рівня експлуатаційної надійності деталей особливого призначення розробляються комплексні технології, що складаються з деякої сукупності етапів і технологічних процесів. Використовуючи теоретичну основу системного і синергетичного підходів [1, 2], технологічний процес виготовлення таких деталей можна уявити як процес якісної й кількісної зміни об'єкта. При цьому актуальними залишаються питання вивчення надійності процесів механічної обробки при забезпеченні необхідного рівня стійкості показників якості і конкурентоспроможності готової продукції [3, 4].

Розглядаючи технологічний процес виготовлення виробу в комплексі з урахуванням явищ технологічної спадковості можна припустити, що фізико-механічні властивості, зокрема межа міцності, межа пропорційності, відносне звуження і ударна в'язкість, а також характеристики якості оброблених поверхонь і точність обробки можуть трансформуватися, тобто успадковуватися від одного етапу комплексного технологічного процесу до

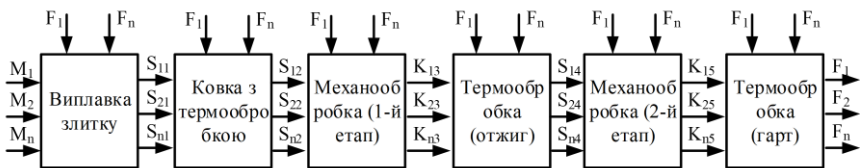


Рисунок 1 – Структурна схема комплексної технології

Уявімо загальну структуру комплексної технології як складну багатовимірну систему (рис. 1), в якій на вхід надходять характеристики вихідного матеріалу (шихти) для виплавки заготовки (M_1, M_2, \dots, M_n), а на виході забезпечується відповідний комплекс фізико-механічних властивостей (S_1, S_2, \dots, S_n) і показників якості (K_1, K_2, \dots, K_n).

Трансформація показників якості здійснюється в результаті дії сукупності технологічних факторів (F_1, F_2, \dots, F_n), характерних для кожного етапу комплексного технологічного процесу. В результаті, якість готової продукції характеризується комплексом показників якості (R_1, R_2, \dots, R_n). Такий підхід дозволяє представити комплексну технологію як складну технологічну систему, що складається з декількох структурних осередків – технологічних етапів і зв'язків між ними.

Етапи комплексної технології являють собою технологічні процеси виплавки злитка, кування, механічної обробки і термообробки. Розглянемо кожен етап комплексної технології як сукупність елементарних технологічних процесів. Слід зазначити, що підсумкові показники якості готового виробу формуються поетапно. Кожен етап комплексної технології визначає, в тій чи іншій мірі, фізико-механічні властивості та якісні показники деталі. При забезпеченні заданих експлуатаційних характеристик важливу роль відіграють методи отримання заготовок і наступні види і методи термічних обробок. Показники якості оброблених поверхонь і показники точності остаточно формуються на етапі механічної обробки. Однак, для забезпечення всього комплексу показників готового виробу, необхідно розглядати етапи комплексної технології у взаємозв'язку з урахуванням явищ технологічної спадковості, тобто трансформації показників якості. У зв'язку з цим, для проектування оптимальної структури комплексної технології необхідно вивчити кількісні залежності, що описують зв'язки попередніх технологічних процесів з подальшими технологічними операціями.

Математична модель елементарного технологічного процесу механічної обробки може бути представлена у вигляді графа, вершини якого відповідають певному стану якості поверхні, а безліч дуг – технологічних переходах або операціями. Застосуємо до цієї моделі прояв технологічної спадковості у вигляді виразу:

$$x_i = a \cdot x_{i-1}^b, \quad (1)$$

де x_{i-1}, x_i – показники якості для (i-1) і i-операцій технологічного процесу механічної обробки;

a, b – коефіцієнти технологічної спадковості, які показують рівень трансформації показників якості.

Для опису процесів трансформації показників якості проведено комплекс експериментальних досліджень шорсткості обробленої поверхні при механічній обробці деталей з високими фізико-механічними властивості і отримано вирази у вигляді:

$$Ra_i = a \cdot Ra_{i-1}^b, \quad (2)$$

де Ra_i – шорсткість поверхні на i-ої операції, мкм;

Ra_{i-1} – шорсткість поверхні на попередній операції, мкм.

Коефіцієнти a і b отримані з рівнянь регресії. Математична обробка експериментальних досліджень виконана з використанням програми EXCEL. У табл. 1 представлені результати досліджень обробки сталі 38ХНЗМФА, отриманої методом електрошлакової переплавки.

Таблиця 1

Коефіцієнти трансформації показників якості при механообробці сталі 38ХНЗМФА

Марка інструменту	Коефіцієнти трансформації	
	a	b
ВК10ХОМ	2,4825	0,003
ВК6ОМ	2,1579	0,2815
Т15К6	1,2156	0,2087

Результати досліджень показали, що коефіцієнти трансформації показників якості залежать від технологічних умов процесів механічної обробки сталі 38ХНЗМФА. Встановлено відмінності в процесах, які обумовлені не тільки в результаті використання різних марок інструментального матеріалу. Слід зазначити, що істотно впливає також і метод попереднього етапу комплексної технології. Експериментально було встановлено, що на шорсткість поверхні в деякій мірі впливає метод отримання вихідного металу і вид термічної обробки. Фізичний сенс цих явищ пояснюється тим, що здатність металу до забезпечення заданих фізико-механічних властивостей і якісних показників закладається спочатку на етапі виплавки злитку, забезпечуючи при цьому резерв підвищення експлуатаційної надійності особливо відповідальних виробів.

З певним ступенем допущень можна зробити припущення про те, що за допомогою формули (2) можна охарактеризувати кількісні та якісні зв'язки процесів трансформації показників якості тобто технологічної спадковості. Зокрема, кількісні зв'язки технологічної спадковості, що залежать від вибору методу попереднього етапу комплексної технології визначаються у формулі (2) коефіцієнтом (b), а основні умови механообробки на конкретному етапі комплексної технології – коефіцієнтом (a). Отримані коефіцієнти дозволяють кількісно оцінити ступінь впливу явищ технологічної спадковості для конкретного виробничого етапу комплексної технології.

Отримано математичні моделі досліджуваних процесів механічної обробки сталі 38ХНЗМФА у вигляді:

$$Ra = a \cdot v^2 + b \cdot v + c, \quad (3)$$

де: a, b, c – коефіцієнти математичної моделі; v – швидкість різання, м/хв;

Ra – шорсткість обробленої поверхні, мкм.

Отримано рівняння регресії – залежності шорсткості обробленої поверхні заготовок, отриманих різними технологічними методами, зокрема електрошлакової переплавки і подвійного перепау з мікролегуванням з урахуванням подальшої термічної обробки.

Обчислення коефіцієнтів математичної моделі (3) виконано з

використанням методу найменших квадратів за допомогою регресійного аналізу програми EXCEL. Після визначення коефіцієнтів і побудови моделей проведена перевірка їх значимості та адекватності моделі в цілому. У табл. 2 представлені математичні моделі досліджуваних процесів механічної обробки заготовок зі сталі 38ХНЗМФА з урахуванням попередньої термічної обробки.

Отримані приватні залежності шорсткості обробленої поверхні від елементів режимів механічної обробки дозволяють визначити оптимальні режими обробки, оцінити ступінь впливу технологічних факторів на якісні показники.

Експериментальні дослідження показали, що процеси механічної обробки сталі 38ХНЗМФА різними інструментальними матеріалами істотно розрізняються за показниками якості оброблених поверхонь та інтенсивності зносу ріжучих інструментів. Певною мірою це пов'язано з особливостями отримання вихідної заготовки, термічної обробки, а також фізико-хімічними процесами, які виникають при механообробці.

Таблиця 2

Математичні моделі процесів механічної обробки сталі 38ХНЗМФА-ЕШП

Марка інструментального матеріалу	Термообробка заготовки	Математична модель $Ra = a \cdot v^2 + b \cdot v + c$
ВК60М	отжиг	$Ra = -0,3179 \cdot v^2 + 3,0321 \cdot v - 0,5796$
ВК60М	нормалізація з відпуском	$Ra = -0,1667 \cdot v^2 + 1,4583 \cdot v + 0,6429$
Т15К6	отжиг	$Ra = -0,1 \cdot v^2 + 1,121 \cdot v + 0,0071$
Т15К6	нормалізація з відпуском	$Ra = -0,097 \cdot v^2 + 0,8351 \cdot v + 0,2143$

Для процесів механічної обробки важливо визначення таких технологічних умов, при яких забезпечуються задані показники якості на даній операції. При розробці і впровадженні комплексної технології актуально визначення такої послідовності операцій і таких умов обробки, при яких ступінь перенесення похибок обробки від попередньої операції повинна бути мінімальна, тобто явища технологічної спадковості повинні проявлятися в меншому ступені.

Для визначення таких умов запропоновано використовувати комплекс безрозмірних характеристик – відносних змін коефіцієнтів математичної моделі (3):

$$\Delta a = \frac{a_{відп}}{a_{норм}}, \quad \Delta b = \frac{b_{відп}}{b_{норм}}, \quad \Delta c = \frac{c_{відп}}{c_{норм}}, \quad (4)$$

де $a_{відп}$, $b_{відп}$, $c_{відп}$ – постійні коефіцієнти математичної моделі, які описують процес механічної обробки сталі 38ХНЗМФА після відпалу;

$a_{норм}$, $b_{норм}$, $c_{норм}$ – постійні коефіцієнти математичної моделі, які

описують процес механічної обробки сталі 38ХНЗМФА після нормалізації з відпусткою.

Аналіз отриманих безрозмірних характеристик (табл. 3) дозволяють оцінити ступінь зміни якісних показників від однієї операції до іншої.

Визначення оптимальних умов механічної обробки засноване на виявленні стабільного технологічного процесу з точки зору мінімізації ступеня зміни показників якості. Таким чином, найбільш оптимальною маркою інструментального матеріалу є той, для якого відносні зміни коефіцієнтів мінімальні.

Таблиця 3

Відносні зміни коефіцієнтів математичної моделі процесу механічної обробки сталі 38ХНЗМФА

Марка інструменту	Відносні зміни коефіцієнтів		
	<i>a</i>	<i>b</i>	<i>c</i>
ВК10ХОМ	1,4558	1,8102	11,518
ВК6ОМ	1,907	2,079	0,9015
Т15К6	1,0309	1,342	0,033

Аналогічні дослідження проведені для аналізу зносу ріжучих інструментів різних марок, що використовуються у виробництві.

Отримано регресійні залежності, що дозволили виявити вплив технологічних чинників на знос ріжучих інструментів з урахуванням явищ трансформації показників якості.

У висновку слід зазначити, що отримані математичні моделі процесів механічної обробки сталі 38ХНЗМФА дозволяють визначити умови обробки, що забезпечують формування заданого комплексу показників якості. Проведені дослідження створюють основу для автоматизації проектування комплексних технологій виготовлення виробів відповідального призначення.

[1]. Parshyna O., Parshyn Yu. (2020). Analytical platform to provide competitiveness of ore-mining machinery manufacturing. *Mining of Mineral Deposits*, 14(3), Pp. 61-70. <https://doi.org/10.33271/mining14.03.061>

[2]. Use of Balanced Scorecard for Enterprise Competitiveness Assessment / S.O. Faizova, M.I. Ivanova, O.L. Faizova, V.L. Smiesova, O.A. Parshyna, O.O. Zavorodnia. *Journal of Advanced Research in Law and Economics*, [S.l.], v. 11, n. 2, Pp. 349–361, mar. 2020. ISSN 2068-696X. Available at: <<https://journals.aserspublishing.eu/jarle/article/view/5103>>. Date accessed: 03 July 2020. doi: [https://doi.org/10.14505/jarle.v11.2\(48\).08](https://doi.org/10.14505/jarle.v11.2(48).08). (*Scopus*)

[3]. Enterprise Competitiveness Management by Introducing Virtual Reality Technologies / Hanna Andrushchenko, Natalia Shandova, Zoriana Hbur, Nadiya Yavorska, Olena Parshyna / *Academy of Strategic Management Journal* / Print ISSN: 1544-1458; Online ISSN: 1939-6104 / 2019, Vol: 18 Issue: 1. (<https://www.abacademies.org/articles/enterprise-competitiveness-management-by-introducing-virtual-reality-technologies-8715.html>) (*Scopus*)

[4]. Strategic Priorities of Intellectual Capital Management in the Enterprise / Rashid Khakimov, Abduaziz Abduvasikov, Serhii Danyliuk, Yurii Parshyn, Viktor Alkema /

MODELING OF TRANSFORMATION OF QUALITY INDICATORS IN THE PROCESS OF MECHANICAL PROCESSING OF PRODUCTS WITH HIGH PHYSICAL AND MECHANICAL PROPERTIES

Complex technologies are technologies which consist of a certain set of stages and technological processes. Using the theoretical basis of the systemic and synergetic approaches, the technological process of manufacturing of such parts has been represented as a process of qualitative and quantitative changes of the object. Taking into account the phenomena of technological heredity, it has been assumed that physical and mechanical properties, in particular, tensile strength, proportionality limit, relative narrowing and resilience, as well as characteristics of the quality of the treated surfaces and processing accuracy can be transformed during the complex technological process. To describe the transformation processes of quality indicators, a set of experimental studies of the roughness of the treated surface during machining of parts with high physical and mechanical properties has been carried out and mathematical models have been obtained. To determine the conditions of the integrated technology, it has been proposed to use a complex of dimensionless characteristics - relative changes of the coefficients of the mathematical model. The obtained mathematical models of the processes of mechanical treating of steel 38HН3МFA make it possible to determine the processing conditions that ensure the formation of a given set of quality indicators.

УДК 629.1-47

ОСОБЛИВОСТІ ЗОВНІШНЬОГО ДИЗАЙНУ ЕЛЕМЕНТІВ СТАЦІОНАРНИХ ТА ПЕРЕСУВНИХ ОГЛЯДОВИХ КОНСТРУКЦІЙ

Петровська Ю.Р., к.арх., ст.викл.

Національний університет «Львівська політехніка», м. Львів
yuliana.r.petrovska@lpnu.ua

Одним і беззаперечних атракційних об'єктів у будь-якому парку розваг є оглядове колесо. Вперше, більше ста років тому, цей атракціон заповнив усі розважальні зони, а сьогодні, важко уявити без нього будь-який великий парк розваг. В доповнення функцій класичного колеса огляду приходять сучасні панорамно-оглядові конструкції, серед яких, зовнішні ліфти зі скляними майданчиками, відкриті платформи, тераси та балкони, атракційно-видові комплекси, ескалатори, механічно-рухливі конструкції, що є дуже цікавим з конструктивної точки зору.

Колесо огляду відносять до конструкцій розважальних атракціонів, що створює святковість відпочинку для всіх його учасників. Його конструкція забезпечує просторові переміщення по колу в одній площині (поступовим підніманням, знаходженням певний час на розрахунковій висоті та поступовим спуском по дузі). Щоразу творці таких конструкцій ставлять за мету його вдосконалення, збільшуючи його функціональні можливості, підвищують безпеку роботи, розважальну здатність та комфортність відпочинку. Вдосконалюються конструктивні елементи колеса та опори, їх оснащують вокзалами, посадковими платформами, а кабіни для огляду – пристроями для кондиціонування та відпочинку. При розрахунках конструкції враховують складові вітрового, снігового навантаження, сейсмічність району розташування, навантаження від обмерзання, різні види механічних навантажень та безліч додаткових факторів для безпечної роботи конструкції [1].

Атракціон мобільний оснащений пристроями для транспортування і багаторазового оперативного монтажу (демонтажу). Атракціон пересувний, встановлюється на спеціально підготовлений майданчик або фундамент, конструкція якого допускає його демонтаж, транспортування та монтаж на іншому місці експлуатації. Атракціон стаціонарний – призначений для одноразового монтажу на місці експлуатації [2].

Вежі-атракціони, що не мають фундаменту, залишаються цікавими та прибутковими елементами в індустрії розваг. Ці споруди повинні бути максимально легкими, жорсткими та надійними. Одночасно виробники атракціонів працюють над зменшенням собівартість, основним складником якої є матеріаломісткість [1]. Конструкція таких споруд складається зі стовбура та опорної платформи. Вздовж стовбура веж-атракціонів здійснює рух ліфтової кабіни з пасажирями, тому дані споруди на відміну від класичних телекомунікаційних вежових споруд, повинні мати високу точність напрямних елементів, роль яких часто виконують основні несучі стійки [3].

Дизайнери та конструктори здійснювали пошук нових інженерних форм вираження цього об'єкта, і в результаті доповнення форми, її перетворенню, створили нові атракційні форми, котрі зацікавлюють туристів та користуються популярністю.

[1]. Архіпов О.В, Архіпова Т.Ф Міцність та надійність параметрів конструкції башти атракціону Збірник наукових праць Дніпровського державного технічного університету. Технічні науки, 2008. – № 29. С. 159-161

[2]. Закон України "Про охорону праці" [Електронний ресурс]. Наказ Міністерства України з питань надзвичайних ситуацій та у справах захисту населення від наслідків Чорнобильської катастрофи N 405/12279 Про затвердження Правил будови і безпечної експлуатації атракціонної техніки, 2006. Режим доступу: <https://zakon.rada.gov.ua/laws/show/z0405-06#Text>

[3]. Попов, В. О., І. П. Кондратенко, Ращепкін А.П. Безфундаментні башти-атракціони з високоточним стовбуром: монографія. Вінницький національний технічний університет, 2009. – 250 с.

SPECIAL ASPECTS OF EXTERIOR DESIGN OF ELEMENTS OF STATIONARY AND MOBILE OBSERVATION CONSTRUCTIONS

The Ferris wheel is one of the undisputedly popular attractions in any amusement park. The Ferris wheel belongs to entertainment attractions that create a festive mood for all visitors. Its design provides for the spatial movement in a circle in one plane (gradual ascent, staying at the calculated height for a certain time and gradual descent in an arc). The classic Ferris wheel has always been the object of imitation in terms of its form, function, orientation, and content. Half a century ago, designers and engineers began to work actively in order to change, add and transform the shape of this sightseeing object, thus creating new forms of amusement facilities, which were also in demand in the tourism industry. Every time, authors of such constructions aim to improve the wheel by increasing its functionality, safety, entertainment ability and comfort. Designers and engineers searched for new engineering forms of expression of this object, and created new attractive forms as a result of development and transformation of the form, which are interesting for and popular among tourists. Its form and functions are still popular today, and the Ferris wheel continues to remain an object of great significance in the urban environment.

УДК 631.312:514.18

ТРАНСПОРТИРОВАНИЕ ЧАСТИЦЫ ВЕРТИКАЛЬНЫМ ШНЕКОМ С СООСНЫМ ЦИЛИНДРОМ, КОТОРЫЕ ВРАЩАЮТСЯ ВОКРУГ ОБЩЕЙ ОСИ

Пилипака С.Ф., д.т.н., проф., Волина Т.Н., к.т.н., доц.

Национальный университет биоресурсов и природопользования Украины, г. Киев

Перемещение технологического материала шнеком внутри неподвижного цилиндрического кожуха широко используется в различных механизмах. В связи с этим возникает вопрос исследования движения частички внутри конструкции, которая представляет собой единое целое из цилиндра и соосной полосы винтового коноида, которая вращается вокруг общей вертикальной оси. Наиболее близкими к теме исследования являются труды [1, 2]. В статье [3] показано, что при движении частички под действием собственного веса по поверхности неподвижного вертикального винтового коноида она отдаляется от его оси.

В результате проведенных исследований были составлены дифференциальные уравнения относительного перемещения частички по периферии вертикального шнека, ограниченного подвижным соосным цилиндром, а также было рассмотрено отдельный случай, когда поверхности стационарны. Установлено, что если угол подъема винтовой линии (кривой

пересечения цилиндра с винтовым коноидом) меньше угла трения частички по последнему, то транспортирование частички невозможно как вверх, так и вниз. Это касается как стационарных поверхностей, так и подвижных, которые вращаются вокруг общей оси. Частичка при этом вращается вместе с поверхностями, то есть «залипает».

Если угол подъема винтовой линии равен углу трения, то транспортирование также невозможно, при чем частичка может либо «залипнуть», либо «зависать». Последний вариант означает, что частичка скользит по винтовой линии с такой угловой скоростью, с которой вращаются поверхности, при чем угловые скорости имеют противоположный знак. В абсолютном движении частичка остается неподвижной. Следует отметить, что режим «залипания» или «зависания» зависит от начальных условий. Если угол подъема винтовой линии больше угла трения, то транспортирование частички является возможным как вверх, так и вниз. При этом важное значение имеет угловая скорость ω_0 частички при ее опускании вниз по стационарным поверхностям. Если угловая скорость ω вращения поверхностей меньше, чем ω_0 , то частичка будет двигаться вниз. По мере увеличения ω скорость опускания частички будет уменьшаться, при $\omega = \omega_0$ частичка «зависает», при $\omega > \omega_0$ – движется вверх. Скорость подъема частички прямо пропорциональна увеличению угловой скорости ω вращения поверхностей.

Таким образом, качественный анализ полученных уравнений позволяет выявить закономерности движения частички вдоль винтовой линии – кривой пересечения шнека с цилиндром. На рисунке 1 построены относительные и абсолютные траектории движения частички.

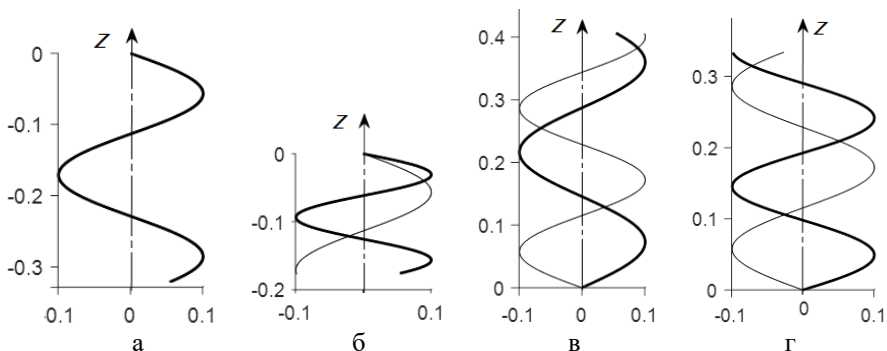


Рис. 1. Абсолютная (утолщенная линия) и относительная траектории движения частички на протяжении 2 с по поверхностям со следующими параметрами: $R=0,1$ м, $\beta=20^\circ$, $f=0,3$: а) $f_R=0,3$, $\omega=0$; б) $f_R=0,3$, $\omega=2$ с⁻¹; в) $f_R=0,3$, $\omega=10$ с⁻¹; г) $f_R=0,2$, $\omega=10$ с⁻¹, где f и f_R – коэффициенты трения частички по поверхности шнека и цилиндрического кожуха соответственно; R – радиус ограничивающего цилиндра; β – угол подъема винтовой линии.

[1]. The investigation of particle movement on a helical surface / Pylypaka S., Nesvidomin, V., Zaharova, T., Pavlenko, O., Klendiy, M. // Lecture Notes in Mechanical Engineering, 2020, pp. 671–681.

[2]. Транспортировка частицы вертикальным шнеком, ограниченным соосным неподвижным цилиндром / С.Ф. Пилипака, В.Н. Несвидомин, Н.Б. Клендий, И.Л. Роговский, Т.А. Кресан, В.И. Троханяк // Вестник Карагандинского университета. Серия «Математика». – 2019. – № 3 (95)/2019. – С. 108–119. Режим доступа: <http://rmebrk.kz/journals/5271/82693.pdf>.

[3]. Pylypaka, S.F., Klendii, M.B., Klendii, O.M. Particle motion over the surface of a rotary vertical axis helicoid // INMATEH – Agricultural Engineering. – Vol. 51, no.1 / 2017: National institute of research-development for machines and installations designed to agriculture and food industry – INMA Bucharest. – pp. 15–28.

THE TRANSPORTATION OF A PARTICLE BY A VERTICAL AUGER WITH A COAXIAL CYLINDER WHICH ROTATE TOGETHER AROUND THE COMMON AXIS

Differential equations of relative movement of a particle on the periphery of a vertical auger bounded by a movable coaxial cylinder are compiled. Both surfaces form a single whole and rotate around a common axis. A partial case, when the surfaces are stationary, is considered. A qualitative analysis of the obtained equations is made and on this basis, the regularities of the particle movement along the helical line – the curve of the intersection of the auger with the cylinder are found. Structural and kinematic parameters in which the particle moves upwards during sliding along the helical line, or falls downwards are found. The relative and absolute trajectories of the particle movement are constructed.

УДК 691.3

ОСОБЛИВОСТІ ПРОЦЕСІВ СТРУКТУРОУТВОРЕННЯ ТА СИНТЕЗУ МІЦНОСТІ ПОРТЛАНДЦЕМЕНТНИХ КОМПОЗИЦІЙ, МОДИФІКОВАНИХ НАНОКАРБОНАТНИМИ ДОБАВКАМИ

**Пушкарьова К.К., д.т.н., проф., Гадайчук Д.Р., асп.,
Гончар О.А., к.т.н., доц., Кушнєрова Л.О., к.т.н.,
Каверин К.О., к.т.н.**

Київський національний університет будівництва і архітектури, м. Київ

Іонов Д.С., к.т.н.

Державне підприємство "Український науково-дослідний і проектно-конструкторський інститут будівельних матеріалів та виробів" м. Київ

Згідно даним американського геологічного обстеження за 2020 рік глобальне виробництво цементу досягло приблизно 5 млрд т і, як очікується, зростатиме з року в рік. Більше того, велике зростання виробництва цементу

передбачено в деяких країнах, що розвиваються, таких як Китай та Індія [1]. Враховуючи вищезазначене, стає зрозумілим, чому у виробництві цементу та бетону все ширше використовуються різні мінеральні добавки, в тому числі карбонатні.

Підтверджено, що використання карбонату кальцію позитивно впливає на процеси гідратації портландцементу, на його міцність в ранньому віці, мікроструктуру та довговічність [2]. Було проведено багато досліджень з метою уточнення механізму впливу добавки карбонату кальцію на властивості цементної пасти, будівельного розчину та бетону [3-12], врахування результатів яких обумовлює науковий інтерес до використання в якості карбонатних добавок наночастинок з розміром зерен менше 100 нм [13]. Порівняно з мікрокарбонатом (тонкомеленим вапняком), нанокарбонат кальцію має менший розмір частинок і більш високу питому площу, і, таким чином, повинен мати більш значний вплив на процеси гідратації, а також на легкоукладальність бетонної суміші та на фізико-механічні властивості й довговічність цементних композитів.

Метою данної роботи є дослідження особливостей процесу структуроутворення при додаванні до портландцементу нанокарбонатних добавок різного агрегатного стану та встановлення доцільної технології їх введення для забезпечення найкращих умов для синтезу міцності штучного каменю.

Отримані результати дозволяють зазначити, що в разі використання тонкомеленого вапняку як карбонатної добавки до портландцементу, ефективність її дії (порівняно з аналогом цементної пасти без добавки вапняку) проявляється на ранніх термінах твердіння і складає (17...23)% на 3 добу та (3,6...8,5)% на 7 добу. Отримані дані підтверджуються результатами досліджень інших вчених [13, 14]. В той же час при введенні нанокарбонатної добавки у вигляді дисперсії підвищення міцності штучного каменю складає до 29% на 3 та 7 добу і досягає 30-38% на 28 та 365 добу, тобто маємо відносно стібільне нарощування міцності у часі, що свідчить про направлену кристалізацію низькоосновних гідросилікатів, причому ймовірно, що саме введення нанокарбонатної добавки (порівняно в невеликій кількості із добавкою тонекомеленого вапняку) сприяє проявленню ефекту нуклеації, тобто відкривається можливість керування процесами структуроутворення не тільки на мікро-, але й на нанорівні.

Процес гідратації C_3S в присутності нано- $CaCO_3$ прискорюється внаслідок скорочення індукційного періоду. Це пояснюється тим, що додаткова поверхня, яку створюють частинки нано- $CaCO_3$, сприяє проявленню ефекта нуклеації та росту зародків продуктів гідратації портландцементу, в тому числі гідросилікатів кальцію.

Ефективність дії нанокарбонатної добавки порівняно з контрольними складами, особливо відчутна на 28 добу та в більш пізні терміни твердіння, що пояснюється формуванням стабільного складу новоутворень, де переважають гіллебрандит, низькоосновні гідросилікати кальцію подібні до

тобермориту 11,3 А та гідрокарбоалюмінати кальцію, що було підтверджено результатами електронної растрової мікроскопії.

Нанокарбонат кальцію виступає як підкладка для направленою нарощування гідросилікатів кальцію, що підтверджується як теоретичними розрахунками шляхом порівняння параметрів кристалічних решіток мінералів, так і результатами електронно-мікроскопічного аналізу, який дозволяє зафіксувати зміну морфології новоутворень. Згідно правилу Руайе-Фріделя критерієм можливості зрощення кристалів може бути величина $\Delta=(a_1-a_2)/a_1$, де a_1 , a_2 – параметри решіток мінералів у площі їх зрощення, причому різниця параметрів кристалів, що зрощуються, не повинна перевищувати 15% [15, 16].

Кальцит, що є основою нанокарбонатної добавки, може виступати підкладкою для кристалізації етрінгіту та низькоосновних гідросилікатів кальцію. У кристалічній решітці CaCO_3 є прошарок, що складається з атомів СаО, що схожий на прошарок Са-О в структурі гіллебрандиту, тобермориту та етрінгіту. Довжина зв'язків Са-О становить 2,35 А для кальциту, (2,28-2,41) А для гіллебрандиту, (2,4 - 2,52) А для тобермориту і (2,43 - 2,61) А для етрінгіту, при цьому значення Δ наближається до нуля.

Направлена кристалізація можлива по кристалографічним площинам, що проходять по прошарку Са-О. Нижче наведені схеми можливого зрощення кальциту та етрінгіту по кристалографічним площинам (001) та (001), кальциту та гіллебрандиту (рис. 10б) по площинам (036) та (010), кальциту та тобермориту по площинам (036) та (001).

Саме кристалохімічною подібністю продуктів гідратації цементних композицій як після 28, так і після 365 діб, можна пояснити стабільність нарощування міцності у часі, а проявлення ефекту нуклеації в присутності нанокарбонатної добавки сприяє збільшенню зародків та направлений кристалізації гідросилікатних структур (тобермориту та гіллебрандиту), що є основними носіями міцності, особливо в пізні терміни твердіння штучного каменю.

Введення нанокарбонатної добавки забезпечує направлений синтез міцності штучного каменю, причому ефективність дії нанодобавки порівняно з мікрокарбонатною добавкою становить на 3,7, 28 та 365 добу (10...20)%, (15...20)%, (31...37)% та (30...38)% відповідно. В той же час використання нанокарбонатної добавки саме у вигляді дисперсії забезпечує кращу кінетику нарощування міцності цементного каменю, ефект від введення дисперсії перевищує ефект від введення порошку на 7 добу на (43...48)%, на 28 добу – (27...30)% і на 365 добу (25...29)%.

Введення дисперсії є більш економічним, при цьому попереджується агрегування частинок і забезпечується направлений синтез кристалохімічно подібних сполук. Нанокарбонатна добавка виконує роль підкладки для направленою формування гідросилікатних фаз, що забезпечують мікроармування та формування більш однорідної та досконалої структури штучного каменю як на нано-, так і на мікрорівні.

- [1]. Schneider, M.; Romer, M.; Tschudin, M.; Bolio, H. Sustainable cement production—Present and future. *Cem. Concr. Res.* 2011, 41, 642–650.
- [2]. Wang, D.; Shi, C.; Farzadnia, N.; Shi, Z.; Jia, H.; Ou, Z. A review on use of limestone powder in cement-based materials: Mechanism, hydration and microstructures. *Constr. Build. Mater.* 2018, 181, 659–672.
- [3]. Dweck, J.; Buchler, P.M.; Coelho, A.C.V.; Cartledge, F.K. Hydration of a Portland cement blended with calcium carbonate. *Thermochim. Acta* 2000, 346, 105–113.
- [4]. Ye, G.; Liu, X.; De Schutter, G.; Poppe, A.M.; Taerwe, L. Influence of limestone powder used as filler in SCC on hydration and microstructure of cement pastes. *Cem. Concr. Compos.* 2007, 29, 94–102.
- [5]. Bonavetti, V.L.; Rahhal, V.F.; Irassar, E.F. Studies on the carboaluminate formation in limestone filler-blended cements. *Cem. Concr. Res.* 2001, 31, 853–859.
- [6]. Soroka, I.; Stern, N. Calcareous fillers and the compressive strength of portland cement. *Cem. Concrete Res.* 1976, 6, 367–376.
- [7]. Vance, K.; Aguayo, M.; Oey, T.; Sant, G.; Neithalath, N. Hydration and strength development in ternary
- [8]. Portland cement blends containing limestone and fly ash or metakaolin. *Cem. Concr. Compos.* 2013, 39, 93–103.
- [9]. Thongsanitgarn, P.; Wongkeo, W.; Chaipanich, A.; Poon, C.S. Heat of hydration of Portland high-calcium fly ash cement incorporating limestone powder: Effect of limestone particle size. *Constr. Build. Mater.* 2014, 66, 410–417.
- [10]. Zajac, M.; Rossberg, A.; Le Saout, G.; Lothenbach, B. Influence of limestone and anhydrite on the hydration of Portland cements. *Cem. Concr. Compos.* 2014, 46, 99–108.
- [11]. Lertwattanaruk, P.; Sua-iam, G.; Makul, N. Effects of calcium carbonate powder on the fresh and hardened properties of self-consolidating concrete incorporating untreated rice husk ash. *J. Clean. Prod.* 2018, 172, 3265–3278.
- [12]. Kenai, S.; Soboyejo, W.; Soboyejo, A. Some engineering properties of limestone concrete. *Mater. Manuf. Process.* 2004, 5, 949–961.
- [13]. Turk, K.; Nehdi, M.L. Coupled effects of limestone powder and high-volume fly ash on mechanical properties of ECC. *Constr. Build. Mater.* 2018, 164, 185–192.
- [14]. Vliyanie karbonatsoderzhashhikh dobavok na svojstva kompozicziornykh czementov/ Kozlova V.V., Manyukha A.M. i dr.// Czement i ego primenenie.- 2012.-#3.- S.53-57.
- [15]. Pushkareva E.K., Sukhanevich M.V., Marczikh A.S. Tekhnologicheskie aspekty vvedeniya uglerodnykh pri modifizirovanii portlandczementnykh kompoziczij// Proizvodstvo e`nergo- i resursosbergayushhikh stroitel`nykh materialov i izdelij, Sb. trudov G` nauchno-prakt. sem., Tashkent, TASI, 2013, t.1, s.102-108/
- [16]. K.K. Pushkareva, O.A. Gonchar and K.O. Kaverin. The role of the crystallo-chemical factor in the evaluation and improvement of the nanomodification efficiency of mortar and concrete/ IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. – TRANSBUD-2019. – Vol. 708. – 012102. – 11 p. doi:10.1088/1757-899X/708/1/012102. <https://iopscience.iop.org/article/10.1088/1757-899X/708/1/012102/pdf>

FEATURES OF THE STRUCTURE FORMATION PROCESSES AND SYNTHESIS OF STRENGTH FOR PORTLAND CEMENT COMPOSITIONS MODIFIED WITH NANOCARBONATE ADDITIVES

The work shows the results of studying the features of the structure formation process when nano-carbonate additives of different physical states are added to Portland cement and the establishment of the appropriate technology for their introduction, which provides the best conditions for the synthesis of artificial stone. It was found that the introduction of nanocarbonate additives in the form of dispersion provides better kinetics of the cement stone strength gain, and the effect of the introduction of dispersion exceeds the effect of the introduction of powder on 7th day by (43...48)%, on 28th day - (27...30)% and 365th day by (25...29)%. The using of the dispersion is more economically efficient, while preventing the aggregation of particles provides a directed synthesis of crystal-chemically similar compounds. The nanocarbonate additive acts as a substrate for the directional formation of hydrosilicate phases, providing microreinforcement and the formation of a more homogeneous and improved structure of artificial stone at both nano- and micro- levels.

УДК 629.488.27:006.063

ИССЛЕДОВАНИЕ ВЛИЯНИЯ УПРУГО-МАССОВЫХ ХАРАКТЕРИСТИК ЗВЕНЬЕВ ИСПЫТАТЕЛЬНОГО СТЕНДА ОСЕЙ НА ЕГО СОБСТВЕННЫЕ ЧАСТОТЫ КОЛЕБАНИЙ

**Ракша С.В., д.т.н., проф., Анофриев П.Г., к.т.н., доц.,
Куропятник А.С., к.т.н., доц., Плитченко С.А. к.т.н., доц.**
Днепропетровский национальный университет железнодорожного транспорта имени академика В. Лазаряна, г. Днепр

Организация безопасной работы транспорта является комплексной задачей. Этой задаче подчинены вопросы безопасной эксплуатации, ремонта и модернизации подвижного состава и в первую очередь локомотивов [1 – 3].

Безопасность эксплуатации железнодорожного транспортного средства напрямую зависит от прочности основной части колесной пары, то есть ее оси. Поэтому в последнее время проводятся численные исследования теоретического и экспериментального характера как для железнодорожного транспорта [4 – 8]. Для проведения испытания деталей колесных пар железнодорожного подвижного состава используют разнообразные специальные стенды [9, 10]. На стендах проверяют геометрические размеры, электрические параметры и механические характеристики. Стенды для испытаний осей на усталость создают симметричные или пульсационные нагрузки.

Симметричные нагрузки чаще создаются инерционными нагрузочными устройствами – вибраторами [11]. Пульсационные нагрузки в процессе испытаний осей реализуются гидравлическими и гидромеханическими механизмами. Такие механизмы содержат рычаги, необходимые по конструктивным соображениям и для увеличения значения передаточной функции силы. Критические частоты стенда с рычажным нагрузочным механизмом определены в результате математического и имитационного моделирования колебаний звеньев стенда [12]. Моделирование значительно ускоряет процесс выбора рациональной схемы и конструктивных параметров стенда по требованиям надежности, а также по критериям прочности, жесткости и вибрационной устойчивости [13, 14].

Целью работы является оценка влияния размеров сечений рычагов стенда для испытания осей железнодорожных колесных пар на его собственные частоты.

Стенд для проверки железнодорожных осей на усталостную прочность (рис. 1) похож по конструкции на стенд для испытания колес [15]. Он состоит из электродвигателя с редуктором (привод стенда) 1, пружинного демпфера 2, сила давления которого контролируется датчиком усилия, промежуточного рычага 3, который опирается на стойку 4, толкателя 5 и основного рычага 6 со стойками 7. Испытуемая ось 8 устанавливается на двух опорах стойки 9 и нагружается консолью основного рычага 6.

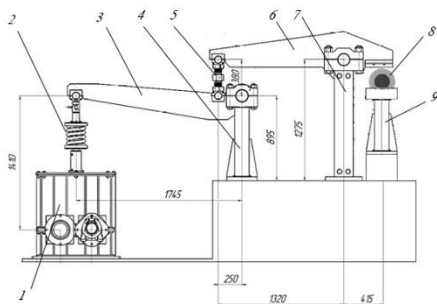


Рис. 1. Стенд для испытаний осей железнодорожных колесных пар [15]

Рычажная система стенда позволяет увеличить усилие, создаваемые электродвигателем с редуктором 1, примерно в 20 раз. Каждый рычаг стенда можно рассматривать как балку на двух опорах, нагруженную сосредоточенной силой. Сечения рычагов могут быть прямоугольными коробчатыми; также рычаги могут иметь очертания балки равного сопротивления. Поэтому упруго-массовые характеристики рычагов будут разными и, следовательно, собственные частоты стенда тоже будут отличаться.

Сечения рычагов стэнда имеют постоянный по длине профиль прямоугольной формы, образованный сваренными стальными листами. Размеры профилей рычагов определены конструктивными соображениями и критериями прочности [16]. Расчет параметров рычагов стэнда выполнен без изменения их длины. Массы рычагов стэнда изменялись за счет пропорционального увеличения толщины их стенок. Такие изменения сечений привели к изменению масс рычагов и их жесткостей (табл.1).

Таблица. 1 Упруго-массовые характеристики рычагов

№	Масса рычагов, kg		Момент инерции рычагов, $kg \cdot m^2$		Жесткость рычагов, MN / m		Толщина стенок профиля рычагов, mm		Площадь сечения профиля рычагов, cm^2	
	L3	L6	L3	L6	L3	L6	L3	L6	L3	L6
1	136,5	388	26,6	98,9	639	204	12	20	114	284
2	168,3	478	32,8	122	772	245	15	25	141	350
3	188,6	531	36,8	136	856	269	17	28	158	389
4	219,6	616	42,8	157	973	305	20	33	184	451
5	239,9	666	46,8	170	1046	326	22	36	201	488

Примечание: L3 – рычаг 3; L6 – рычаг 6

Зависимости собственных частот колебаний стэнда от суммарной массы рычагов (размеров сечений), во-первых, имеет почти линейный характер; во-вторых – практически остаются неизменными с ростом массы рычагов (рис. 2).

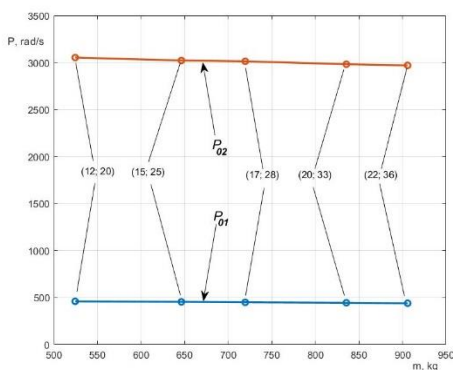


Рис 2. Зависимость собственных частот колебаний стэнда от суммарной массы рычагов (размеров сечений)

Зависимость собственных частот колебаний стэнда от массы рычагов имеет линейный характер: при увеличении суммарной массы рычагов на 72,7% первая собственная частота уменьшается на 4,3%, а вторая – на 2,7%.

- [1]. Bannikov D., Radkevich A. Analytical method for compiling and applying a ballast map for the traction unit PE2U (2019) / Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – Vol. 2. – No 1 (98). – 2019: Engineering technological systems. – pp. 6-14.
- [2]. Bannikov D., Yakovliev S. Development of dynamic integral evaluation method of technical state of one-section electric locomotive body (2020) / Eastern-European Journal of Enterprise Technologies. – Vol. 1. – No. 7 (103). – 2020: Applied mechanics. – pp. 57-64.
- [3]. Bannikov D., Radkevich A., Muntian A. Modernization of the buffer beam of PE2U traction unit electric locomotive (2020) / IOP Conference Series: Materials Science and Engineering. – Vol. 985. – 2020. – Article 012035.
- [4]. Novosad, M., Fajkoš, R., Řeha, B., & Řezníček, R. (2010). Fatigue tests of railway axles. *Procedia Engineering*, 2, 2259–2268. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.proeng.2010.03.242>
- [5]. Klimenko, I., Kalivoda, J., Neduzha, L. (2018) Parameter optimization of the locomotive running gear. Proc. of 22-nd Intern. Scientific Conf. «Transport Means. 2018», 1095-1098.
- [6]. Filippini, M., Luke, M., Varfolomeev, I., Regazzi, D., & Beretta S. (2017). Fatigue strength assessment of railway axles considering small-scale tests and damage calculations. *Procedia Structural Integrity*, 4, 11–18. DOI: <https://doi.org/10.1016/j.prostr.2017.07.013>
- [7]. Răduță, A., Locovei, C., Nicoară, M., Cucuruz, L. (2010) On the influence of residual stresses on fatigue fracture of railway axles. *WSEAS Transactions on Applied and Theoretical Mechanics*, 5, 197–207.
- [8]. Raksha, S, Anofriev, P, Kuropiatnyk, O. (2021) Justification of the parameters of the life-test bench for railway wheelsets. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering*, 1021, Art. No 012047. DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/1021/1/012047>
- [9]. Kochetkov, Ye.V., Knyazev, D.A., & Trepacheva T.V. (2018). Stend dlya ispytaniya koles i osej kolesnykh par na soprotivlenie ustalosti. Patent No. 2650327, Russia.
- [10]. Kochetkov, Ye.V., Ogan'yan, E.S., Bubnov, A.A., Trepacheva, T.V. (2019). Stend i sposob ispytaniya na stende koles i osej kolesnykh par na soprotivlenie ustalosti i issledovaniya povedeniya metalla v zone kontaktnogo vzaimodeystviya kolesa s relsom. Patent No. 2665358, Russia.
- [11]. Raksha, S., Kuropiatnyk, O. Anofriev, P. (2019) Simulation modelling of the rolling stock axle test-bench. *E3S Web of Conferences 2019, Volume 123, 2019. Ukrainian School of Mining Engineering – 2019. Article Number 01032.* DOI: <https://doi.org/10.1051/e3sconf/201912301032>.
- [12]. Raksha S., Anofriev P., Kuropiatnyk O. (2020) Stand for accelerated tests of rail vehicles wheelsets. *IOP Conf. Series: Materials Science and Engineering. 2020. № 985. Article № 012030.* DOI: <https://doi.org/10.1088/1757-899X/985/1/012030>.
- [13]. Raksha, S, Anofriev, P, Kuropiatnyk, O. (2020) Stand for testing railway wheels for contact strength. *International scientific and practical conference «Science, engineering and technology: global trends, problems and solutions»: Conference proceedings, September 25–26, 2020. Prague: Izdevnieciba «Baltija Publishing», 2020. P. 173–177.* DOI <https://doi.org/10.30525/978-9934-588-79-2-2.42>
- [14]. Raksha, S, Anofriev, P, Kuropiatnyk, O. (2020) Determination and analysis of technical parameters of the stand for complex tests of railway wheels / *Science and transport*

progress. Bulletin of Dnipropetrovsk National University of Railway Transport, 2020, № 5 (89). – P. 134-141. <https://doi.org/10.15802/stp2020/217771>

[15]. The stand for tests of railway wheels on fatigue strength (2019): pat. 136718 Ukraine / Kebab I. Yu., Zgrebna SM, Tyokotev OM, Tarasyuk M. Yu., Raksha SV, Kuropyatnik OS; G01M 17/1 (2006.01); declared March 29, 2019; publ. 27.08.2019, bul. № 16. 5 p.

[16]. Pisarenko G S, Agarev V A, Kvitka A L, Popkov V G and Umanskiy E S 1979 Soprotivlenie materialov (Kiev: Naukova dumka) p 696

INVESTIGATION OF THE INFLUENCE OF ELASTIC-MASS CHARACTERISTICS OF THE AXLE TEST STAND LINKS ON ITS OWN OSCILLATION FREQUENCIES

The reliability of work according to the criteria of vibration stability of the stand for testing the axles of wheelsets for endurance is largely determined by the natural vibration frequencies of the stand. The work considers a stand with a lever structure for loading the tested axles. In order to determine the influence of the parameters of the cross-section of the links on the natural frequencies of the vibration stand, the frequency characteristics were obtained by the method of mathematical modeling for two variants of the design schemes of the stand. Studies have shown that increasing the cross-sectional area of the levers without measuring other linear dimensions leads to a simultaneous increase in their mass and cruelty. The rigidity of the levers is defined as for beams on two supports with a load of a transverse concentrated force. As a result, the calculated values of the natural frequencies of the stand vibrations change insignificantly. A deeper analysis of the Eigen frequency characteristics of the stand with the tools of the Matlab system made it possible to obtain linear regression equations with the coefficients of determination close to one. The obtained research results gave reason to expect a decrease in stresses in the metal structures of the stand with an increase in the cross-sectional area of the levers, however, the values of the natural frequencies of the stand vibrations vary within a few percent. The way to control the natural frequencies of the stand vibrations only by changing the profile parameters is ineffective.

УДК 624.012.45:620.17

РОЗРАХУНОК ЗЧЕПЛЕННЯ АРМАТУРИ З РОЗТЯГНУТИМ БЕТОНОМ В ЗАЛІЗОБЕТОННИХ ЕЛЕМЕНТАХ

Ромашко В.М., д.т.н., доц., Ромашко-Майструк О.В., к.т.н., ст. викл.

Національний університет водного господарства та природокористування, м. Рівне
romashkovasyl@gmail.com, romashkoolena@gmail.com

Як показують результати численних досліджень, відсутність загальної теорії зчеплення арматури з бетоном, яка задовольняла б інженерів-проектувальників, обумовлена тим, що зчеплення арматури з бетоном залежить від дуже великої кількості різних факторів. Врахувати їх спільний

вплив при моделюванні взаємодії арматури з бетоном вкрай складно, а іноді просто неможливо. Тому методи та алгоритми розрахунку залізобетонних елементів і конструкцій, регламентовані вітчизняними та зарубіжними нормативними документами [1, 2], практично повністю ігнорують взаємодію арматури з бетоном.

Всі відомі на сьогодні дослідження зчеплення арматури з бетоном можна умовно розділити за наступними напрямками:

- визначення параметрів, що найбільше впливають на міцність зчеплення;
- вивчення закономірностей взаємних зміщень бетону і арматури;
- створення і розвиток загальної технічної теорії зчеплення;
- моделювання зчеплення арматури з бетоном числовими методами.

Результати досліджень за вказаними напрямками не тільки істотно різняться між собою, але й часто суперечать одні одним. Така ситуація обумовлена тим, що в експериментальних дослідженнях були різними: форма та розмір зразків за різних типів і класів бетону та арматури; схеми армування та умови ущільнення бетону, а отже, і характер формування контактної шару; технологічні особливості догляду за бетоном; схеми і умови випробування зразків; гіпотези та передумови теоретичних досліджень тощо. Тому моделі зчеплення арматури з бетоном можна розділити за багатьма ознаками, основними серед слід назвати:

- масштаб та структура моделі;
- уявлення бетону і арматури в системі їх контактної взаємодії;
- схеми випробувань та характер руйнування бетону на межі контакту «бетон-арматура»;
- математичні рішення конкретних схем взаємодії арматури з бетоном.

За останньою ознакою всі моделі зчеплення арматури з бетоном можна умовно розділити на аналітичні та числові. В цілому аналітичні моделі представлені у вигляді математичних рівнянь (формул), що характеризують функціональну залежність результатів досліджень від певних вихідних факторів або параметрів. З цих моделей найширше застосування в дослідженнях зчеплення арматури з бетоном знайшли пружні моделі. Вони представлені, зазвичай, степеневими, поліноміальними, експоненціальними, дробовими, логарифмічними, тригонометричними залежностями і найчастіше сплайн-функціями. Але результати експериментальних досліджень показують, що діаграма напружень зчеплення арматури з бетоном уздовж ділянки їх контакту постійно змінюється і не може бути описана єдиною функцією.

Тому пропонується моделювати не діаграму напружень зчеплення арматури з бетоном, а зусилля їхньої взаємодії N_{bd} [3]. Цілком очевидно, що ці зусилля не можуть перевищувати зусиль в розтягнутому бетоні N_{ct} . А раз так, то середні напруження зчеплення арматури з бетоном τ_{bm} можна пов'язати не тільки з найважливішими характеристиками арматури, але й з міцністю розтягнутого бетону. Більше того, разом з екстремальним критерієм

Ферма $dM_{ct} / d(1/r) = 0$ ($dN_{ct} / d\varepsilon_{ct} = 0$) критерій $N_{bd,u} = N_{ct,u}$ дозволяє контролювати процес (момент та місце) утворення тріщин в розтягнутій зоні залізобетонного елемента [4].

Таким чином, авторами пропонується методика розрахунку зусиль взаємодії арматури з бетоном через середні напруження їхнього зчеплення залежно від нормальних напружень в самій арматурі, її профіля і діаметра та міцності розтягнутого бетону.

- [1]. ДСТУ Б В.2.6-156: 2010. Конструкції будинків і споруд. Бетонні та залізобетонні конструкції з важкого бетону. Правила проектування. [Чинний від 01.06.11]. Київ: Мінрегіонбуд України, 2011. 123 с.
- [2]. EN 1992-1-1. Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1-1: General Rules and Rules for Buildings. [Final Draft, December 2004]. Brussels: CEN. 2004. 225 p.
- [3]. Ромашко-Майструк О.В. Моделювання зчеплення арматури з бетоном в залізобетонних елементах. Зб. наук. праць УкрДУЗТ. 2020. Вип. 190. С. 35-41.
- [4]. Romashko O. V. and Romashko V. M. Model of multilevel formation of normal cracks in reinforced concrete elements and structures. IOP Conf. Ser.: Materials Science and Engineering. 2019. Vol. 708. 012069.

CALCULATION OF THE ADHESION OF REINFORCEMENT TO TENSILE CONCRETE IN REINFORCED CONCRETE ELEMENTS

The article describes the basics of the general model and methods of calculating the reinforcement to concrete adhesion in reinforced concrete elements. The criterion by which it is possible to calculate the force of the reinforcing rod with concrete adhesion and to estimate the violation degree of their interaction in the process of normal cracks formation is offered.

УДК 677.055

ПІДВИЩЕННЯ ДОВГОВІЧНОСТІ РОБОТИ З'ЄДНАННЯ ВАЛІВ

Рубанка М.М., к.т.н., доц., Місяць В.П., д.т.н., проф.

Київський національний університет технологій та дизайну, м. Київ,
nikolayrubanka@ukr.net, misiats@bigmir.net

Надійність та довговічність роботи вузлів та механізмів машин, в тому числі і машин легкої промисловості, в значній мірі залежать від надійності з'єднання валів між собою. В сучасних вузлах та механізмах машин з'єднання валів між собою здійснюється за допомогою муфт [1– 3].

Аналіз відомих конструкцій з'єднання валів показав, що великий зовнішній діаметр муфт, що в 3 і більше разів перевищує діаметр з'єднуваних валів, та їх вага [1] призводять до збільшення моменту інерції обертальних

мас механічної системи, де використовується з'єднання валів, що в свою чергу, викликає значні динамічні навантаження [4] і, в цілому, призводить до зниження надійності та довговічності роботи з'єднання.

Таким чином питання удосконалення конструкцій з'єднання валів з метою підвищення надійності та довговічності їх роботи є актуальним для машинобудування.

Авторами пропонується нова конструкція з'єднання валів [5], що містить ведучий і ведений вали та стержень з різьбою для їх з'єднання, причому кінець кожного вала має різьбовий отвір, виконаний співвісно валу, для загвинчування в нього відповідного кінця стержня та додатково містить фрикційну шайбу, розташовану на стержні між торцями валів.

Наявність фрикційної шайби, розташованої на стержні між торцями валів, дозволяє знизити напруження в з'єднанні валів збільшенням коефіцієнта тертя в зоні взаємодії торців валів з фрикційною шайбою і, тим самим підвищити довговічність роботи з'єднання валів.

З'єднання валів (рис. 1) містить ведучий 1 і ведений 2 вали, стержень 3 з різьбою, кінці ведучого 1 та веденого 2 валів мають різьбові отвори 4, 5 відповідно, виконані співвісно валам 1, 2 та призначені для загвинчування в них відповідного кінця стержня 3, та фрикційну шайбу 6, розташовану на стержні 3 між торцями валів 1, 2. Фрикційна шайба 6 може бути виконана, наприклад, із металокераміки ФМК - 11, де коефіцієнт тертя в зоні притиску торців ведучого 1 та веденого 2 валів до фрикційної шайби 6 збільшується приблизно в 4 рази в порівнянні з випадком відсутності фрикційної шайби [6].

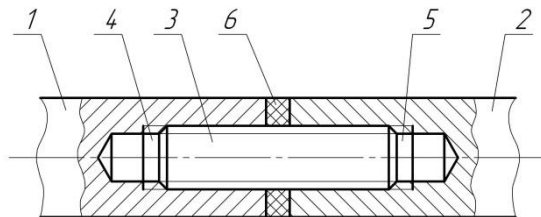


Рис. 1. Загальний вид з'єднання валів в зборі

З'єднання валів працює таким чином. В різьбовий отвір 4 ведучого вала 1 загвинчується до упору своїм кінцем стержень 3. На виступаючий із ведучого вала 1 кінець стержня 3 надівається фрикційна шайба 6. Далі ведений вал 2 своїм різьбовим отвором 5 нагвинчується на виступаючий кінець стержня 3. Оскільки довжина виступаючого кінця стержня 3 менша за глибину різьбового отвору 5 веденого вала 2, його торець притискується до фрикційної шайби 6, притискаючи її до торця ведучого вала 1. При подальшому не реверсивному обертанні ведучого вала 1 він ще більше нагвинчується на циліндричний стержень 3 і щільніше притискується своїм торцем до торця веденого вала 2. За рахунок сил тертя, що виникають в зоні притиску торців валів до фрикційної шайби, та сил пружності циліндричного

стержня 3 здійснюється подальша передача крутного моменту від ведучого вала 1 до веденого вала 2. Розбір з'єднання валів відбувається у зворотній послідовності.

- [1]. Поляков В. С. Справочник по муфтам / Поляков В. С., Барабаш И. Д., Ряховский О. А. – [2-е изд.]. – Л.: Машиностроение, 1979. – 351 с.
- [2]. Піпа Б. Ф. Деталі машин / Піпа Б. Ф., Хомяк О. М., Марченко А. І. – К.: КНУТД, 2011. – 358 с.
- [3]. Гузенков П. Г. Детали машин / Гузенков П. Г. – М.: Высшая школа, 1982. – 351 с.
- [4]. Піпа Б. Ф. Динаміка круглов'язальних машин / Піпа Б. Ф., Хомяк О. М., Павленко Г. І. – К.: КНУТД, 2005. – 294 с.
- [5]. Райко М.В. Расчет деталей и узлов машин / М.В. Райко. - К.: Техніка, 1966. – 500 с.
- [6]. Пат. 63332 Україна, МПК F16B 21/00 (2011.01). З'єднання валів / Б. Ф. Піпа, М. М. Рубанка; власник Київський національний університет технологій та дизайну. – № u2011101866 ; заявл. 17.02.2011 ; опублік. 10.10.2011, Бюл. № 19. - 2 с.

IMPROVEMENT THE DURABILITY OF WORK SHAFT CONNECTION

The paper is dedicated to the improvement of durability of work shaft connection. The design of the connection of the shafts, comprising the leading and driven shafts and threaded rod for their connection, and the end of each shaft has a threaded hole made coaxially with the shaft, for screwing into it the corresponding end of the rod and further comprising a friction washer located on the rod between the ends of the shafts.

УДК:666.972

ОЦЕНКА ВЛИЯНИЯ МОДИФИКАТОРА И НАПОЛНИТЕЛЯ НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ И ЭКСПЛУАТАЦИОННЫЕ СВОЙСТВА ШТУКАТУРНЫХ РАСТВОРОВ

Савченко С.В., к.т.н., доцент, Антонюк Н.Р., к.т.н., доцент,
Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

Важнейшими свойствами штукатурных растворов являются: достигнутая за счет хорошего перемешивания исходных материалов равномерность состава, что исключает склонность смеси к расслаиванию; способность к активной адгезии с имеющимся под покрытием основанием; обеспечиваемая за счет состава водоудерживающая способность; протекание процесса твердения, соответствующего технологии строительного производства с учетом погодных условий. Вышеупомянутые свойства обеспечиваются за счет применения оптимальных рецептур штукатурных композиций, в состав которых включаются химические добавки и наполнители, увеличивающие адгезию, прочность, водостойкость.

К таким модификаторам относятся суперпластификаторы (СП) и ультрадисперсные наполнители типа техногенного микрокремнезема (МК). Микрокремнезем – отход ферросплавного производства отличается нехарактерной для большинства применяемых наполнителей (зол, шлаков, органических минеральных добавок) удельной поверхностью и повышенным содержанием кремнеземистого компонента.

Анализ литературных данных [1-3] показал, что используя микрокремнезем в сочетании с суперпластификатором можно на рядовых материалах увеличить прочность цементного камня в 1.5-2 раза. Выбирая оптимальные рецептурно-технологические условия можно получать штукатурные растворы с высокими физико-механическими и эксплуатационными характеристиками. Комплексное использование МК и СП позволяет также экономить ресурсы за счет снижения расхода вяжущего.

Для поиска оптимальных решений были использованы математические модели, т.е. математическое описание конкретных рецептурно-технологических ситуаций [4-7].

Задача выбора оптимальной дозировки наполнителя решалась при условии равенства водоцементного отношения и подвижности бездобавочных составов и составов с микрокремнеземом, что достигалось соответствующей корректировкой дозировки суперпластификатора по мере увеличения расхода МК, т.е. концентрация суперпластификатора была зависима от расхода микрокремнезема.

Эксперимент реализован по плану В₃ [4] с одной центральной точкой. Предварительно были определены дозировки суперпластификатора, необходимые для получения заданной подвижности смеси при увеличении количества наполнителя от 0 до 20 % (водосодержание смеси постоянно).

Анализ показывает, что за счет увеличения $D_{МК}$ от 0 до 18 % может быть уменьшен расход вяжущего в 1.5 раза (например, при получении марочной прочности $R_c^{28}=30$ МПа могут быть использованы смеси с П:Ц=3:1 вместо П:Ц=2:1). В этом случае может быть снижена эффективная концентрация суперпластификатора ($D_{СП}<1,0$ %).

В рецептурном пространстве существует обширная область, внутри которой прочность штукатурных растворов с наполнителем практически равна прочности бетонов при $D_{МК}=0$ %. Было отмечено, что потеря прочности растворов при уменьшении содержания вяжущего становится менее ощутимой в присутствии микрокремнезема.

При увеличении водосодержания смесей прирост прочности растворов на наполненном вяжущем увеличивается, однако зона наиболее эффективного влияния микрокремнезема, перемещается в сторону составов с низким содержанием вяжущего. Совместное положительное влияние показателя пластичности смесей и количества ультрадисперсного наполнителя может быть объяснено повышением связности растворов, в то время как для бездобавочного раствора превалирует отрицательное влияние увеличения В/Ц на прочность.

Для растворов из пластичных смесей (7 см) с П:Ц=3:1, содержащих 20 %

добавки микрокремнезема, прочность на сжатие выше прочности бездобавочных составов в 2.3 раза.

Использование модифицированного штукатурного раствора позволяет улучшить его технологические и механические характеристики. При этом, для сохранения заданной подвижности штукатурных растворов (без изменения их водосодержания) необходимо на каждые 5 % наполнителя вводить, как правило, 0.3...0.4 % суперпластификатора. Использование микронаполнителя позволяет увеличить прочность на растяжение при изгибе на 15...20 %, а прочность при сжатии более чем в 1.5 раза, причем эффективность микрокремнезема повышается с уменьшением цементно-песчаного отношения и увеличением подвижности смеси. При оптимальных соотношениях всех исследуемых факторов может быть обеспечена экономия суперпластификатора, а также заметный прирост прочности при растяжении на изгиб и сжатие.

С целью оценки морозостойкости модифицированного штукатурного раствора были проведены специальные исследования, отражающие условия работы поверхности. Затвердевший штукатурный раствор, работающий совместно с основанием, оценивали по различным качественным показателям: прочность на сжатие и на растяжение при изгибе, прочность сцепления на отрыв, срез и скол с поверхности основания, проницаемость для воды. В любом случае в качестве критерия оценки используются те показатели, которые будут определяющими для штукатурных растворов в условиях реальной эксплуатации.

Модификация позволила увеличить прочность сцепления штукатурного слоя с основанием на 10...15 %, сохранить характеристики бетона основания после воздействия агрессивной среды, увеличить на 20-30 % прочность самого штукатурного слоя и сделать его менее проницаемым за счет уплотнения структуры, а также уменьшить толщину штукатурного слоя практически в 2 раза при сохранении его защитных свойств.

- [1]. Dhagat A., Mittal M. Effect of Microsilica and fly ash on the strength of concrete. IJSER. 2013. Vol. 4. Issue 8. pp. 1399-1402.
- [2]. Москаленко О.А. Дослідження впливу органо-мінерального комплексу виробництва ТОВ «МЦ Баухемі» на фізико-механічні властивості шлаковміщуючих цементів. Вісник Одеської державної академії будівництва та архітектури. 2020. Вип. 80. С. 75-83. [https://doi: 10.31650/2415-377X-2020-80-75-83](https://doi.org/10.31650/2415-377X-2020-80-75-83).
- [3]. Savchenko S.V., Antoniuk N.R., Bachynckiy V.V. Assessment of the impact of modifier and filler on the rheological and physical and mechanical properties of plaster solutions. Bulletin of Odessa State Academy of Civil Engineering and Architecture. 2021. vol. 82. pp. 105-113. [https://doi: 10.31650/2415-377X-2021-82-105-113](https://doi.org/10.31650/2415-377X-2021-82-105-113).
- [4]. Lyashenko T.V., Voznesensky V.A. Composition-process fields methodology in computational building materials science. Odessa, Astroprint, 2017. 168 p.
- [5]. Lyashenko T.V. Composition-process fields methodology for design of composites structure and properties. Brittle Matrix Composites 11. Insitute of Fundamental Technological Research PAS, 2015. P. 289-298.
- [6]. Lyashenko T., Kryukovskaya S. Modelling the influence of composition on rheological parameters and mechanical properties of fibre reinforced polymer-cement mortars. Brittle Matrix Composites 10. Cambridge: Woodhead Publ. Ltd., Warsaw: IFTF, 2012. P. 169-178.

[7]. Lyashenko T. Brittle matrix composites optimisation on the base of structured experimental-statistical models. Brittle matrix composites 3: Proc. 3rd Int. Symp. London, New-York: Elsevier Applied Science, 1991. P. 448-457.

ASSESSMENT OF THE IMPACT OF MODIFIER AND FILLER ON THE PHYSICAL AND MECHANICAL AND OPERATIONAL PROPERTIES OF PLASTER SOLUTIONS

The areas of optimal compositions of plaster mortars, in which the increased technological and mechanical parameters are performed, have been determined.

An assessment of the effect of ultrafine filler on the operating ability of plaster mortars has been carried out. The main indicators were: the value of adhesion of the plaster layer to the concrete base; the strength of the concrete base ("old" concrete); strength of the plaster layer; indicator of water absorption of the plaster layer. The assessment of the frost resistance of the modified plaster mortar was carried out after 20, 40 and 60 cycles of freezing and thawing.

УДК 624.04

БИОМЕХАНИКА САМОРАСКРУЧИВАНИЯ ВИНТА, СОЕДИНЯЮЩЕГО ВНУТРИКОСТНУЮ ЧАСТЬ ИМПЛАНТАТА И АБАТМЕНТА С ФИКСИРУЕМОЙ НА НЕМ ОРТОПЕДИЧЕСКОЙ КОНСТРУКЦИЕЙ

Семенов Е., Сурьянинов Н.

Одесская национальная академия строительства и архитектуры

Одной из серьезных проблем, с которой сталкивается врач-ортопед при протезировании пациентов, у которых опорой несъемных ортопедических конструкций служат двухэтапные цилиндрические имплантаты, является самораскручивание винта, соединяющего внутрикостную часть имплантата и абатмент с фиксируемой на нем ортопедической конструкцией. В ходе клинических исследований установлено, что данное осложнение диагностируется у 13 % пациентов. При этом средний срок службы ортопедической конструкции до наступления вышеперечисленного осложнения составляет $8,1 \pm 2,4$ года (при этом на момент сдачи работы соединяющий винт был закручен с усилением 30 н/м, что рекомендовано большинством фирм производителей имплантатов).

На основании обследования 53 пациентов с данным видом осложнений установлено, что в 100 % случаев в области проблемных ортопедических конструкций выявлялись очаги гиперокклюзии, что являлось следствием изменений происшедших в челюстно-лицевом аппарате спустя некоторое время после их установки. В пользу этого говорит тот факт, что на момент сдачи ортопедической конструкции очаги гиперокклюзии в области проблемных конструкций отсутствовали. У 79,2 % пациентов с изучаемыми

видами осложнения они представляли собой одиночно стоящие коронки или мостовидные протезы в пределах одной функционально-ориентированной группы.

Таким образом, на основании вышесказанного можно сделать вывод, что изучение биомеханики функционирования системы внутрикостная часть имплантата – винт, соединяющий его с надстроечной конструкцией, в изменяющихся условиях ее функционирования на основе математического моделирования, является актуальной задачей современной стоматологии. В то же время надо отметить, что с точки зрения математического анализа – это сложная прикладная задача, поскольку составляющие материалы модели (имплантат, соединяющий винт, губчатая кость, кортикальная кость, дентин) имеют разные физико-механические свойства, а условия функционирования модели отличаются значительной вариабельностью.

Целью данной работы является изучение напряженно-деформированного состояния в каждом элементе системы «внутрикостная часть имплантата – винт – абатмент с фиксируемой на нем ортопедической конструкцией» при различных заданных условиях ее функционирования.

В процессе работы для достижения поставленной цели были решены следующие задачи:

- построена трехмерная конечно-элементная модель сегмента верхней челюсти с четырьмя фронтальными зубами, включающая в себя объем дентина, кортикальную и губчатую кость с последующей заменой центрального резца искусственной коронкой, опорой которой служит внутрикостный двухэтапный цилиндрический имплантат (рис. 1);

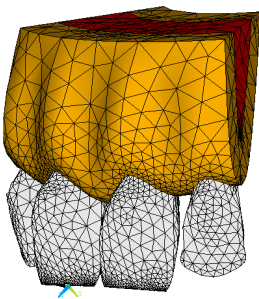


Рис. 1. Фрагмент модели зубочелюстной системы

- изучено напряженно-деформированное состояние в области шейки центрального резца верхней челюсти при различных углах смыкания зубов (125° , 135° , 145°), точке приложения силы, соответствующей прямому, нормогнатическому, глубокому перекрытию зубов, заданной величине стираемости зубов 0,5 мм (при этом величина стираемости центрального резца, имитирующего искусственную коронку с опорой на дентальный имплантат, принимается равной нулю);

- изучен характер изменения касательного напряжения τ_{xy} (одной из составляющих общего напряжения в области шейки зуба при заданных условиях) создающего крутящий момент, который приводит к раскручиванию винта, соединяющего внутрикостную часть имплантата и надстроечную конструкцию.

В ходе выполнения работы определено напряженно-деформированное состояние в области шейки коронки, замещающей центральный резец верхней челюсти, при наличии естественного истирания (0,5 мм) рядом стоящих зубов и зубов-антагонистов для каждого из шести изучаемых типоразмеров имплантатов и тех же девяти вариантах нагрузки, что и для исходной не протезированной модели, т.е. в общей сложности проведено 54 вычислительных эксперимента.

Зубочелюстная система, в которую встроена ортопедическая конструкция с опорой на дентальные имплантаты не является статической, изменяющиеся условия ее функционирования (стираемость своих зубов) способствует возникновению такому вторичному механическому осложнению дентальной имплантации как ослабление винтового соединения между внутрикостной частью имплантата и надстроечной конструкцией. Исходя из полученных данных рекомендуется изготовление несъемных ортопедических конструкций с опорой на дентальные имплантаты с заранее предусмотренным доступом к фиксирующему винту.

По результатам проведенного численного эксперимента при помощи конечно-элементного программного комплекса ANSYS и построенной трехмерной компьютерной модели установлено, что на возникновение такого вторичного механического осложнения дентальной имплантации, как ослабление винтового соединения между внутрикостной частью имплантата и ортопедической конструкцией фиксируемой на абатменте, влияет вид смыкания зубов (прикус), угол преимущественной передачи жевательной нагрузки, склонность и стираемости своих зубов. Наибольшее неблагоприятный, с точки зрения величины момента, который раскручивает фиксирующий винт, является прямое смыкание зубов и угол преимущественной передачи нагрузки 145° ($M_{пр}=1,16 \text{ Нм}$) или 3,87 % от величины закручивающего момента. При тех же заключениях заданных параметров и величины стираемости своих зубов 0,5 мм величина момента, которая раскручивает, увеличивается в 5 раз и соответствует 19,3 % от исходного закручивающего момента (30 Н/м) и неизбежно приведет к его раскручиванию.

BIOMECHANICS OF SELF-UNSCREWING OF THE SCREW CONNECTING THE INTRAOSSEOUS PART OF THE IMPLANT AND THE ABUTMENT WITH THE PROSTHETIC STRUCTURE FIXED ON IT

Based on the results of the numerical experiment carried out using the ANSYS finite element software package and the constructed three-dimensional computer model, it was found that

the appearance of such a secondary mechanical complication of dental implantation as the weakening of the screw connection between the intraosseous part of the implant and the orthopedic structure fixed on the abutment is influenced by the type of teeth closing (bite), the angle of the predominant transfer of the chewing load, the tendency and abrasion of their teeth. The most unfavorable, from the point of view of the magnitude of the moment, which unscrews the fixing screw, is the direct closure of the teeth and the angle of the predominant transfer of the load of 1450 (Mnp = 1.16 Nm) or 3.87% of the value of the torque. With the same conclusions of the given parameters and the value of the abrasion of their teeth of 0.5 mm, the value of the moment that spins increases by 5 times and corresponds to 19.3% of the initial torque (30 N / m) and will inevitably lead to its unwinding.

УДК 539.3

ВІЛЬНІ КОЛИВАННЯ ЦИЛІНДРИЧНИХ АНІЗОТРОПНИХ ОБОЛОНОК В ПРОСТОРОВІЙ ПОСТАНОВЦІ

Семенюк М.П., д.т.н., проф.

Інститут механіки НАН України, м.Київ, Україна, mikolasem@ukr.net

Трач В.М.¹, д.т.н., проф., Подворний А.В.², к.т.н., доц.

Національний університет водного господарства та природокористування,

м.Рівне, ¹trach-vm@ukr.net, ²andrei_podvornyi@ukr.net

Дослідження вільних коливань пружних елементів займає важливе місце в динаміці деформованих систем, зокрема в динаміці оболонок та оболонкових конструкцій [1]. Це обумовлено як вимогами самої теорії, так і практичними запитамі різних галузей машинобудування, будівництва та приладобудування. Тим більше, що поява нових матеріалів та конструктивних рішень обумовила ріст значення подібних досліджень у випадку, наприклад, анізотропних оболонкових конструкцій неоднорідної структури [2, 3]. Розв'язок такої задачі для циліндричної оболонки в рамках найбільш суворої постановки – просторової теорії є необхідним з точки зору перевірки достовірності різноманітних універсальних чисельних методів.

Вільні коливання товстих анізотропних циліндрів, матеріал яких має одну площину пружної симетрії в осях циліндричної системи координат, розглядаються в рамках теорії малих незатухаючих коливань пружних неоднорідних анізотропних тіл. У випадку не врахування розсіювання енергії рівняння руху елементарного об'єму, що належить i -му шару запишемо у на основі лінійного варіанту рівнянь [4] для циліндричної системи координат:

$$\frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial r} = -\frac{1}{r} \left[\sigma_{rr}^i + r \frac{\partial}{\partial z} (\tau_{rz}^i) + \frac{\partial}{\partial \theta} (\tau_{r\theta}^i) - \sigma_{\theta\theta}^i - r \rho^i \frac{\partial^2 u_r^i}{\partial t^2} \right];$$

$$\begin{aligned} \frac{\partial \tau_{rz}^i}{\partial r} &= -\frac{1}{r} \left[\tau_{rz}^i + r \frac{\partial}{\partial z} (\sigma_{zz}^i) + \frac{\partial}{\partial \theta} (\tau_{z\theta}^i) - r \rho^i \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial t^2} \right]; \\ \frac{\partial \tau_{r\theta}^i}{\partial r} &= -\frac{1}{r} \left[2\tau_{r\theta}^i + r \frac{\partial}{\partial z} (\tau_{z\theta}^i) + \frac{\partial}{\partial \theta} (\sigma_{\theta\theta}^i) - r \rho^i \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial t^2} \right]. \end{aligned} \quad (1)$$

Компоненти деформації і кути повороту нескінченно малого об'ємного елемента оболонки виражаються через переміщення за допомогою наступних залежностей [4]:

$$\begin{aligned} e_{zz}^i &= \frac{\partial u_z^i}{\partial z}; & e_{\theta\theta}^i &= \frac{1}{r} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial \theta} + \frac{1}{r} u_r^i; & e_{rr}^i &= \frac{\partial u_r^i}{\partial r}; \\ e_{z\theta}^i &= \frac{\partial u_\theta^i}{\partial z} + \frac{1}{r} \frac{\partial u_z^i}{\partial \theta}; & e_{rz}^i &= \frac{\partial u_r^i}{\partial z} + \frac{\partial u_z^i}{\partial r}; \\ e_{r\theta}^i &= \frac{\partial u_\theta^i}{\partial r} - \frac{1}{r} u_\theta^i + \frac{1}{r} \frac{\partial u_r^i}{\partial \theta}; & \omega_z^i &= \frac{1}{2r} \frac{\partial u_r^i}{\partial \theta} - \frac{1}{2r} u_\theta^i - \frac{1}{2} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial r}; \\ \omega_\theta^i &= \frac{1}{2} \frac{\partial u_z^i}{\partial r} - \frac{1}{2} \frac{\partial u_r^i}{\partial z}; & \omega_r^i &= \frac{1}{2} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial z} - \frac{1}{2r} \frac{\partial u_z^i}{\partial \theta}. \end{aligned} \quad (2)$$

Співвідношення узагальненого закону Гука, для матеріалу з однією площиною пружної симетрії прийемо у вигляді [5]:

$$\begin{aligned} \sigma_{zz}^i &= b_{11}^i e_{zz}^i + b_{12}^i e_{\theta\theta}^i + b_{16}^i e_{z\theta}^i + c_1^i \sigma_{rr}^i; \\ \sigma_{\theta\theta}^i &= b_{12}^i e_{zz}^i + b_{22}^i e_{\theta\theta}^i + b_{26}^i e_{z\theta}^i + c_2^i \sigma_{rr}^i; \\ \tau_{z\theta}^i &= b_{16}^i e_{zz}^i + b_{26}^i e_{\theta\theta}^i + b_{66}^i e_{z\theta}^i + c_3^i \sigma_{rr}^i; \\ e_{rr}^i &= -c_1^i e_{zz}^i - c_2^i e_{\theta\theta}^i - c_3^i e_{z\theta}^i + c_4^i \sigma_{rr}^i; \\ e_{rz}^i &= a_{45}^i \tau_{r\theta}^i + a_{55}^i \tau_{rz}^i; & e_{r\theta}^i &= a_{44}^i \tau_{r\theta}^i + a_{45}^i \tau_{rz}^i, \end{aligned} \quad (3)$$

де $b_{kl}^i (k, l=1, 2, 6)$, $c_k^i (k=1 \div 4)$ – характеристики, що визначаються за допомогою механічних констант $a_{mn}^i (m, n=1 \div 6)$ матеріалу оболонки [6].

Розв'язуючи систему рівнянь в частинних похідних, що описує вільні коливання оболонок обертання з анізотропних матеріалів з однією площиною пружної симетрії, отримаємо, замінюючи в (3) деформації e_{zz}^i , $e_{\theta\theta}^i$, $e_{z\theta}^i$ їх виразами з (2) і підставляючи отримані залежності для σ_{zz}^i , $\sigma_{\theta\theta}^i$, $\tau_{z\theta}^i$ в (1), а для e_{rz}^i , $e_{r\theta}^i$, e_{rr}^i в (3):

$$\begin{aligned}
\frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial r} &= \frac{c_2 - 1}{r} \sigma_{rr}^i - \frac{\partial \tau_{rz}^i}{\partial z} - \frac{1}{r} \frac{\partial \tau_{r\theta}^i}{\partial \theta} + \frac{b_{22}}{r^2} u_r^i + \frac{b_{12}}{r} \frac{\partial u_z^i}{\partial z} + \frac{b_{26}}{r^2} \frac{\partial u_z^i}{\partial \theta} + \\
&\quad \frac{b_{26}}{r} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial z} + \frac{b_{22}}{r^2} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial \theta} + \rho^i \frac{\partial^2 u_r^i}{\partial t^2}; \\
\frac{\partial \tau_{rz}^i}{\partial r} &= -c_1 \frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial z} - \frac{1}{r} \tau_{rz}^i - \frac{b_{12}}{r} \frac{\partial u_r^i}{\partial z} - b_{11} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial z^2} - \frac{b_{66}}{r^2} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial \theta^2} - \\
\frac{b_{12} + b_{66}}{r} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial z \partial \theta} &- \frac{c_3}{r} \frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial \theta} - \frac{b_{26}}{r^2} \frac{\partial u_r^i}{\partial \theta} - \frac{2b_{16}}{r} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial z \partial \theta} - b_{16} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial z^2} - \\
&\quad - \frac{b_{26}}{r^2} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial \theta^2} + \rho^i \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial t^2}; \\
\frac{\partial \tau_{r\theta}^i}{\partial r} &= -\frac{c_2}{r} \frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial \theta} - \frac{2}{r} \tau_{r\theta}^i - \frac{b_{22}}{r^2} \frac{\partial u_r^i}{\partial \theta} - \frac{b_{12} + b_{66}}{r} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial z \partial \theta} - b_{66} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial z^2} - \\
-\frac{b_{22}}{r^2} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial \theta^2} &- c_3 \frac{\partial \sigma_{rr}^i}{\partial z} - \frac{b_{26}}{r} \frac{\partial u_r^i}{\partial z} - b_{16} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial z^2} - \frac{b_{26}}{r^2} \frac{\partial^2 u_z^i}{\partial \theta^2} - \frac{2b_{26}}{r} \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial z \partial \theta} + \\
&\quad + \rho^i \frac{\partial^2 u_\theta^i}{\partial t^2}; \\
\frac{\partial u_r^i}{\partial r} &= c_4 \sigma_{rr}^i - \frac{c_2}{r} u_r^i - c_1 \frac{\partial u_z^i}{\partial z} - \frac{c_3}{r} \frac{\partial u_z^i}{\partial \theta} - c_3 \frac{\partial u_\theta^i}{\partial z} - \frac{c_2}{r} \frac{\partial u_\theta^i}{\partial \theta}; \\
\frac{\partial u_z^i}{\partial r} &= a_{55} \tau_{rz}^i + a_{45} \tau_{r\theta}^i - \frac{\partial u_r^i}{\partial z}; \\
\frac{\partial u_\theta^i}{\partial r} &= a_{45} \tau_{rz}^i + a_{44} \tau_{r\theta}^i - \frac{1}{r} \frac{\partial u_r^i}{\partial \theta} + \frac{1}{r} u_\theta^i. \tag{4}
\end{aligned}$$

Розв'язок системи (4) здійснимо при використанні граничних умов на бічних поверхнях при $r = r_1$, $r = r_2$:

$$\sigma_{rr} = \tau_{rz} = \tau_{r\theta} = 0$$

та на торцях циліндричної оболонки.

$$\sigma_{zz}^i = u_r^i = u_\theta^i = 0.$$

Для перетворення тривимірної задачі до одновимірної використаємо процедуру методу Бубнова-Гальборкіна. Згідно з нею, розкладемо всі функції в тригонометричні ряди за координатою вздовж твірної z так, що б вони задовольняли граничним умовам, а також врахуємо їх періодичність за

коловою координатою θ [7].

Після деяких математичних перетворень і розділення змінних [7] в рівняннях (4), отримуємо нескінченну систему звичайних диференціальних рівнянь, що описують вільні коливання, в нормальній формі Коші:

$$\frac{d\bar{y}^i}{dr} = T^i(r)\bar{y}^i - C^i(r)\frac{\partial^2 \bar{y}^i}{\partial t^2}, \quad T^i(r) = t_{n,l}^i(r), \quad C^i(r) = c_{n,l}^i(r),$$

$$n = \overline{1, \infty}, \quad l = \overline{1, \infty}, \quad (5)$$

де $\bar{y} = \left\{ y_{1,pk}; y_{2,pk}; y_{3,pk}; y_{4,pk}; y_{5,pk}; y_{6,pk}; y'_{1,mk}; y'_{2,mk}; y'_{3,mk}; y'_{4,mk}; y'_{5,mk}; y'_{6,mk} \right\}$ – розв’язуюча вектор-функція, $T^i(r)$ – квадратна матриця із змінними коефіцієнтами, що залежить від аргументу r , $C^i(r)$ – матриця, що характеризує інерційні властивості оболонки.

Таким чином, в роботі на основі тривимірних співвідношень теорії пружності отримано нескінчену систему звичайних диференціальних рівнянь, що описують вільні коливання, в нормальній формі Коші. З її використанням з’являється можливість визначення частот вільних коливань товстих анізотропних циліндричних оболонок в просторовій постановці.

- [1]. Механика композитов: В 12 т.: Т.9. Динамика элементов конструкций. / В.Д. Кубенко, А.Э. Бабаев, Е.И. Беспалова и др.- К.: «А.С.К.», 1999.- 379с.
- [2]. Трач В.М., Подворний А.В. Вільні коливання циліндричних оболонок із матеріалу з однією площиною пружної симетрії. Матеріали VII міжнародної науково-технічної конференції «АВІА-2007» 25-27 квітня, Т.1, Київ – 2007. С.14.62-14.65
- [3]. Трач В.М., Подворний А.В., Бондарський О.Г. Вільні коливання анізотропних оболонок обертання нульової гаусової кривизни із матеріалу з однією площиною пружної симетрії. Міжвузівський збірник «Наукові нотатки», Луцьк: ЛДТУ (жовтень 2007). – Випуск 20 (2). С 222-226.
- [4]. Новожилов В.В. Основы нелинейной теории упругости. – Л. – М.: ОГИЗ, 1948. – 211 с.
- [5]. Григоренко Я.М., Беспалова Е.И., Китайгородский А.Б. Шинкарь А.И. Свободные колебания элементов оболочечных конструкций. Киев: Наукова думка, 1986г, 171с.
- [6]. Лехницкий С.Г. Теория упругости анизотропного тела. – 2-е изд., испр. и доп. – М.: Наука, 1977. – 415 с.
- [7]. Podvornyi A.V., Semeniyuk N.P., Trach V.M. Stability of inhomogeneous cylindrical shells under distributed external pressure in a three-dimensional statement // Int. Appl. Mech. – 2017. – 53, N 6. P. 623 – 638.

FREE VIBRATIONS OF CYLINDRICAL ANISOTROPIC SHELLS IN A SPATIAL SETTING

A technique for solving the problem of determining the frequencies of free vibrations of thick layered cylindrical anisotropic shells in a spatial setting is proposed. The material of structures can have one plane of elastic symmetry, which is due to the rotation of the main directions of elasticity of the original orthotropic material relative to the generatrix of the shell. To solve this problem, the analytical method of Bubnov-Galerkin and the numerical method of discrete orthogonalization are used.

УДК 614.841

БІО- ТА ХІМКРОЗІЙНОСТІЙКІ ВЛАСТИВОСТІ ЕПОКСИПОЛІМЕРНОГО ПОКРИТТЯ ДЛЯ ЗАХИСТУ КОНСТРУКЦІЙ З КЛЕЄНОЇ ДЕРЕВИНИ

**Скрипинець А.В., к.т.н., Данченко Ю.М., д.т.н., проф.,
Саєнко Н.В., к.т.н., доц.**

Харківський національний університет будівництва та архітектури, м. Харків

Черкашина А.Н., к.т.н., доц.

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»,
м. Харків

В сучасній практиці широке поширення набуває клеєна деревина, яка отримується шляхом склеювання фенолоформальдегідним клеєм листів лущеного шпону хвойних порід [1, 2]. Технологія виробництва клеєної деревини цього типу дозволяє знизити негативний вплив природних недоліків деревини, істотно підвищити її міцнісні показники.

Однак суттєвими недоліками таких клеєних дерев'яних конструкцій в умовах підвищеної вологості є низька стійкість до води і агресивної дії навколишнього середовища, водних розчинів та біопшкодження.

Перспективним напрямком комплексного вирішення даних проблем є розробка епоксиполімерного покриття з підвищеними корозійностійкими властивостями для захисту конструкцій з клеєної деревини в умовах підвищеної вологості.

Склад такого покриття містить: епоксидний олігомер марки ЕД-20 амінний отверджувач ПЕПА та модифікуючу добавку на основі кремнійорганічного зв'язуючого. В якості антипірену використовується ПФА в кількості від 10 до 20 мас.ч. Для надання композиції грибостійкості використовували біоциди на основі гуанідину в кількості 0,2-5 мас.ч.

Для визначення стійкості до дії води та водних розчинів зразки балок марки Ultralam (30x30x70 мм) з покриттям і без нього витримувалися при температурі 18-25 °С в дистильованій воді і в розчині, сольовий склад якого імітував морську воду.

Дослідження зразків в агресивних середовищах (в умовах 10%-й H_2SO_4 , 10%-й $NaOH$, 10%-й $NaCl$) проводилися протягом 2000 годин по ГОСТ 12020-72.

Проведено випробування грибостійкості епоксиполімерів. Суть методу полягає в експонуванні матеріалів, заражених спорами цвілевих грибів, в оптимальних умовах для розвитку цвілі.

Визначено основні фізико-механічні властивості розробленого покриття: міцність покриття при рівномірному відриві до стали по ГОСТ 14760-69, міцність при ударі по ISO 8256:2004, стиранність по ISO 9352.

В результаті проведених досліджень на водо- і хімістійкість встановлено, що при використанні захисного покриття стійкість дерев'яних балок до дистильованої і морської води підвищується більше ніж на два порядки, забезпечуючи цілісність дерев'яних виробів і конструкцій, захищаючи торці і не викликаючи викривлення матеріалу.

В умовах середнього ступеня агресивності середовища (в умовах 10%-й H_2SO_4 , 10%-й $NaOH$, 10%-й $NaCl$) нанесення на дерев'яні конструкції розробленого епоксиполімерного покриття забезпечує високі показники біо- і хімікорозійностійкого захисту.

Розроблене захисне покриття має фунгіцидні властивості, захищаючи конструкції від появи синяви, цвілевих і дереворуйнівних грибів. Виявлено стійку кореляцію між концентрацією біоциду і фунгіцидними властивостями полімеру. Комплексна оцінка показала, що розроблена епоксиполімерна композиція може бути використана як захисне покриття для конструкцій з клеєної деревини, що піддається впливу цвілевих грибів, високих температур і підвищеної вологості.

[1]. И.О. Вербицкий. Предпосылки применения клееных деревянных конструкций в современном строительстве / И.О. Вербицкий, Е.В. Вербицкая // Ползуновский Альманах . – 2017. – № 2. – С. 75-78.

[2]. Андронов В.А. Оценка эффективности применения эпоксидных полимерных композиций для огнезащиты клееной древесины / В.А. Андронов, Ю.М. Данченко, Н.В. Саенко, А.Г. Коссе, Т.И. Плисюк // Проблемы пожарной безопасности. – 2014. – Вып. 36. – С. 10-16.

BIO- AND CHEMICAL CORROSION PROPERTIES OF EPOXY COATING FOR PROTECTION OF STRUCTURAL GLUED-LAMINATED TIMBER

The article presents a solution to practical problem - the development of epoxy coating of low combustibility with corrosion-resistant properties for the protection of glued-laminated timber in conditions of high humidity. Based on the test results obtained, it was found that when using the developed epoxy polymer protective coating, the resistance of wooden beams to distilled and seawater increases by more than two orders of magnitude, ensuring the integrity of wood products and structures, protecting the ends and not causing warping of the material. In conditions of medium aggressiveness of the environment i.e. 10% H_2SO_4 , 10% $NaOH$, 10% $NaCl$, the application of the developed epoxy polymer coating to glued-

laminated timber provides their high indicators of bio- and chemical corrosion protection (water resistance, resistance to sea water and aggressive aqueous solutions). The developed protective coating has fungicidal properties, protecting structures from the appearance of blue stains, mold and wood-destroying fungi. Revealed a good correlation between the concentration of biocide and fungicidal coating properties. A comprehensive assessment showed that the developed epoxy coatings have increased biocorrosion-resistant properties and can be used as protective coatings for glued-laminated timber structures exposed to mold fungi, high temperatures and high humidity.

УДК 539.3

РОЗВ'ЯЗАННЯ ЗАДАЧІ ТЕРМОПРУЖНОСТІ БАГАТОШАРОВИХ ЦИЛІНДРИЧНИХ ОБОЛОНОК СКЛАДНОЇ ФОРМИ МЕТОДОМ ЗАНУРЕННЯ

Сметанкіна Н.В., д.т.н.; Меркулова А.І., асп.;

Меркулов Д.О., асп.; Постний О.В., асп.; Місюра С.Ю., к.т.н.

Інститут проблем машинобудування ім. А.М. Підгорного НАН України, м. Харків

Однією з актуальних проблем, що виникають в різних областях сучасної техніки, є забезпечення міцності і надійності конструкцій і споруд при впливі температурних навантажень [1]. Застосування чисельних методів до вирішення задач термопружності конструкцій складної геометрії не знижує необхідність розвитку ефективних аналітичних методів вирішення цих завдань, особливо, для конструкцій, виконаних з різномірних матеріалів.

У більшості робіт досліджено термонапружений стан однорідних пластин і оболонок. У даній роботі запропонований метод розв'язання задачі термопружності багатошарових циліндричних оболонок складної форми в плані. В основу алгоритму розв'язання покладено метод занурення, раніше розроблений для розв'язання статичних та динамічних задач багатошарових пластин та оболонок [2].

Розглядається багатошарова циліндрична оболонка, складена з I ізотропних шарів сталої товщини, що займає на координатній поверхні - зовнішня поверхня першого шару - область Ω , обмежену контуром Γ . На оболонку діє система силових і теплових навантажень.

Деформації шарів оболонки описуються у рамках теорії першого порядку, що враховує деформації поперечного зсуву й обтиснення по товщині у кожному шарі. Рівняння термопружної рівноваги та граничні умови одержані з принципу можливих переміщень.

Задача зводиться до алгебраїчного аналогу інтегральних рівнянь за допомогою прийому, який полягає в наступному. Будемо вважати, що область Ω занурена в багатошарову циліндричну шарнірно оперту оболонку

прямокутної форми в плані, на яку діють деякі невідомі компенсуючі навантаження і моменти, $\mathbf{P}^{\text{comp}} = \{p_j^{\text{comp}}(x, y)\}$, $j = 1, 3I + 3$, які розподілені вздовж контуру Γ . Розв'язуючи задачу про деформацію допоміжної оболонки, можна знайти вирази для напружень і переміщень в точках області Ω . З умови задоволення заданим на контурі Γ умов формується система інтегральних рівнянь для визначення інтенсивностей компенсуючих навантажень і моментів.

Метод розв'язання системи інтегральних рівнянь полягає в розвиненні функцій переміщень, заданих і компенсуючих навантажень в тригонометричні ряди за функціями, що задовольняє граничним умовам оболонки прямокутної форми в плані. Після визначення компенсуючих навантажень обчислюються переміщення, деформації та напруження в шарах вихідної оболонки.

В якості ілюстрації працездатності викладеного методу та перевірки достовірності чисельних результатів досліджено термонапружений стан п'ятишарових шарнірно опертих оболонок, контур яких описаний рівняннями кривих вищих порядків під дією температурних полів, які отримані в результаті розв'язання задачі теплопровідності багатошарових оболонок при впливі плівкових джерел [3, 4]. Порівняння результатів розрахунку напружень в шарах оболонок зі значеннями напружень, які отримані методом скінченних елементів, показало, що вони добре узгоджуються.

Таким чином, запропоновано метод розв'язання задач термопружності багатошарових циліндричних оболонок, який дозволяє достовірно описувати напружено-деформований стан багатошарових елементів, які зібрані з шарів з різними механічними і геометричними характеристиками. Подання розв'язання в аналітичному вигляді дозволяє вивчити його структуру, виявити притаманні йому властивості та особливості. Метод буде застосовано до дослідження розподілів температурних напружень у багатошаровому склінні літальних апаратів та наземного транспорту.

[1]. Oguamanam D.C.D. Nonlinear transient response of thermally loaded laminated panels / D.C.D. Oguamanam, J.S. Hansen, G.R. Heppler // Trans. ASME. J. Appl. Mech. – 2004.– Vol. 71, No 1.– P. 49–56.

[2]. Smetankina N. Modelling of bird strike on an aircraft glazing / N. Smetankina, I. Kravchenko, V. Merkulov, D. Ivchenko, A. Malykhina // Integrated Computer Technologies in Mechanical Engineering. Editors Mykola Nechyporuk, Vladimir Pavlikov, Dmitriy Kritskiy. – Series “Advances in Intelligent Systems and Computing”. – Vol. 1113. – Springer: Cham, 2020. – P. 289–297.

[3]. Smetankina N. Nonstationary heat conduction in multilayer glazing subjected to distributed sources // N. Smetankina, O. Postnyi // Informatyka, Automatyka, Pomiaru w Gospodarce i Ochronie Srodowiska. – 2020. – Vol. 10., No 2. – P. 28–31.

[4]. Malykhina A. I. Stationary problem of heat conductivity for complex-shape multilayer plates / A. I. Malykhina, D. O. Merkulov, O. V. Postnyi, N. V. Smetankina // Вісник Харківського національного університету імені В. Н. Каразіна, серія «Математичне

SOLVING THE PROBLEM OF THERMAL ELASTICITY OF MULTILAYER CYLINDRICAL SHELLS OF COMPLEX FORM BY THE DIVING METHOD

The method of solving the problem of thermoelasticity of multilayer cylindrical shells of complex shape in the plan is offered, which allows to present the solution in analytical form. Deformations of layers are described within the framework of the theory of the first order which considers deformations of cross shift and compression on thickness in each layer. The results of the calculation of stresses in the layers of the shells are compared with the data obtained by the finite element method.

УДК 624.04

ОБЛАСТЬ ПРОЧНОСТИ АРМИРОВАННОГО СЕЧЕНИЯ.

Сорока Н.Н., к.т.н., доцент

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

Как и в классическом методе предельного равновесия [1, 2] рассматривается идеализированный упругопластический материал. Примеры построения области прочности неармированного сечения описано в [3]. В [4] рассмотрено сечение с одиночной арматурой.

В данной работе рассматривается прямоугольное сечение, армированное двойной арматурой. Материал сечения имеет разные пределы текучести при растяжении (σ_{ty}) и сжатии (σ_{cy}). У армирующего материала пределы текучести (σ_{sy}) при растяжении и сжатии одинаковые. Предельное состояние сечения показано на рис. 1.

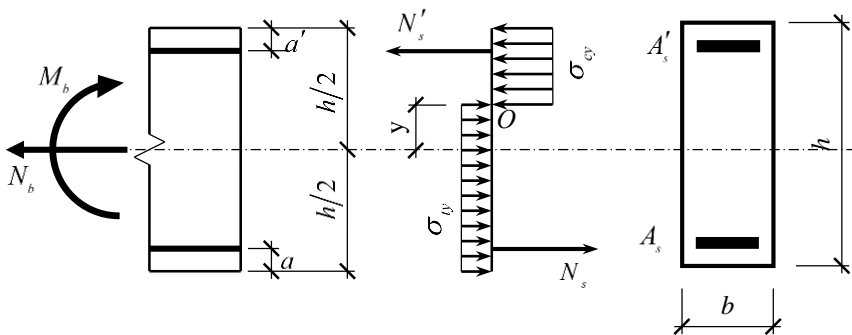


Рис. 1. Схема действия усилий в предельном состоянии прямоугольного армированного сечения.

Используя уравнения равновесия, для верхней границы области прочности получим:

$$y = \left[0.5h(\sigma_{cy} - \sigma_{ty}) + \frac{1}{b}(N'_s - N_s + N_b) \right] (\sigma_{cy} + \sigma_{ty})^{-1};$$

$$M_b = 0.5b\sigma_{cy} (h/2 - y)^2 + 0.5b\sigma_{ty} (h/2 + y)^2 + N'_s (h/2 - y - a') + N_s (h/2 + y - a) - N_b y,$$

где $N_s = \sigma_s A_s$; $N'_s = \sigma'_s A'_s$; σ_s и σ'_s – напряжения в нижней и верхней арматуре.

Так как неизвестных больше чем уравнений, для построения верхней границы области прочности нужно рассмотреть экстремальную задачу:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_b \rightarrow \max; \\ y - \left[0.5h(\sigma_{cy} - \sigma_{ty}) + \frac{1}{b}(N'_s - N_s + N_b) \right] (\sigma_{cy} + \sigma_{ty})^{-1} = 0; \\ |y| \leq 0.5h; \\ |\sigma_s| \leq \sigma_{sy}; \\ |\sigma'_s| \leq \sigma_{s'y}. \end{array} \right.$$

Для нижней границы области прочности из уравнений равновесия получаем:

$$y = - \left[0.5h(\sigma_{cy} - \sigma_{ty}) + \frac{1}{b}(N'_s - N_s + N_b) \right] (\sigma_{cy} + \sigma_{ty})^{-1};$$

$$M_b = 0.5b\sigma_{cy} (h/2 + y)^2 + 0.5b\sigma_{ty} (h/2 - y)^2 - N'_s (h/2 - y - a') - N_s (h/2 + y - a) + N_b y.$$

Для построения нижней границы области прочности также рассматриваем экстремальную задачу:

$$\left\{ \begin{array}{l} M_b \rightarrow \min; \\ y + \left[\frac{h}{2} (\sigma_{cy} - \sigma_{ty}) + \frac{1}{b} (N'_s - N_s + N_b) \right] (\sigma_{cy} + \sigma_{ty})^{-1} = 0; \\ |y| \leq 0.5h; \\ |\sigma_s| \leq \sigma_{sy}; \\ |\sigma'_s| \leq \sigma_{sy}. \end{array} \right.$$

Область прочности для прямоугольного симметрично армированного сечения с параметрами $b \times h = 0.2 \times 1.0 \text{ м}$, $E_c = 2.3 \cdot 10^7 \text{ кН/м}^2$, $\sigma_{cy} = 14500 \text{ кН/м}^2$, $\sigma_{ty} = 1300 \text{ кН/м}^2$, $E_{sy} = 2.1 \cdot 10^8 \text{ кН/м}^2$, $\sigma_{sy} = 365000 \text{ кН/м}^2$, $A'_s = A_s = 6.283 \text{ см}^2$ (2Ø20), $a' = a = 0.03 \text{ м}$, представлена на рис. 2.

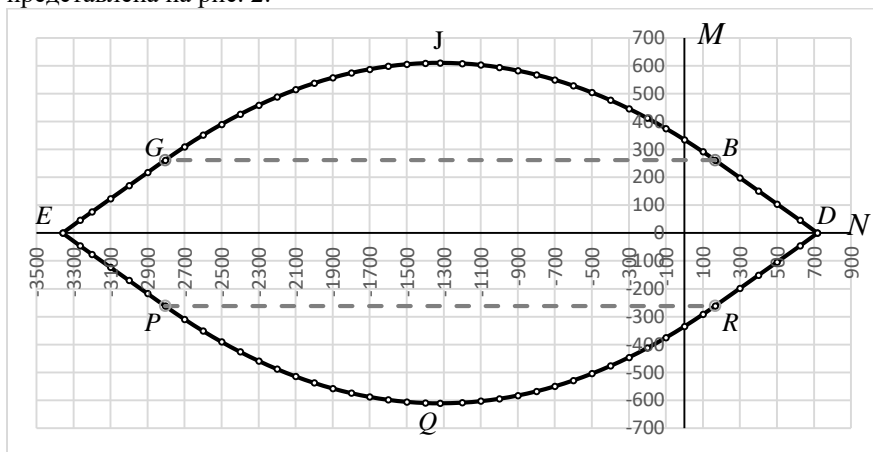


Рис. 2. Область прочности прямоугольного сечения с симметричным армированием.

Анализ показывает, что участки границы EG, EP, BD, RD – отрезки прямых линий. Участки GJB и PQR – описываются квадратными параболой.

Анализ напряжений в арматуре и изменения координаты центра изгиба сечения показал, что эти величины описываются кусочно-линейными функциями (рис. 3, 4).

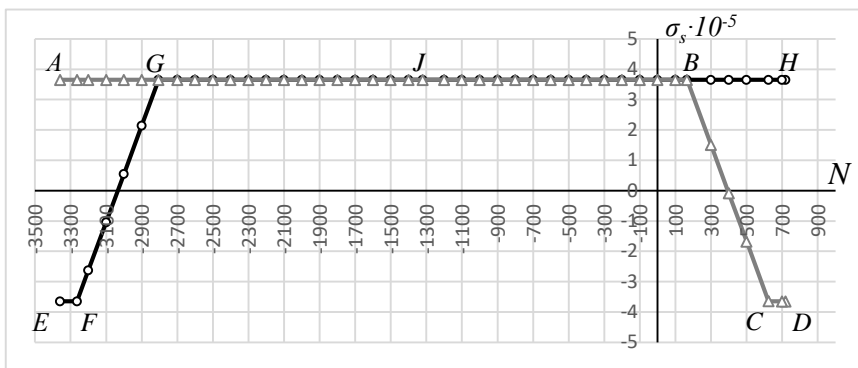


Рис. 3. Напряжения в арматуре для верхней границы области прочности сечения с симметричным армированием: —○— — A_s , —△— — A'_s .

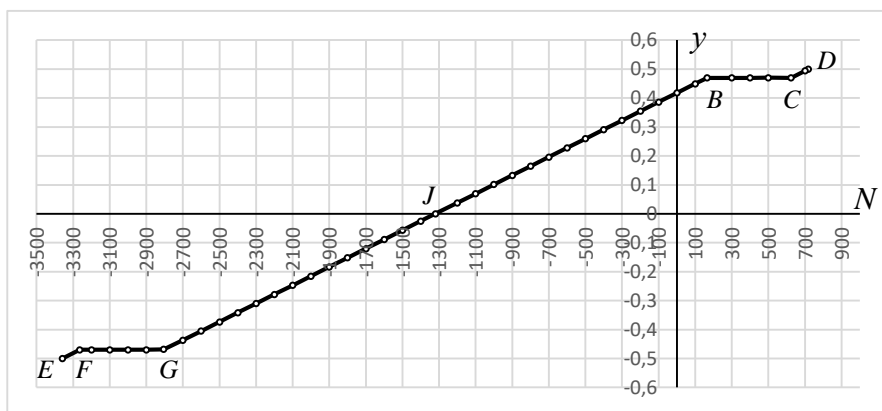


Рис. 4. Изменение координаты центра изгиба сечения при симметричном армировании для верхней границы области прочности сечения.

Учитывая характер графиков на рис. 3, 4, значения граничных усилий N_b и M_b можно получить с использованием таб. 1.

Таблица 1. Значения параметров для вычисления предельных усилий в характерных точках области прочности сечения.

Верхний участок области прочности				Нижний участок области прочности			
Точка	y	σ_s	σ'_s	Точка	y	σ_s	σ'_s
Е	$-h/2$	$-\sigma_{sy}$	σ_{sy}	К	$h/2$	$-\sigma_{sy}$	σ_{sy}
F	$-(h/2 - a)$	$-\sigma_{sy}$	σ_{sy}	L	$(h/2 - a)$	$-\sigma_{sy}$	σ_{sy}
G	$-(h/2 - a)$	σ_{sy}	σ_{sy}	P	$(h/2 - a)$	$-\sigma_{sy}$	$-\sigma_{sy}$
J	0	σ_{sy}	σ_{sy}	Q	0	$-\sigma_{sy}$	$-\sigma_{sy}$
B	$h/2 - a'$	σ_{sy}	σ_{sy}	R	$-h/2 - a'$	$-\sigma_{sy}$	$-\sigma_{sy}$
C	$h/2 - a'$	σ_{sy}	$-\sigma_{sy}$	S	$-h/2 - a'$	σ_{sy}	$-\sigma_{sy}$
D	$h/2$	σ_{sy}	$-\sigma_{sy}$	T	$-h/2$	σ_{sy}	$-\sigma_{sy}$

Для несимметрично армированного сечения ($A_s = 12.322\text{см}^2$ (2Ø28), $A'_s = 6.283\text{см}^2$ (2Ø20)) с параметрами, представленными выше, область прочности, построенная с помощью таб. 1, показана на рис. 5.

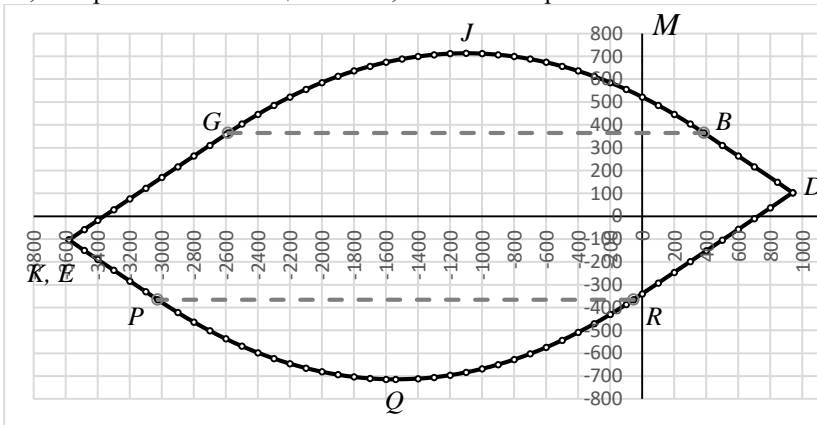


Рис. 5. Область прочности несимметрично армированного прямоугольного сечения.

Выводы.

1. Граница области прочности прямоугольного армированного сечения описывается линейными и квадратичными функциями.

2. Линейные графики изменения координаты центра изгиба сечения и напряжений в арматуре позволяют построить границу области прочности прямоугольного армированного сечения без решения оптимизационных задач

[1]. Гвоздев А.А. Расчет несущей способности конструкций по методу предельного равновесия. М: Стройиздат, 1949, - 248 с.

[2]. Ржаницын А.Р. Расчет сооружений с учетом пластических свойств материалов. М: Государственное издательство литературы по строительству и архитектуре, 1954г., 287с.

[3]. Mykola Soroka. Bearing capacity of structures made of materials with different tensile and compression strengths: 6th International Conference "Actual Problems of Engineering Mechanics", (APEM 2019), Volume 968, pp. 200-208.

[4]. Vrouwenvelder A.C.W.M. & Witteveen J. Plasticity Ct 4150. The plastic behaviour and the calculation of the plates subjected to bending. Technical University Delft Faculty of Civil Engineering and Geosciences 2003 p 121.

AREA OF STRENGTH OF THE REINFORCED SECTION

A simplified method for constructing the strength area of a rectangular reinforced section is considered.

УДК 539.3

НЕЛІНІЙНО-ПРУЖНИЙ СТАН КОМПОЗИТНОЇ ЦИЛІНДРИЧНОЇ ОБОЛОНКИ, ОСЛАБЛЕНОЇ РЯДОМ ПРЯМОКУТНИХ ОТВОРІВ

**Сторожук Є.А., д.ф.-м.н., проф., Максимюк В.А., д.ф.-м.н., с.н.с.,
Чернишенко І.С., д.т.н., проф.,**

Інститут механіки ім. С.П. Тимошенка НАН України, м. Київ

Розглянемо тонку циліндричну оболонку радіуса R і товщини h , виготовлену з ортотропного композитного матеріалу (КМ) й ослаблену рядом однакових прямокутних отворів. Віднесемо оболонку до криволінійної ортогональної системи координат (x, y, γ) , де x , y і γ – довжини твірної, дуги на напрямній і нормалі до серединної поверхні.

Приймаємо, що при підвищених рівнях діючих поверхневих і контурних навантажень властивості матеріалу оболонки описуються нелінійними діаграмами деформування.

Геометричні співвідношення запишемо у векторній формі із застосуванням варіанту теорії непологих оболонок, який базується на гіпотезах Кірхгофа–Лява [1]:

$$\begin{aligned}\varepsilon_{11} &= \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} \cdot \vec{e}_x; \quad \varepsilon_{22} = \frac{\partial \vec{u}}{\partial y} \cdot \vec{e}_y; \quad \varepsilon_{12} = \frac{\partial \vec{u}}{\partial x} \cdot \vec{e}_y + \frac{\partial \vec{u}}{\partial y} \cdot \vec{e}_x; \\ \mu_{11} &= -\frac{\partial \vec{\varphi}}{\partial x} \cdot \vec{e}_x; \quad \mu_{22} = -\frac{\partial \vec{\varphi}}{\partial y} \cdot \vec{e}_y; \quad 2\mu_{12} = -\frac{\partial \vec{\varphi}}{\partial x} \cdot \vec{e}_y - \frac{\partial \vec{\varphi}}{\partial y} \cdot \vec{e}_x;\end{aligned}\quad (1)$$

$$e_{11} = \varepsilon_{11} + \gamma\mu_{11}; \quad e_{22} = \varepsilon_{22} + \gamma\mu_{22}; \quad e_{12} = \varepsilon_{12} + 2\gamma\mu_{12},$$

де ε_{ij} і μ_{ij} – компоненти мембранної і згинної деформацій оболонки; $\vec{u} = u\vec{e}_x + v\vec{e}_y + w\vec{n}$ – вектор переміщень точок серединної поверхні; $\vec{e}_x, \vec{e}_y, \vec{n}$ – орти криволінійної ортогональної системи координат (x, y, γ) ; $\vec{\varphi} = \varphi_x\vec{e}_x + \varphi_y\vec{e}_y$ – вектор кутів повороту дотичних до координатних ліній, які визначаються згідно гіпотез Кірхгофа–Лява.

Припускаючи, що навантаження просте, скористаємося нелінійними фізичними співвідношеннями деформаційної теорії пластичності анізотропних середовищ, у якій прийнята умова пластичності виду [2]:

$$f = \frac{1}{2}(q_{1111}\sigma_{11}^2 + q_{2222}\sigma_{22}^2 + 2q_{1122}\sigma_{11}\sigma_{22} + 4q_{1212}\sigma_{12}^2) = f_s. \quad (2)$$

Тут $q_{1111}, q_{2222}, q_{1122}, q_{1212}$ – компоненти тензора, що враховує анізотропію нелінійних властивостей КМ; f_s – додатна матеріальна константа.

Чисельна методика розв’язання фізично нелінійних задач статки для ортотропних циліндричних оболонок, ослаблених рядом отворів, базується на використанні методу додаткових напружень і методу скінченних елементів (МСЕ).

Реалізація методу додаткових напружень передбачає подання виразів для напружень у вигляді суми лінійних (σ_{ij}^0) і нелінійних (σ_{ij}^H) доданків:

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= \sigma_{11}^0 + \sigma_{11}^H; \quad \sigma_{22} = \sigma_{22}^0 + \sigma_{22}^H; \quad \sigma_{12} = \sigma_{12}^0 + \sigma_{12}^H; \\ \sigma_{11}^H &= \sigma_{11} - \sigma_{11}^0; \quad \sigma_{22}^H = \sigma_{22} - \sigma_{22}^0; \quad \sigma_{12}^H = \sigma_{12} - \sigma_{12}^0;\end{aligned}\quad (3)$$

$$\sigma_{11}^0 = \frac{E_{11}(e_{11} + \nu_{12}e_{22})}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}; \quad \sigma_{22}^0 = \frac{E_{22}(e_{22} + \nu_{21}e_{11})}{1 - \nu_{12}\nu_{21}}; \quad \sigma_{12}^0 = G_{12}e_{12},$$

де $E_{11}, E_{22}, G_{12}, \nu_{12}, \nu_{21}$ – пружні сталі композита.

Послідовність лінійно-пружних задач розв'язується модифікованим МСЕ, особливість якого полягає у використанні векторної форми співвідношень для деформацій (1) та в дискретній реалізації геометричної частини гіпотез Кірхгофа–Лява.

За допомогою розробленої методики досліджено нелінійно-пружний стан ортотропної нескінченно довгої циліндричної оболонки, ослабленої рядом однакових прямокутних отворів, центри яких розташовані рівномірно на спільній твірній, при дії внутрішнього тиску.

[1]. Сторожук Е.А., Максимюк В.А., Чернышенко И.С. Нелинейно-упругое состояние композитной цилиндрической оболочки с прямоугольным отверстием // Прикл. механика. – 2019. – 55, №5. – С. 57 – 68.

[2]. Ломакин В.А. О теории пластичности анизотропных сред // Вестн. Моск. ун-та. Математика и механика. – 1964. – № 4. – С. 49 – 53.

NONLINEAR-ELASTIC STATE OF A COMPOSITE CYLINDRICAL SHELL, WEAKENED BY A ROW OF RECTANGULAR HOLES

A technique has been developed for the numerical solution of physically nonlinear problems for orthotropic cylindrical shells with a row of rectangular holes. The concentration of stresses in a long cylindrical shell with a row of rectangular holes along the generatrix under the action of internal pressure is investigated.

УДК 624.04

ЛАБОРАТОРНЫЕ ИСПЫТАНИЯ МОДЕЛИ ДОРОЖНОЙ ПЛИТЫ ИЗ СТАЛЕФИБРОБЕТОНА

Сурьянинов Н.Г., Неутов С.Ф., Корнеева И.Б.

Одесская национальная академия строительства и архитектуры

Дорожные плиты пользуются большим спросом и широко применяются в процессе создания транспортных веток - дорог местного значения, магистралей, автобанов. Дорожные плиты, соответствующие стандарту, изготавливаются, как правило, из бетона высокого класса и имеют специальное армирование. Такие плиты выдерживают высокие нагрузки без повреждений и видимых деформаций, сохраняют свои свойства даже при резких перепадах температуры. Еще одним преимуществом является отсутствие основательной подготовки грунта для установки, поэтому монтаж занимает минимум времени, и дорога сразу готова к полноценной эксплуатации. При строительстве новых трасс использование дорожных плит позволяет оперативно изменить маршрут в случае возникновения непредвиденных обстоятельств, что является существенным преимуществом данного типа покрытия по сравнению, например, с асфальтовым, когда

требуются более серьезные подготовительные работы. Кроме того, дороги, построенные из плит, можно подвергнуть быстрому демонтажу, что особенно ценно в случае оборудования временных подъездных путей к тому или иному объекту, а затем использовать повторно, что значительно удешевляет стоимость строительных объектов в целом и принципиально невозможно при других видах дорожных покрытий.

Несмотря на высокие прочностные и деформационные характеристики, хорошую морозостойкость, ученые и конструкторы продолжают работать над улучшением эксплуатационных свойств дорожных плит, и одним из направлений для достижения этой цели является дисперсное армирование бетона стальной фиброй. Такие плиты уже успешно применяются во многих странах. Разработана конструкция модели дорожной плиты (рис. 1), при проектировании учитывались требования действующих в Украине нормативных документов [1-3]. Геометрические размеры модели продиктованы технологическими особенностями изготовления и условиями корректности сопоставления результатов. Модели плит армированы пространственным каркасом, состоящим из двух сеток (рис. 2).

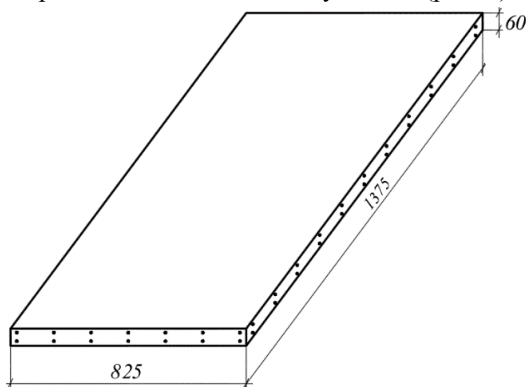


Рис. 1. Модель дорожной плиты

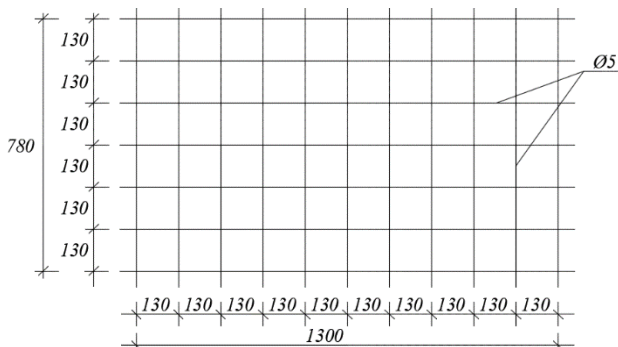


Рис. 2. Армирование модели дорожной плиты

Испытания моделей плит проведены на специально смонтированном стенде. Силовое устройство стенда состоит из четырех стоек, связанных попарно между собой балками, на которые опирается дорожная плита. Нагрузка создается с помощью домкрата мощностью 100 кН, нижняя плоскость которого давит на двухуровневую перекрестно-балочную систему, а через нее на плиту. Конструкция и размеры перекрестно-балочной системы привязаны к схемам нагружения дорожных плит, приведенным в нормативной литературе. Нагружение выполнялось приложением по ширине плиты двух сосредоточенных вертикальных полосовых нагрузок. Верхний шток домкрата опирается в двутавровую балку. Усилия, прикладываемые к плите, контролируются с помощью 500 кН образцового динамометра.

Изготовлена серия моделей дорожных плит размерами 1375x825x60 из бетона С20/25 и арматуры Вр1 с добавлением стальной фибры 1% от объема изделия. Состав смеси был определен авторами в предыдущих исследованиях. Нагрузку в соответствии с общепринятой методикой прикладывали ступенями по 0,05 от разрушающей. Каждая ступень нагружения заканчивалась пятиминутной выдержкой, в начале и конце которой снимались показания на измерительных приборах.

Испытания проводились по одной из двух схем нагружения, рекомендуемых действующими в Украине нормативными документами – с приложением нагрузки к консольной части плиты.

На рис. 3 представлены относительные деформации, полученные с помощью с помощью тензометрических датчиков. Приведенные результаты свидетельствуют о том, что деформации, измеренные механическими и электрическими приборами идентичны.

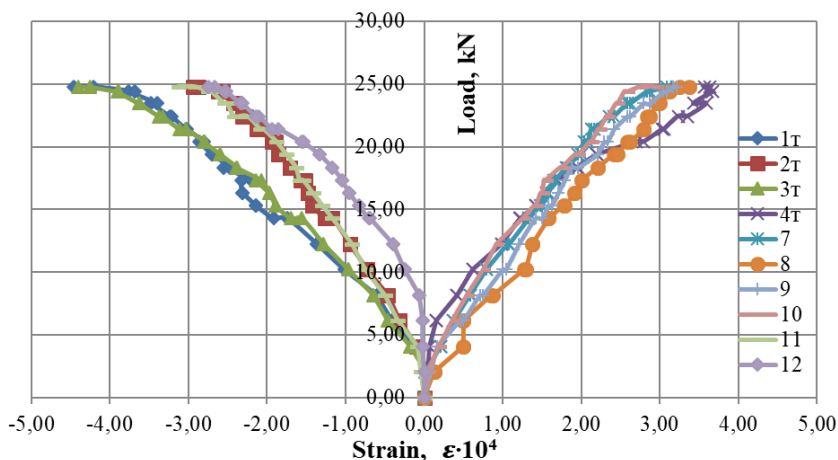


Рис. 3. Относительная деформация по показаниям индикаторов 7-12 и тензодатчиков 1т-4т.

Установлено, что деформации бетона в пролетном незагруженном участке плит практически на всех этапах нагружения изменяются по линейному закону. Деформации бетона на консольном участке плиты после появления трещин увеличиваются в 12 раз. Начало процесса трещинообразования в моделях дорожных плит при консольном нагружении наступает при уровне нагрузки 0,58 от разрушающей. Максимальные прогибы консольного нагруженного участка (25 мм) практически в 2 раза больше, чем в середине пролета плиты (13 мм). Разработанная методика и результаты испытаний моделей дорожных плит будут использованы для проведения испытаний полноразмерных натуральных конструкций плит комбинированного армирования с использованием стальной фибры.

[1]. Бетонні та залізобетонні конструкції. Основні положення. ДБН В.2.6-98:2009. – [чинний від 2011-07-01]. – К.: Мінрегіонбуд України, 2011. – 71 с. (Державні будівельні норми України).

[2]. Вироби бетонні і залізобетонні. Загальні технічні умови. ДСТУ Б.В.2.6-2:2009. – [чинний від 2010-06-30]. – К.: Мінрегіонбуд України, 2010. – 34 с. (Національний стандарт України).

[3]. Плити залізобетонні з ненапруженою арматурою для покриття міських доріг. ДСТУ Б.В.2.6-122:2010. – [чинний від 2011-07-01]. – К.: Мінрегіонбуд України, 2011. – 23 с. (Національний стандарт України).

LABORATORY TESTS OF THE MODEL OF STEEL FIBER CONCRETE PAVING PLATE

The results of laboratory tests of a series of models of road slabs made of steel fiber reinforced concrete with 1% reinforcement are presented. The tests were carried out with a load applied to the cantilever part of the slab. It was found that the deformations of concrete in the span of the unloaded section of the slabs practically at all stages of loading change according to a linear law. Deformations of concrete on the cantilever section of the slab after the appearance of cracks increase 12 times. The beginning of the process of cracking in models of road slabs with cantilever loading occurs at a load level of 0.58 from the breaking load. The maximum deflections of the loaded cantilever section (25 mm) are almost 2 times greater than in the middle of the slab span (13 mm).

ОПТИМИЗАЦИЯ ТЕХНОЛОГИИ ПОЛУЧЕНИЯ СЕРОГИПСОВОГО КОМПОЗИТА

Тарасевич В.И.¹, к.т.н., доц., Гасан Ю.Г.², к.т.н., проф.

Киевский национальный университет строительства и архитектуры,

¹vittars@ukr.net, ²gasan.iug@knuba.edu.ua

Долгошей В.Б., к.ф.-м.н., доц.

Национальный технический университет “Киевский политехнический

институт“ имени Игоря Сикорского

dolgovshey@ukr.net

Эффективным способом повышения водостойкости и других строительно-технических свойств капиллярно-пористых материалов, в том числе и на основе гипса, является пропитка веществами, способными отвердевать в поровом пространстве этих материалов, что способствует уплотнению структуры и препятствует проникновению в них влаги.

Оптимальным пропитывающим веществом для модификации гипсобетонов является сера, поскольку ее расплав имеет эффективные пропиточные свойства, сильную адгезию к различным минеральным наполнителям и высокую химическую стойкость в различных агрессивных средах. Особенности капиллярно-пористой структуры гипсобетонов и их поведение при повышенных температурах требуют разработки научно-обоснованных технологических режимов сушки и пропитки расплавом серы.

При разработке технологии пропитки гипсобетонов расплавом серы были исследованы вопросы, связанные с физико-химическими процессами, протекающими при взаимодействии гипсовой или гипсозольной матрицы и серы. Особое внимание было уделено исследованию структурообразования вяжущих в процессе твердения для определения оптимальных моментов механического воздействия на гипсобетонные образцы, что позволит оптимизировать технологию их пропитки расплавом серы.

Временная зависимость модуля упругости твердеющего вяжущего является его важной физико-химической характеристикой, поскольку она используется для объективного выделения этапов структурообразования, моделирования процессов, протекающих на каждом из этапов, а также определения оптимальных моментов механического воздействия на бетон. Такую зависимость чаще всего оценивают акустическими методами, однако метод акустического резонанса изгибных колебаний, разработанный применительно к системам со стабильными во времени параметрами, в случае твердеющих вяжущих материалов нуждается в коррекции относительно методики измерения и трактовки полученных результатов.

На основании проведенных исследований установлено, что при наличии усадки или значительного расширения вяжущего, исследование

структурообразования резонансным методом должно производиться в пластичных кюветках. Вне зависимости от усадки использование кюветы требует обязательного учета ее упругих свойств. Объективное выделение этапов структурообразования целесообразно производить на основе кинетики не самого динамического модуля упругости, а скорости его изменения. Временная зависимость логарифмического декремента затухания также является важной характеристикой структуры образца.

Таким образом, проведенные исследования процессов структурообразования модифицированных материалов позволяют получать гипсосодержащие композиты с необходимыми эксплуатационными характеристиками и изготавливать из них элементы архитектурного декора, стеновые ограждающие и облицовочные изделия повышенной эстетичности, долговечности и надежности.

OPTIMIZATION OF PRODUCTION TECHNOLOGY SEROGYPSUM COMPOSITE

The paper considers the issues of studying the structure formation of binders during hardening to determine the optimal moments of mechanical action on gypsum concrete specimens, which makes it possible to optimize the technology of their impregnation with sulfur melt. It is noted that the method of acoustic resonance of bending vibrations, in the case of hardening binders, needs correction with respect to the measurement technique and interpretation of the results obtained. The resonant frequency of the sample is the derivative of the elastic properties of both the binder and the cell itself. It has been established that in the presence of shrinkage or significant expansion of the binder, the study of structure formation by the resonance method should be carried out in plastic cuvettes. Regardless of shrinkage, the use of a cuvette requires compulsory consideration of its elastic properties. It is advisable to objectively distinguish the stages of structure formation on the basis of the kinetics of not the dynamic modulus of elasticity itself, but the rate of its change. The time dependence of the logarithmic damping decrement is also an important characteristic of the concrete structure.

УДК 069.04

РЕШЕНИЕ ИНЖЕНЕРНОЙ ЗАДАЧИ ПО РАЗРАБОТКЕ СПЕЦИАЛЬНЫХ ПРИСПОСОБЛЕНИЙ ДЛЯ ОБСЛУЖИВАНИЯ ВЫСОТНЫХ ЗДАНИЙ СО СПЛОШНЫМИ ФАСАДНЫМИ СИСТЕМАМИ

Твардовский И.А., к.т.н., доцент

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

При строительстве высотных зданий в последние десятилетия в разных странах мира получило широкое развитие формирование фасадов с максимальным использованием светопрозрачных конструкций, в том числе и

по всему контуру. В качестве примеров можно привести известные такие здания, как: Commerzbank во Франкфурте-на-Майне (Германия, 1997), City Hall в Лондоне (Великобритания, 2002), Manitoba Hydro Place в Виннипеге (Канада, 2009), 7-я Жемчужина (Одесса, Украина).

Применение светопрозрачных конструкций позволяет разнообразить вид зданий и его формы, что формирует современный архитектурный стиль и привлекательность [1]. Строительство зданий со сплошными светопрозрачными фасадами получило развитие и в Украине. Развитие строительства зданий из светопрозрачных конструкций определилось параметрами их практичности, надежности, долговечности, и, что важно для архитекторов и дизайнеров, в большом разнообразии видов и форм. Фасадные светопрозрачные системы позволяют не только эффективно утеплить и декорировать фасад, но и придают зданию стильный современный вид.

Наряду с множеством положительных факторов фасады зданий из сплошных светопрозрачных конструкций имеют ряд трудностей при их обслуживании, например при очистке плоскости сплошного остекления от загрязнения. Решение указанной проблемы при помощи временного навесного оборудования с формированием противовесов на крыше или на верхних эксплуатируемых площадках здания создает трудности, связанные с частотой их устройства и громоздкостью применяемого оборудования, в том числе и зачастую отсутствием доступа на указанные площадки, вызванные особенностями их эксплуатации. Создание специальных приспособлений и технологий по их закреплению к уже существующим фасадным системам в построенных зданиях и стало актуальной инженерной задачей, решение которой имеет также большую практическую значимость.

В качестве решения поставленной инженерной задачи была предложена система креплений кронштейнов (рис. 1.) с магистральными трубами для строповки промышленных альпинистов, выполняющих плановые осмотры и чистку витражей. Одним из исходных условий было необходимость предусмотреть крепеж кронштейна к плите перекрытия в уровне верхнего карниза здания.

Максимальный изгибающий момент, воспринимаемый сечением магистральной трубы, определялся по следующей формуле

$$M_{\max} = \frac{P \cdot n_{din} \cdot f_{cor}}{2} \cdot \frac{L_p}{2} \quad (1)$$

где: P – заданная нагрузка; L_p – расчетная длина; n_{din} – динамический коэффициент; f_{cor} – функция, учитывающая во времени фактор коррозионного износа.

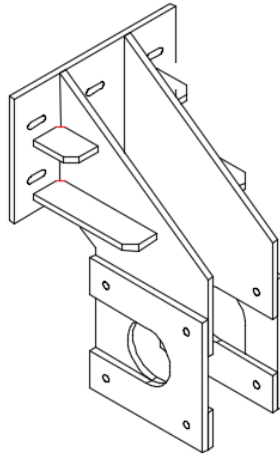


Рис. 1. Общий вид разработанной конструкции кронштейна

По известным формулам был определен требуемый момент сопротивления, подобрано сечение, проверено выполнение условия жесткости.

Максимальный изгибающий момент в основании подкрепляющей пластины кронштейна вычислялся по формуле

$$M_{omp} = P \cdot n_{din} \cdot B_p$$

(2)

Усилие отрыва анкера из монолитной плиты определялось по формуле

$$N_{omp} = \frac{P \cdot n_{din} \cdot B_p}{b_{кр}} \quad (3)$$

где: B_p – расстояние от оси магистральной трубы до стенки кронштейна;

$b_{кр}$ – минимальный отступ между анкерами, которые формируют изгибающий момент, удерживающий кронштейн от опрокидывания

Подбор диаметра и длины анкера осуществлялся из условия $P_{crc} > N_{omp}$,

где:

$$P_{crc} = A_{нов} \cdot R_{bt} = 2\pi r \cdot L_{анк} \cdot R_{bt} \quad (4)$$

Подобранные элементы, полученные по инженерной методике, согласно [2] по приведенным выше формулам были сопоставлены с результатами расчета в расчетно-графическом комплексе SOFiSTiK [3].

Для определения усилий в точках крепления кронштейна к плите была построена расчетная модель в расчетно-графическом комплексе SOFiSTiK и выполнен расчет на действие расчетной статической и динамической

нагрузки. При моделировании звена из двух кронштейнов (рис.2.), для обеспечения совместной работы кронштейнов и магистральной трубы в точке их контакта были объединены перемещения.

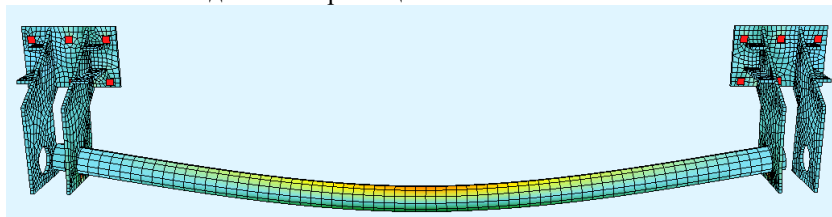


Рис. 2. Трехмерная модель звена кронштейнов, выполненная в расчетном комплексе SOFiSTiK

Анализ результатов расчета компьютерной модели показал, что основные усилия, возникающие в точках опорных закреплений – выдергивающие. В связи с чем, особое внимание было уделено обеспечению глубине заделки анкерных болтов и толщине бетона для восприятия скалывающих усилий, возникающих от действия расчетной нагрузки на отрыв. На основании полученных усилий были подобраны толщины пластин и подобраны химические анкера серии Hilti HVU.

На основании полученных результатов расчета по инженерной методике [2] и компьютерного моделирования были изготовлены экспериментальные образцы и испытаны на действие статических и динамических нагрузок специальным сертифицированным оборудованием. Отклонение полученных результатов при тестировании анкеров на отрыв с результатами теоретических расчетов отличались на 15 % в сторону практического запаса.

Надежность разработанной и внедренной на практике конструкции (рис. 3) определяется сопоставлением выполненных расчетов по инженерной методике и при помощи расчетно-графического комплекса SOFiSTiK [3], а также проведенными натурными испытаниями на изгиб и на отрыв.



Рис. 3. Система кронштейнов, выполненная в уровне карниза здания

- [1]. Инженерное оборудование высотных зданий / под ред. М. М. Бродач. 2-е изд., испр. и доп. М.: АВОК-ПРЕСС, 2011.
- [2]. ДБН В2.6-198:2014 «Металлические конструкции. Нормы проектирования» / Минрегионбуд, Украина, Киев. - 206 с.
- [3]. Кухтин В.Н. Применение расчетного комплекса SOFiSTiK для расчета мостовых конструкций: учебное пособие / В.Н. Кухтин, И.В. Булаев, И.С. Баранов. - М.: МАДИ, 2015. - 136 с.

SOLUTION OF THE ENGINEERING PROBLEM FOR THE DEVELOPMENT OF SPECIAL DEVICES FOR MAINTENANCE OF HIGH-RISE BUILDINGS WITH CONTINUOUS FACADE SYSTEMS

In the material presented, one of the possible options for solving an urgent engineering problem for the development of special devices and their arrangement in high-rise buildings with continuous facade systems for the possibility of their maintenance is presented. The authors have developed a bracket design in two modifications made of metal plates, the fastening of which is provided to the end of a monolithic reinforced concrete slab at the level and along the perimeter of the eaves of the building on chemical anchors of the series Hilti HVU. The nature of the change in the stress-strain state in the plates, main pipes and in the anchor devices of the developed bracket design was studied by calculation according to the usual engineering method, as well as in the formed model in the computational and graphic complex SOFiSTiK.

УДК 624.131.5

К ВОПРОСУ УЧЕТА ДИССИПАЦИИ ЭНЕРГИИ ПОДАТЛИВОГО ОСНОВАНИЯ ПРЕДСТАВЛЕННОГО ОСЕСИМЕТРИЧНОЙ СТОЛБЧАТОЙ МОДЕЛЬЮ

Телипко Л.П., Солод В.Ю., Романюк А.Д.

Днепропетровский государственный технический университет, г. Каменское,
leo46din@gmail.com

При расчете фундаментов и конструкций на податливом основании на действие динамических воздействий математическая модель основания должна отражать реальные условия деформирования основания, в связи с их слоистостью, ограниченным распределительным свойством, весомостью и другими. Этому в большей степени отвечает осесимметричная столбчатая модель податливого основания [1, 2, 3], которая учитывает такие важные свойства грунтового основания при динамическом воздействии, как конечность зоны распространения колебаний и его инерционность. При этом модель позволяет определять не только перемещения граничной плоскости, но и напряженно-деформированное состояние основания. Она теоретически

апробирована и научно обоснована для недиссипативного основания на статическое и динамическое нагружение.

При резонансных явлениях учет рассеивания энергии при колебаниях основания крайне необходим. В работе рассматривается адаптация осесимметричной столбчатой модели на диссипативное основание, в котором учет рассеивания энергии проводится по гипотезе гистерезисного трения Е.С. Сорокина [4]. Согласно этой гипотезе силы неупругого сопротивления пропорциональны перемещению и в качестве физической константы используется коэффициент неупругого сопротивления γ . Эта гипотеза лучше отражает рассеивание энергии в основании, чем гипотеза вязкого трения, по которой, в большинстве случаев, проводится учет рассеивания энергии в грунтовых основаниях.

Рассматриваемая модель представляет собою цилиндрическое тело в виде стержня высотой H , которая согласуется с толщиной деформированного слоя основания, и радиусом R , достаточно большим, чтобы считать, что амплитуды перемещений на цилиндрической поверхности стержня равны нулю. Стержень на наружном торце несет нагрузку в пределах центрально расположенной круговой площадки с радиусом \bar{r} , намного меньшим R . Площадь грузовой площадки радиусом \bar{r} согласуется с площадью участков, на которые разбивается подошва фундамента, при ступенчатой эпюре реактивных отпоров.

Основание, подчиняясь трехосному линейному физическому закону, находится в условиях осевой симметрии, поэтому наблюдаются только вертикальные u и радиальные w перемещения, которые являются функциями переменных x , r , t . Решение динамических уравнений Ляме, которыми описывается деформирование цилиндрического тела проводилось дискретным методом Л. В. Винокурова [4], согласно которого по переменной x решение отыскивалось в аналитической форме, а по переменной r – в конечно-разностной. Применением метода разделений переменных по Фурье, система дискретных дифференциальных уравнений в частных производных была сведена к системе дифференциальных уравнений в обыкновенных производных, интегрирование которой проводилось при помощи подстановок Эйлера.

Учет внутреннего рассеивания энергии при колебаниях по комплексной теории Е.С. Сорокина требует образования комплексной возмущающей силы по заданной действительной силе. В решении заданная действительная сила была принята за вещественную часть комплексной силы.

Постоянные интегрирования определялись из граничных условий на торцах цилиндрического стержня.

Полученные решения показывают, что учет диссипации энергии приводит к сдвигу фаз между возмущающей нагрузкой и перемещениями основания и к значительному снижению амплитуд колебаний в зоне резонанса.

- [1]. Винокуров Л. П., Телипко Л. П. Решение динамической контактной задачи для балок, лежащих на весомом податливом слое, с привлечением осесимметричной столбчатой модели. Строительство и архитектура. 1977. №2. С. 31–36.
- [2]. Винокуров Л. П., Телипко Л. П. Решение контактной задачи для статически и динамически нагруженных фундаментов на податливом основании, представленном осесимметричной столбчатой моделью. Сопротивление материалов и теория сооружений. 1978. Вып. XXXII. С. 31–38.
- [3]. Телипко Л. П., Мамаев Л. П., Ракша С. В. Учет неоднородности земляного полотна железнодорожного пути при определении его напряженно-деформированного состояния. Вісник Дніпропетровського національного університету залізничного транспорту. Наука та прогрес транспорту. 2018. № 6(78). С. 101–117.
- [4]. Сорокин Е. С. К теории внутреннего трения при колебаниях упругих систем. М: Госстройиздат. 1960. 131 с.
- [5]. Винокуров Л. П. Прямые методы решения пространственных и контактных задач для массивов и фундаментов. Харьков: Изд-во Харьковского университета. 1956. 280с.

TO THE ISSUE OF ACCOUNTING THE ENERGY DISSIPATION OF A COMPLIANT BASE REPRESENTED BY AN AXISYMMETRIC COLUMNAR MODEL

The adaptation of an axisymmetric columnar model of a compliant base to a dissipative one is considered, in which the energy dissipation is taken into account according to the hypothesis of hysteresis friction by E.S. Sorokin. The obtained solutions show a phase shift between the disturbing load and displacements of the base and a significant decrease in the amplitudes of oscillations in the resonance zone when considering the dissipation of the base.

УДК 539.3; 537.8; 530.11

ЛИНЕЙНЫЕ ПЛОСКИЕ ЭЛЕКТРОМАГНИТНЫЕ ВОЛНЫ В ДИЭЛЕКТРИКАХ В ТЕРМИНАХ ЭЛЕКТРОДИНАМИКИ

Ткаченко Н.Е., к.ф.-н., с.н.с.

Институт механики им. С.П.Тимошенко НАН Украины, г. Киев,
e-mail: tk.ne@ukr.net

В современной механике сплошных сред исследование взаимосвязанных механических и электромагнитных процессов используют уравнения механики сплошных сред с учетом дополнительных сил, уравнения Максвелла и взаимосвязанные уравнения состояния относительно механических и электромагнитных параметров. Л.П.Хорошуном предложен способ рассмотрения взаимосвязанных процессов в упругих и электромагнитных полях в единой математической модели. На основе феноменологического подхода он построил математическую модель

двухконтинуумной макромеханики диэлектриков [1] Уравнения этой модели инвариантны относительно преобразований Галилея. Элементарный макрообъем диэлектрика представляет собой совокупность смеси попарно связанных в нейтральные молекулы двух взаимодействующих частей носителей положительных и отрицательных зарядов. В начальный момент плотности положительных и отрицательных зарядов совпадают и равны числу молекул в единице элементарного макрообъема феноменологического подхода. Модель строится по аналогии с теорией упругих механических смесей. При этом используются перемещения нейтральных молекул u_i и взаимные смещения положительных и отрицательных зарядов u'_i . Перейдем к терминам электродинамики. Установлено что взаимное смещение зарядов u'_i и напряженность электрического поля E_i , порождаемая поляризацией, связаны линейной зависимостью.

$$u'_i = -\nu E_i, \quad \nu = 1/(8\pi Nq).$$

(1)

В работе [1] построены уравнения электроупругости для анизотропного и изотропного упругих диэлектриков. Это связанные динамические уравнения относительно перемещений нейтральных частиц и электрического поля. Приведем здесь линеаризованные уравнения электромагнитной упругости в плоском случае.

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} - \frac{\nu \rho'}{\rho} \frac{\partial^2 E_i}{\partial t^2} &= c_2^{*2} u_{i,rr} + (c_1^{*2} - c_2^{*2}) \mu_{r,ri}; \\ \frac{\partial^2 E_i}{\partial t^2} - \frac{\rho'}{\nu \rho} \frac{\partial^2 u_i}{\partial t^2} &= c_2^{*2} E_{i,rr} + (c_1^2 - c_2^2) E_{r,ri} - \chi E_i; \end{aligned}$$

(2)

$$c_1^{*2} = \frac{\lambda^* + 2\mu^*}{\rho}, \quad c_1^2 = \frac{\lambda + 2\mu}{\rho}, \quad c_2^{*2} = \frac{\mu^*}{\rho}, \quad c_2^2 = \frac{\mu}{\rho}, \quad \chi = \frac{4\chi}{\rho}$$

$$\rho = \rho_1 + \rho_2, \quad \rho' = \rho_1 - \rho_2. \tag{3}$$

Здесь c_1^{*2}, c_2^{*2} – скорости распространения упругих возмущений в диэлектрике, c_1^2, c_2^2 – скорости распространения электромагнитных возмущений, λ^*, μ^*, χ – эффективные упругие модули в диэлектрике, ρ_1, ρ_2 – плотности соответствующих фракций.

Рассмотрим распространение простейшей свободной плоской волны в неограниченном электромагнитном изотропном диэлектрике. Пусть волна, вызванная начальным условием, распространяется в направлении оси Oz .

Волновое движение характеризуется векторами перемещений $\vec{u}(u_1, u_2)$ и $\vec{E}(E_1, E_2)$. Искомые функции u_k и E_k зависят только от переменных z , и t . Найдем частное решение нашей системы уравнений в виде экспоненты с фазой $\theta = lz - \omega t$, где l – волновое число, ω – частота скорости распространения возмущений в среде. Характеристическое уравнение

относительно ω^2 будет иметь вид

$$\left(\omega^2 - c_1^{*2} l^2 \right) \left(\omega^2 - c_2^{*2} l^2 \right) \left[\left(\omega^2 - c_1^{*2} l^2 - \chi \right) \left(\omega^2 - c_2^{*2} l^2 \right) - \omega^4 \rho^2 \right] \cdot \left[\left(\omega^2 - c_2^{*2} l^2 \right) \left(\omega^2 - c_1^{*2} l^2 - \chi \right) - \omega^4 \rho^2 \right] = 0$$

(4)

Находим корни этого уравнения и определяем дисперсионные соотношения, связывающие частоту и волновое число. В результате имеем две недиспергирующие волны, которые совпадают с обычной скоростью распространения возмущений, как и в классической теории упругости. Одна из них это продольная недиспергирующая волна сжатия с колебаниями отрицательно заряженных частиц в направлении оси Oz . Вторая – поперечная недиспергирующая волна сдвига с колебаниями положительно заряженных частиц в плоскости xOz . Две другие зависят от волнового числа, что соответствует классической теории дисперсии электромагнитных волн в диэлектриках – это продольная электромагнитная диспергирующая волна, распространяющаяся в направлении оси Oz и поперечная электромагнитная диспергирующая волна. Отметим, что решение линейной системы выражается суперпозицией частных решений, а в общем случае интегралом Фурье [2].

[1]. Хорошун Л.П. Двухконтинуумная теория деформирования диэлектриков //Доповіді Національної академії наук України.–2003.– №9. – С. 50–58.

[2]. Уизем Дж. Линейные и нелинейные волны. –М.: Мир, 1977.– 638с.

LINEAR PLANE ELECTROMAGNETIC WAVES IN DIELECTRICS IN TERMS OF ELECTRODYNAMIC

The problem of the propagation of free plane waves in an unrestricted two-continuum isotropic dielectric is solved on the basis of the linear approximation of the mathematical model of electromagnetoelasticity constructed by L.P. Khoroshun in terms of thermodynamics. Longitudinal and transverse nondispersive elastic waves, as well as dispersive longitudinal and transverse electromagnetic waves in a dielectric are determined.

ДОСЛІДЖЕННЯ НЕЛІНІЙНОГО НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ НЕТОНКИХ АНІЗОТРОПНИХ ОБОЛОНОК ІЗ КОМПОЗИТІВ ПІД ДІЄЮ КОМБІНОВАНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Трач В.М.¹, д.т.н., професор, Хоружий М.М.², к.т.н.

Національний університет водного господарства та природокористування, м. Рівне

v.m.trach@nuwm.edu.ua, m.m.khoruzhyi@nuwm.edu.ua

Оболонкові конструкції із волокнистих композитів широко застосовуються в багатьох галузях промисловості, а саме: машинобудуванні, суднобудуванні, авіабудуванні тощо. Також вони є одним із основних елементів аерокосмічної техніки. Використання композиційних матеріалів дозволяє використати одну з головних їхніх переваг – поєднання легкості з високою міцністю.

Істотний інтерес з точки зору вимог практики розрахунку та проектування таких композитних конструкцій представляє аналіз впливу структури пакета за товщиною, геометричних і механічних параметрів шарів, схем армування та інших факторів на характеристики, що визначають напружено-деформований стан шаруватих елементів конструкцій.

Аналізуючи стан досягнень в галузі механіки тонкостінних конструкцій, можна констатувати наявність відповідної кількості напрямків, за якими відбувається процес дослідження оболонкових конструкцій, що виготовлені з композитів. Проте, залишається ще досить значна кількість нез'ясованих питань щодо напружено-деформованого стану (НДС) нетонких анізотропних оболонок виготовлених із матеріалу, властивості якого моделюються матеріалом з однією площиною пружної симетрії. Висвітленню цього питання також присвячена монографія [1]. Загально відомо, що для розрахунку таких конструкцій необхідно використовувати уточнені теорії або просторовий підхід. В даний час для розрахунку нетонких оболонок найбільш широкого використання набула уточнена теорія, що спирається на гіпотези Тимошенка-Мідліна.

У роботі представлено підхід до розв'язання нелінійної задачі про напружено-деформований стан нетонких анізотропних оболонок, що виготовлені із матеріалу, який має одну площину пружної симетрії, при використанні уточненої теорії типу Тимошенко-Мідліна.

Задача нелінійного деформування симетрично завантажених нетонких анізотропних оболонок приведена до системи з десяти однорідних диференціальних рівнянь в нормальній формі Коші зі змінними коефіцієнтами та неоднорідними граничними умовами. Для лінеаризації нелінійних рівнянь, що описують НДС використовується метод Ньютона-

Канторовича. Розв'язок нелінійної крайової задачі виконаний числовим методом Кутта-Мерсона з дискретною ортогоналізацією за Годуновим. Чисельна методика розрахунку НДС композитних оболонок із матеріалу з однією площиною пружної симетрії реалізована у вигляді пакета прикладних програм для ПК.

За допомогою розробленої методики визначено параметри НДС анізотропних циліндричних оболонок, що знаходяться під дією комбінованого навантаження. При проведенні розрахунків розглядалися одношарові і тришарові оболонки, що виготовлені із боропластика з косоперехресним армуванням і закріплені шарнірно-нерухомо на одному торці і рухомо на іншому. У власних осях цей матеріал ортотропний. Відносно координатних осей на серединній поверхні оболонки осі ортотропії можуть бути повернуті на довільний кут ψ . При $\psi \neq 0^\circ, 90^\circ$ він втрачає властивості ортотропії та веде себе при деформуванні як матеріал з однією площиною пружної симетрії. Послідовно збільшуючи товщину пакету h по відношенню до радіуса R оболонки h/R , проаналізований вплив кута укладання волокнистого композиту ψ на напружений стан оболонок.

Представлені графіки, що ілюструють залежність внутрішніх зусиль та моментів від зміни кута укладання волокнистого композиту. Аналіз розрахунків НДС анізотропних циліндричних оболонок, що знаходяться під дією комбінованого навантаження, вказав на наявність в напруженому стані також і поперечних зусиль T_{13}, T_{23} . Із збільшенням товщини пакету вони T_{13}, T_{23} мають тенденцію до зростання. Це особливо помітно для тришарового варіанту структурного пакету із крайніми шарами більш високої жорсткості, ніж середній.

[1]. Трач В.М., Подворний А.В., Хоружий М.М. Деформування та стійкість нетонких анізотропних оболонок: монографія. К.: Каравела, 2019. 274 с.

INVESTIGATIONS OF NONLINEAR STRESSED STATE OF NON-THIN COMPOSITE ANISOTROPIC SHELLS UNDER THE ACTION OF COMBINED LOAD

An approach to solving the nonlinear problem of the stress-strain state of non-thin anisotropic rotation shells made of material with a one plane of elastic symmetry due to the rotation of the main directions of elasticity of the original orthotropic material is presented. Numerical studies were performed by the method of discrete orthogonalization. Using the developed technique, the parameters of the stress state of composite anisotropic shells under the action of combined load. Graphs illustrating the influence of the laying angle of the layered fibrous composite on the values of internal forces and moments in the shell are presented.

ВИЗНАЧЕННЯ ВЕРТИКАЛЬНИХ ПРИСКОРЕНЬ НЕСУЧОЇ КОНСТРУКЦІЇ ВАГОНА-ПЛАТФОРМИ З ПРУЖНО-ФРИКЦІЙНИМИ ПОВЗДОВЖНИМИ БАЛКАМИ

Фомін О. В., д.т.н., проф., Скок П. О., к.т.н., доц.

Державний університет інфраструктури та технологій, м. Київ

Ватуля Г. Л., д.т.н., проф., Ловська А. О., к.т.н., доц.

Український державний університет залізничного транспорту, м. Харків

Утримання лідерських позицій залізничної галузі на ринку транспортних перевезень зумовлює необхідність впровадження в експлуатацію інноваційних конструкцій рухомого складу. При проектуванні такого рухомого складу особлива увага повинна приділятися несучим конструкціям. На даному етапі розвитку залізничної галузі важливим є урахування на стадії проектування несучих конструкцій рухомого складу принципів мультифункціональності, тобто можливості виконувати декілька функцій в експлуатації [1].

Однією з найпоширеніших проблем на сьогодні є забезпечення втомної міцності несучих конструкцій довгобазних вагонів, зокрема вагонів-платформ. Такі вагони випробовують дію періодичних циклічних навантажень у вертикальній та поздовжній площинах. Це зумовлює пошкодження несучих елементів конструкцій вагонів-платформ: тріщини, деформації тощо. Тому важливим є при проектуванні таких вагонів впровадження заходів, спрямованих на підвищення втомної міцності несучих конструкцій шляхом використання нових інноваційних рішень.

З метою зменшення динамічної навантаженості несучої конструкції довгобазного вагона-платформи для перевезення контейнерів запропоновано впровадження в основні поздовжні балки пружних елементів. Зменшення динамічних навантажень здійснюється за рахунок сил сухого тертя, які виникають між складовими несучої конструкції при роботі пружних елементів.

Для визначення динамічної навантаженості несучих конструкцій контейнера та вагона-платформи з пружно-фрикційними поздовжніми балками проведено математичне моделювання. Дослідження здійснені в плоскій системі координат – площині XZ.

При складанні рівнянь руху вагона-платформи з контейнерами враховано, що він рухається пружно-в'язкою колією. При цьому прийнято припущення, що реакції колії пропорційні як її деформації, так і швидкості цієї деформації. Враховано, що вагон-платформа завантажений чотирма контейнерами типорозміру 1СС. При складанні

рівнянь руху не прийняті до уваги сили тертя, які виникають між складовими повздовжньої балки при вертикальних коливаннях вагона-платформи. Взаємодія контейнерів з вагоном-платформною описувалася через пружний зв'язок з заданим коефіцієнтом жорсткості.

Встановлено, що прискорення, які діють на несучу конструкцію вагона-платформи склали близько $2,0 \text{ м/с}^2$ та не перевищують допустимі значення [2, 3]. При цьому допустимі прискорення несучої конструкції прийняті рівними $0,65g$ ("допустимий" хід руху). Прискорення, які діють на несучу конструкцію в точках спирання на візкі дорівнюють близько $0,4g$, а прискорення візків – близько $1,0g$.

Для визначення полів розподілення прискорень, відносно несучих конструкцій вагона-платформи та контейнерів проведено комп'ютерне моделювання динамічної навантаженості. Розрахунок здійснений в програмному комплексі SolidWorksSimulation (CosmosWorks) за методом скінчених елементів [4].

Проведені розрахунки дозволили встановити, що максимальні прискорення зосереджені в середній частині несучої конструкції вагона-платформи та складають близько $1,9 \text{ м/с}^2$ ($0,19g$). Розбіжність між результатами математичного та комп'ютерного моделювання склала близько 7%.

Використання пружних елементів в несучій конструкції вагона-платформи сприяє зменшенню вертикальних прискорень, які діють на нього, майже на 15% у порівнянні з вагоном-прототипом, а отже і покращенню втомної міцності.

[1]. Fomin O., Lovska A. Improvements in passenger car body for higher stability of train ferry. Engineering Science and Technology an International Journal. 23 6 (2020) 1455 – 1465. <https://doi.org/10.1016/j.jestch.2020.08.010>

[2]. Вагони вантажні. Загальні вимоги до розрахунків та проектування нових і модернізованих вагонів колії 1520 мм (несамохідних): ДСТУ 7598:2014. – 2015. 162.

[3]. Вагоны грузовые. Требования к прочности и динамическим качествам: ГОСТ 33211-2014. – Офиц. изд. – М.: Стандартинформ, 2016. 54.

[4]. Vatulia G., Komagorova S., Pavliuchenkov M. Optimization of the truss beam. Verification of the calculation results. MATEC Web of Conferences. 230 (2018) 02037. doi: 10.1051/mateconf/201823002037

DETERMINATION OF VERTICAL ACCELERATIONS IN THE CARRYING STRUCTURE OF A FLAT CAR WITH ELASTIC FRICTION LONGITUDINAL BEAMS

The study deals with the dynamic loading on the carrying structure of a flat car with elastic friction longitudinal beams. The authors built the mathematical model included the vertical displacements in the carrying structure of a flat car loaded with four ICC containers. The mathematical model was solved in the MathCad software. It was found that the maximum accelerations on a flat car were about 2.0 м/с^2 . Thus, the accelerations obtained were within the allowable values. The study presents the results of computer modelling of dynamic loads on the carrying structure of a container and a flat car with elastic friction

longitudinal beams. The calculation was made with the finite element method in the SolidWorks (CosmosWorks) software. Besides, the authors defined the numerical values of these accelerations and the distribution fields relative to the carrying structure of a container and a flat car. The discordance between the results of the mathematical and computer modelling was about 7%. The research may be useful for those who are concerned about designing innovative rolling stock units and improving the operational efficiency of the rolling stock.

УДК 629.463.62

ЕКСПЕРИМЕНТАЛЬНЕ ДОСЛІДЖЕННЯ МІЦНОСТІ НЕСУЧОЇ КОНСТРУКЦІЇ ВАГОНА-ПЛАТФОРМИ ПРИ МАНЕВРОВОМУ СПІВУДАРЯННІ

Фомін О. В., д.т.н., проф.

Державний університет інфраструктури та технологій, м. Київ

Ватуля Г. Л., д.т.н., проф., Ловська А. О., к.т.н., доц.

Український державний університет залізничного транспорту, м. Харків

Окороков А. М., к.т.н., доц.

Дніпровський національний університет залізничного транспорту імені академіка

В. Лазаряна, м. Дніпро

Павлюченков М. В., к.т.н., Петренко Д. Г., к.т.н.

Український державний університет залізничного транспорту, м. Харків

Підвищення ефективності перевезень вантажів через міжнародні транспортні коридори зумовлює необхідність забезпечення транспортної галузі рухомим складом з покращеними техніко-економічними показниками. Відомо, що найбільш затребуваним типом вагону у міжнародному сполученні є вагон-платформа. Це пояснюється можливістю використання даного типу вагона для перевезень зйомних одиниць транспорту, зокрема, контейнерів, контейнерів-цистерн, зйомних кузовів тощо.

Важливо зазначити, що одним з найбільш пошкоджуваних вузлів вагонів-платформ для перевезення контейнерів в експлуатації є фітингові упори. Частіш за все їх пошкодження мають місце при маневровому співударянні, в випадку коли динамічне навантаження, що діє на контейнери перевищує силу тертя між горизонтальними поверхнями фітингів та фітингових упорів [1]. При цьому фітинги контейнерів за рахунок наявності технологічних зазорів співударяються з фітинговими упорами вагонів-платформ. Це зумовлює появу таких дефектів фітингів та фітингових упорах, як тріщини, деформації, перекося тощо, а отже необхідність здійснення позапланових видів ремонту та відповідних витрат на утримання вагонів. Тому важливим є визначення навантаженості вагона-платформи при маневровому співударянні з метою створення рекомендацій щодо збереження

несучих конструкцій в експлуатації.

Для дослідження міцності вагона-платформи, завантаженого контейнерами при маневровому співударянні проведено розрахунок за методом скінчених елементів [2]. При цьому використано програмний комплекс SolidWorks Simulation (CosmosWorks).

Встановлено, що при маневровому співударянні вагона-платформи максимальні еквівалентні напруження складають близько 418 МПа та зосереджені в фітингових упорах. Максимальні переміщення виникають у середніх частинах основних поздовжніх балок рами вагона-платформи та складають 12,1 мм.

Отже максимальні еквівалентні напруження в несучій конструкції вагона-платформи з урахуванням переміщень фітингів відносно фітингових упорів перевищують допустимі на 17% [3, 4].

З метою експериментального визначення міцності несучої конструкції вагона-платформи при маневровому співударянні проведені натурні випробування у відповідності до розробленої “Програми та методики випробувань вагона платформи”.

Під час проведення випробувань вагон-платформа був завантажений рулонною сталлю. При цьому вага бруто вантажу ідентична до ваги бруто двох контейнерів типорозміру ІСС.

Для визначення максимальних еквівалентних напружень в несучій конструкції вагона-платформи використаний метод електричного тензометрування. Підключення тензорезисторів здійснювалося за схемою “двохелементна розетка”.

Місця розміщення тензорезисторів на несучій конструкції вагона-платформи визначені на підставі отриманих теоретичним шляхом полів напружень. Максимальна розбіжність між результатами теоретичних та експериментальних випробувань склала 17,0%.

Проведено верифікацію розробленої моделі міцності несучої конструкції вагона-платформи. Розрахунок здійснений за F -критерієм. Встановлено, що розрахункове значення критерію складає $F_p = 1,01$, що менше табличного $F_t = 3,29$. Отже, гіпотеза про адекватність розробленої моделі не заперечується.

Проведені дослідження дозволяють зробити висновок, що для зменшення пошкоджень несучих конструкцій вагонів-платформ та контейнерів важливим є удосконалення схеми їх взаємодії. Це сприятиме зменшенню витрат на утримання вагонів-платформ та контейнерів, а також забезпеченню ефективності експлуатації залізничного транспорту.

[1]. Fomin Oleksij, Lovska Alyona. Establishing patterns in determining the dynamics and strength of a covered freight car, which exhausted its resource. Eastern-European Journal of Enterprise Technologies, 6 7 (2020) 21 – 29. doi: 10.15587/1729-4061.2020.217162

[2]. Вагони вантажні. Загальні вимоги до розрахунків та проектування нових і модернізованих вагонів колії 1520 мм (несамохідних): ДСТУ 7598:2014. – 2015. 162.

[3]. Вагоны грузовые. Требования к прочности и динамическим качествам: ГОСТ 33211-2014. – Офиц. изд. – М.: Стандартинформ, 2016. 54.

[4]. Vatulia G., Komagorova S., Pavliuchenkov M. Optimization of the truss beam. Verification of the calculation results. MATEC Web of Conferences. 230 (2018) 02037. doi: 10.1051/mateconf/201823002037

EXPERIMENTAL STUDIES ON THE STRENGTH OF THE BEARING STRUCTURE OF A FLAT CAR DURING SHUNTING IMPACTS

The research deals with the strength of the bearing structure of a flat car during shunting impacts with the finite element method. The authors determined the fields of the maximum equivalent stresses in the bearing structure of a flat car. The strength was also researched with the strain-gage method. The test results showed that the maximum difference between the stresses obtained theoretically and experimentally was 17.0%. The strength model of a flat car was verified with an F-test. The calculation demonstrated that the hypothesis of adequacy was not rejected. The research demonstrated that damage to the bearing structure of a flat car and the containers can be decreased by applying an improved interaction scheme. This will reduce the maintenance costs of flat cars and containers, and enhance the efficiency of railway transport.

УДК 614.842

УДОСКОНАЛЕННЯ ТЕХНОЛОГІЇ ЗАСТОСУВАННЯ ДЕРЕВИНИ У ЯКОСТІ ПОКРИТТЯ ДЛЯ ПІДЛОГИ

Цапко Ю.В., д.т.н., проф.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури,
Національний університет біоресурсів і природокористування України

Василишин Р.Д., д.т.н., проф.

Науково-дослідний інститут лісівництва та декоративного садівництва
Національний університет біоресурсів і природокористування України

Горбачова О.Ю., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Бондаренко О.П., к.т.н., доц.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури

Дерев'яні підлоги володіють високою зносостійкістю, довговічністю, стійкістю до ударів, з незначною теплопровідністю і безшумні при ходьбі. Основними породами для підлоги є тверді породи дерева: дуб, бук, клен, ясен [1, 2].

В процесі експлуатації покриття підлоги (напр., паркетна дошка) піддається впливу різних зовнішніх факторів (температура, вологість і навантаження), які по-різному впливають на стабільність форми [3, 4]. Тривала або їх спільна дія може призвести до зміни властивостей або

руйнування паркетної дошки. Тому визначення впливу на міцність підлоги із різних порід деревини є невирішеною складовою забезпечення стійкості композиційних виробів та визначають необхідність проведення досліджень.

Під час визначення стійкості до стирання зразки з верхнім шаром з деревини дубу показали найкраще – на них залишилось найменше слідів і на самій шліфувальній шкірці також. Тобто даний вид підлоги можна використовувати у місцях з великою прохідністю людей. Зразки із верхнім шаром з термомодифікованого дубу показали себе не так добре як попередні. Під час шліфування виділявся чорний пил з специфічним запахом. Добре помітні сліди тертя. Товщина знятого шару – 0,36 мм.

Встановлено, що найбільше вологи зразки увібрали за першу добу експерименту. Перша група зразків увібрала найменше – 2,22 г, а найбільше з верхнім шаром з деревини дуба – 2,66 г. У відсотковому співвідношенні це на 2 % менше ніж інші дві групи. Загалом за 20 діб найбільше вологість змінилася у зразків із верхнім покриттям з деревини ясеня – на 71,28 %. Найкраще повелись зразки з покриттям із термомодифікованого дубу – зросла вологість на 65,7 %. Зафіксовано високу розміро- і формостійкість, на відміну від решти. Зразки із верхнім шаром з деревини дуба покоробилися, а у зразків із покриттям з деревини ясеня відслоївся зовнішній шар.

Встановлено, що найменшу межу міцності мають зразки з верхнім шаром з термомодифікованого дуба – 3557,1 МПа. У зразків із верхнім шаром з деревини ясеня – 4701,4 МПа; найбільшу межу міцності отримали для паркетної дошки з покриттям з деревини дубу – 6458,1 МПа. Після витримання у воді аналогічні зразки показали гірший у 2 рази результат.

Таким чином, паркетна дошка із термомодифікованої деревини дуба (верхній шар) де в чому виграє, хоча є незадовільні показники. Отримані результати досліджень дозволять вирішувати подальші задачі щодо створення нових композитів та умов їх експлуатації на різних об'єктах.

[1]. Myakush B.M., Kshyvetskyy B.Y. The effect of temperature on shape stability of three-layer parquet boards. Problems of Tribology. 81 3 (2016) 38 – 42.

[2]. Råberg U., Edlund M-L., Terziev N., Johan Land C. Testing and evaluation of natural durability of wood in above ground conditions in Europe – an overview. Journal of Wood Science. 51 (2005) 429 – 440.

[3]. Chong J., Yang Z., Juqing C., Lu G. The antibacterial properties and safety of a nanoparticle-coated parquet floor Coatings 9 6 (2019) 403

[4]. Živković V., Turkulin H., Valdec N. Surface of finished wood floorings – characteristics and testing. (2011) 201 – 211.

IMPROVEMENT OF TECHNOLOGY OF APPLICATION OF WOOD AS A FLOOR COVERING

The analysis of wood flooring has been made and it has been found that the manufacture of wood flooring poses certain difficulties in ensuring resistance to destruction. Thermally modified wood is one of the promising uses of flooring. Therefore, knowledge of the physico-mechanical features of wood composites, their quality indicators, adhesion with

organic adhesives, allows to make a choice taking into account economic indicators, duration and safety of application. Experimental studies have found out that a floor covering with an upper layer of thermally modified oak wood is less resistant to abrasion. The additional moisture effect showed a better result for the thermally modified oak samples than for the ash and oak samples. The test pieces with an upper layer of thermally modified oak are found to have the lowest measure of power. The results of the research will enable the further development of new composites of thermally modified wood and the conditions under which they are operated at different sites.

УДК 674.049:691.57

ДОСЛІДЖЕННЯ СТІЙКОСТІ ТЕРМОМОДИФІКОВАНОЇ ДЕРЕВИНИ ДО ВПЛИВУ ПРИРОДНИХ УМОВ

Цапко Ю.В., д.т.н., проф.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури,
Національний університет біоресурсів і природокористування України

Горбачова О.Ю., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Мазурчук С.М., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Бондаренко О.П., к.т.н., доц.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури

Термомодифікована деревина часто використовується дизайнерами для внутрішньої обробки, завдяки набутому забарвленню під дією високої температури. Стабільність геометричних розмірів і стійкість до зовнішнього середовища сприяє її використанню у виробництві меблів, віконних рам, дверей, паркетної дошки. Можливе використання в якості зовнішнього облицювання фасадів, у вигляді терасної дошки і садових доріжок [1].

Встановлено, що термічне модифікування забезпечує зниження гідрофобності деревини. Додаткове оброблення поверхні деревини сприяє зменшенню вологопоглинання у 2 рази, а для зразків модифікованих за температури 220 °С – у 3 рази.

Отже, термічне модифікування та опорядження лакофарбовими матеріалами деревини підвищує стійкість поверхні до вивітрювання в умовах зовнішнього середовища.

[1], Živković V., Prša I., Turkulin H., Sinković T., Jirouš-Rajković V. Dimensional stability of heat treated wood floorings. Drvna Ind. 59 (2008) 69 – 73.

STUDY OF RESISTANCE OF THERMOMODIFIED WOOD TO THE INFLUENCE OF NATURAL CONDITIONS

It is established that thermal modification provides a decrease in the hydrophobicity of wood. Additional wood surface treatment reduces water absorption factor of 2 and modified sample at a temperature of 220 °C – 3 times. Geometric and dimensional stability is improved by 2 times. Protection after applying azure to the surface is slightly better compared to oil-wax. Thermal modification and finishing paint and varnish materials increases resistance to surface weathering. Therefore, such treatment is appropriate for the protection and aesthetic appeal of wood products.

УДК 614.842

ОБГРУНТУВАННЯ УМОВ ЗАСТОСУВАННЯ ТЕРМОМОДИФІКОВАНОГО ШПОНУ ДЛЯ ЗАХИСТУ ДЕРЕВ'ЯНИХ ВИРОБІВ ВІД ВОЛОГИ

Цапко Ю.В., д.т.н., проф.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури,
Національний університет біоресурсів і природокористування України

Горбачова О.Ю., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Бондаренко О.П., к.т.н., доц.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури

Мазурчук С.М., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Підвищити рівень експлуатації деревини, можливо за допомогою її модифікування, яке полягає в наданні деревині здатності протистояти дії вологи, біопшкодженню, що сприяє прискоренню процесу її руйнування [1].

В результаті проведених досліджень встановлено, що найбільше вологи із середовища зразки дубового шпону набрали у перші дві доби. У порівнянні з немодифікованим шпоном, який за два тижні набрав 22,41 % вологи, шпон модифікований при 250 і 280 °C набрав в 2,5 рази менше вологи – 8,6 %.

Таким чином, отримано позитивний вплив термічного модифікування шпону на зменшення величин волого- та водопоглинання. Це свідчить про ефективність застосування матеріалу для личкування виробів з деревних матеріалів, що експлуатуються у змінних вологісних параметрах середовища.

[1]. Humar M., Lesar B., Kržišnik D. Moisture performance of façade elements made of thermally modified norway spruce wood. Forests. 11 3 (2020) 348. doi: 10.3390/f11030348.

JUSTIFICATION OF CONDITIONS OF APPLICATION OF THERMO MODIFIED VENEER FOR PROTECTION OF WOODEN PRODUCTS FROM MOISTURE

The analysis of the process of thermal modification of wood was carried out and it was found that the treatment causes chemical changes in the structures of wood components (lignin, cellulose and hemicellulose). It is established that with the increase of the modification temperature to 280°C, the water absorption decreases more than twice. The results of the research will also allow to purposefully solve further problems on the creation of new methods of thermal modification of wood and the conditions of its operation at various sites.

УДК 674.049:691.57

ДОСЛІДЖЕННЯ ПРОЦЕСУ ВОДОПОГЛИНАННЯ ТЕРМІЧНО МОДИФІКОВАНОЮ ДЕРЕВИНОЮ

Цапко Ю.В., д.т.н., проф.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури,
Національний університет біоресурсів і природокористування України

Бондаренко О.П., к.т.н., доц.

Науково-дослідний інститут в'язучих речовин і матеріалів ім. В. Д. Глуховського
Київський національний університет будівництва і архітектури

Горбачова О.Ю., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Мазурчук С.М., к.т.н.

Національний університет біоресурсів і природокористування України

Під час термічної обробки відбувається безліч хімічних реакцій, що призводять до змін в компонентах первинної клітинної стінки деревини. Тому матеріал більш стійкий до грибкового розпаду, гірше поглинає вологу і стає придатним для використання в приміщенні і на відкритому повітрі [1].

Метою даної роботи є дослідження дифузії вологи деревиною і встановлення ефективності протидії поглинання води після термічного модифікування упродовж різного часу.

Під час експерименту встановлено частку поглинутої вологи деревиною різного ступеня модифікування. Так, порівняно із вологістю необробленої деревини (18 %) модифікування більше 5 год сприяло зниженню кількості поглинутої вологи до 12 %. Встановлено, що при термічному модифікуванні деревини упродовж 6 годин водопоглинання знижується понад 10 разів, що дозволяє використовувати її на об'єктах з підвищеною вологою.

[1]. Esteves B., Pereira H. Wood modification by heat treatment. Bioresources. 4 1 (2009) 370 – 404.

RESEARCH OF THE PROCESS OF WATER ABSORPTION BY THERMALLY MODIFIED WOOD

The analysis of the process of thermal modification of wood, which was obtained by a controlled process of pyrolysis of wood heating ($> 180^{\circ}\text{C}$), which causes some chemical changes in the structures of cell wall components (lignin, cellulose and hemicellulose), to increase its durability. The results of water absorption, dependence on which the calculated diffusion coefficient in the water absorption. Thermal modification of wood reduces water absorption by more than 10 times within 6 hours, which allows it to be used on objects with high humidity.

УДК 669.15-194:621.785.5

ВПЛИВ ЛЕГУВАННЯ НА СТРУКТУРУ, МЕТАСТАБІЛЬНІСТЬ І ВЛАСТИВОСТІ Fe-Cr-Mn (БЕЗНІКЕЛЕВИХ) КОРОЗІЙНОСТІЙКИХ АУСТЕНІТНО- ФЕРРИТНИХ СТАЛЕЙ

Чейлях Я.О., к.т.н., Чейлях О.П., д.т.н., проф.

ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», м. Маріуполь

e-mail: aleksandr.cheylyakh@gmail.com

Кайминг Ву, д.т.н., проф.

Уханьський Університет науки та технологій, м. Ухань, Китай

Проблема економії дефіцитних легуючих компонентів при створенні корозійностійких сталей та підвищення їх властивостей є дуже актуальною для багатьох країн. З метою заміни дорогих і дефіцитних корозійностійких хромонікелевих сталей створено нові економнолеговані сталі на Fe-Cr-Mn основі аустенітно-феритного класу для лиття деталей, які експлуатуються в агресивних середовищах. Досліджено вплив легуючих компонентів на формування їх фазового складу, структури та властивостей.

Мікроструктура досліджених корозійностійких сталей на Fe-Cr-Mn основі складається з аустеніту і фериту, співвідношення між якими залежить від їх легування. Перевагою розроблених сталей є метастабільність аустенітної фази, яка зазнає деформаційне мартенситне перетворення при навантаженні в процесі випробувань властивостей (ДМПВ), що обумовлює ефекти самозміцнення та релаксації мікрона пруг при випробуваннях. Це обумовлює підвищення міцності, пластичності та ударної в'язкості при оптимальному розвитку ДМПВ.

Під впливом змісту хрому в межах від 15,0 до 21,4 %, марганцю в межах від 8,0 до 11,15 % змінюється фазові співвідношення між аустенітом і феритом. На утримання фериту основний вплив має ферітоутворюючий хром (збільшує вміст фериту), а на утримання аустеніту – аустенітоутворюючий марганець. Фазовий склад сталей змінюється в наступних межах: аустеніт від 38 до 79 %, ферит від 21 до 61 %.

Зі збільшенням вмісту фериту в сталях в вивчених межах підвищується його мікротвердість з 230 HV до 280 HV. Зі збільшенням кількості аустеніту його мікротвердість зростає з 330 HV до 386 HV, що пояснюється механізмом твердо розчинного зміцнення і, ймовірно, фазовим наклепом.

Під впливом вмісту хрому в вивчених межах при постійному утриманні марганцю (у вузьких концентраційних межах в діапазоні від 8,0 до 11,15 %) механічні властивості досліджених сталей змінюються екстремально. У більшості випадків максимумами міцності (σ_b , $\sigma_{0,2}$) і пластичних властивостей (δ , ψ) збігаються. При цьому зі збільшенням вмісту марганцю (у вузьких межах) з 8-9% до 9-10% Mn максимум властивостей зміщується до менших концентрацій хрому.

Під впливом вмісту марганцю в вивчених межах при постійному вмісті хрому (у вузьких концентраційних межах в діапазоні від 15 до 21,2%) показники механічних властивостей досліджених сталей змінюються також екстремально. Зі збільшенням вмісту хрому (у вузьких межах) максимумами властивостей зміщуються в бік великих змістів марганцю.

При різних фазових співвідношеннях між аустенітом (40-79%) і феритом (21-60%) після гартування з 1050 °C в нових сталях на Fe-Cr-Mn основі досягається підвищений комплекс механічних властивостей (навіть в литому стані!): $\sigma_b = 730-850$ МПа; $\sigma_T = 290-310$ МПа; $\delta = 41-52\%$; $\psi = 31-45\%$; КСУ = 2,67-3,63 МДж/м², який перевищує властивості гаряче деформованих дорогих і дефіцитних Fe-Cr-Ni сталей (12X18H9T і 08X21H6M2T (EP54), що широко застосовуються в різних галузях промисловості.

Дослідження показали конкурентоздатність нових корозійностійких економно легованих сталей на Fe-Cr-Mn основі за сукупністю показників якості-вартість з відомими дефіцитними Fe-Cr-Ni сталями, що широко застосовуються і перспективність освоєння їх виробництва і застосування в промисловості.

EFFECT OF ALLOYING ELEMENTS ON STRUCTURE, METASTABILITY AND PROPERTIES OF FE-CR-MN (NI-FREE) CORROSION-RESISTANT AUSTENITIC-FERRITIC STEELS

Investigated was chromium influence within 15-21.4 wt.% and manganese influence within 8-11.4 wt.% upon phase transformations, formation of structure and mechanical properties of corrosion resistant nickel-free (Fe-Cr-Mn) steels of austenite-ferrite structural class. It was found out that by the variation of chromium and manganese content it was possible to modify efficiently the content of ferrite and austenite in the structure, the degree of deformation metastability of austenite and control the mechanical properties of steels. An improved complex of strength, plasticity properties and impact toughness are reached at optimal content of alloying elements (Cr, Mn) in new nickel-free steels, it can be explained by positive impact of deformation induced martensite $\gamma \rightarrow \alpha'$ transformation at testing during their formation.

ВПЛИВ ВІДПУСКУ НА СТРУКТУРУ, МІЖФАЗНИЙ РОЗПОДІЛ ЛЕГУЮЧИХ ЕЛЕМЕНТІВ ТА ВЛАСТИВОСТІ МЕТАСТАБІЛЬНОГО НАПЛАВЛЕНОГО МЕТАЛУ

Чейлях Я.О., к.т.н., Чейлях О.П., д.т.н., проф.

ДВНЗ «Приазовський державний технічний університет», м. Маріуполь

e-mail: aleksandr.chevlyakh@gmail.com

Шимізу К., д.т.н., проф.

Муроранський інститут технологій, м. Муроран, Японія

Вирішення проблеми підвищення зносостійкості та довговічності багатьох видів деталей машин та обладнання що відновлюються в металургії, машинобудуванні, будівництві шляхом відновлення наплавленням пов'язана з ефективним використанням фазово-структурних переваг зносостійких наплавлених сталей [1], особливо зі структурою метастабільного аустеніту, які самозмцнюються при зношуванні (експлуатації) [2].

Зразки розробленого та дослідженого наплавленого електродуговим способом Fe-Cr-Mn металу марок 12X13Г12САФ і 40X13Г12САФ з метастабільним аустенітом підвергали відпуску при температурах 500, 600 і 700 °С з витримками 1, 3, 5 годин. Мікроструктура є переважно аустенітною с дисперсійним зміцненням частинками твердих надлишкових фаз. В залежності від температури відпуску з аустеніту виділяються дисперсні частинки надлишкових твердих фаз (як при старінні), що викликає дестабілізацію аустеніту, внаслідок підвищення точки M_n вище кімнатної температури і утворюється мартенсит гартування при охолодженні з температур відпуску. В результаті цього аустенітна або аустенітно-мартенситна структура набуває різну ступінь метастабільності і, відповідно, здатності до деформаційного мартенситного $\gamma \rightarrow \alpha'$ перетворення при зношуванні (ДМПЗ) [2], що суттєво впливає на зносостійкість.

Дослідженнями зразків за допомогою скануючого електронного мікроскопу «JEOL JSM-6510» методом мікрорентгеноспектрального енергодисперсійного мікроаналізу встановлено диференцьований розподіл легуючих елементів в фазових складових мікроструктури, що ілюструє рисунок. Аналізом підтверджено ступінчасто-пошаровий характер розподілу легуючих елементів та вуглецю після відпуску наплавленого металу 12X13Г12САФ при вивчених температурах та витримках (табл.): в другому шару (№2) зміст легуючих елементів більш ніж в першому (№1): хрому на 2,5-4,4 %, марганцю на 2,44-2,85%, кремнію на 0,38-0,76%, ванадію на 0,25-0,4 %. Розподіл легуючих елементів між аустенітом і мартенситом в цілому

більш-менш рівномірний та відповідає середньої концентрації в наплавлених шарах.

Таблиця 1. Розподіл легуючих елементів в наплавленому металі 12Х13Г12САФ після відпуску при 700 °С, витримка 1 год.

Шар №, вид фази	Вміст легуючих елементів, мас. %				
	Cr	Mn	Si	V	N
1	9,73-10,61	8,82-10,09	1,11-1,21	0,77-0,88	0,1-0,35
2	12,24-15,02	11,26-12,93	1,49-1,97	1,02-1,29	0,28-0,35
(Mn)Si _x N _y	3,05	47,85	13,42	2,38	23,45

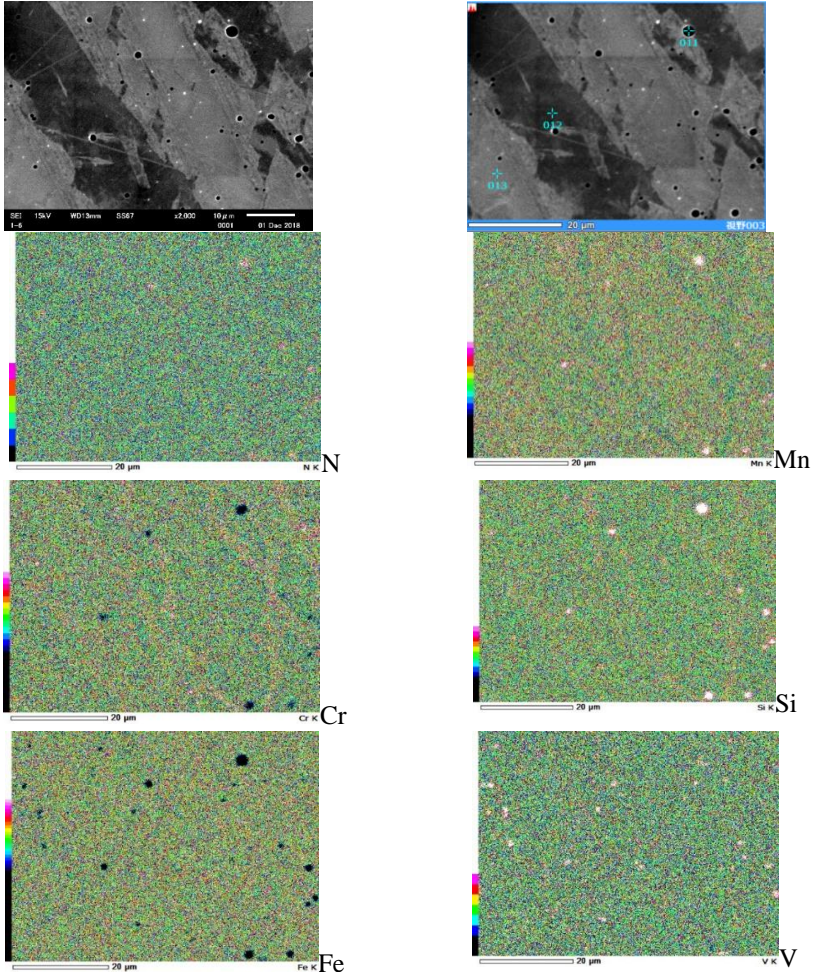


Рисунок 1. Мікроструктура наплавленої сталі 12Х13Г12САФ (верхній шар) після відпуску при 700 °С, 1 год. (а, б) і розподіл легуючих елементів між фазами.

В аустенітно-мартенситної структурі наплавленого металу незалежно від шару спостерігаються включення сферичної форми (чорного та білого кольорів), які розподілені рівномірно (рисунок). Включення чорного кольору (наприклад в точці 011) ідентифіковані як силіконітриди марганцю $(Mn)Si_xN_y$, в складі яких висока кількість марганцю 47,85%, кремнію 13,42%, азоту 17,15%. При цьому розміри включень силіконітридів сферичної форми різняться від достатньо крупних 3-3,9 мкм до велими дисперсних – 130-220 нм, більшість з яких є середніх розмірів 0,85-1,3 мкм. В місцях цих включень концентрація хрому та заліза вельми мала – 2,23% Cr, 5,97% відповідно.

Високодисперсні частинки сферичної форми світлого кольору - нанорозмірів 220-650 нм, більшість яких розмірів 400-430 нм, склад яких не розрізняється енергодисперсійним методом мікроаналізу. Розподіл ванадію по структурі свідчить, що вони відповідають нітридам або карбонітридам ванадію. Таким чином, в наплавленому металі зосереджуване комплекс механізмів зміцнення – твердорозчинний, дислокаційний, дисперсійний частинками силіконітридів марганцю і нітридів або карбонітридів ванадію (VCN), та $\gamma \rightarrow \alpha'$ ДМПЗ. Виділення дисперсних частинок надлишкових твердих фаз при відпуску з одного боку зміцнює наплавлений метал, з другого дестабілізує аустеніт, активізує таким чином розвиток $\gamma \rightarrow \alpha'$ ДМПЗ, що забезпечує підвищення зносостійкості при оптимальних параметрах фазово-структурного складу та метастабільності аустеніту.

Відпуск наплавлених сталей при температурі, наприклад 500 °C підвищує їх відносну ударно-абразивну зносостійкість з $\epsilon_{y.a.}=1,2-1,5$ (в наплавленому стані, без термічної обробки) до $\epsilon_{y.a.}=2,1-2,5$, що пояснюється з одного боку зміцненням за рахунок виділення високодисперсних частинок твердих фаз, з другого – дестабілізацією аустеніту, в зв'язку з чим активізується $\gamma \rightarrow \alpha'$ ДМПЗ та його самозміцнюючий ефект.

З підвищенням температури відпуску з 500 до 700 °C з витримкою 1 год. підвищується відносна ударно-абразивна зносостійкість наплавленого металу марки 12X13Г12САФ з $\epsilon_{y.a.}=2,1$ до $\epsilon_{y.a.}=3,45$, і марки 40X13Г12САФ з $\epsilon_{y.a.}=2,5$ до $\epsilon_{y.a.}=4,0$. Це пояснюється посиленням зміцнення за рахунок дисперсійного збагачення, а також активізацією $\gamma \rightarrow \alpha'$ ДМПЗ, що збільшує кількість мартенситу деформації, більш дисперсного і твердого ніж мартенсит гартування. Більш висока зносостійкість сталі 40X13Г12САФ пояснюється більш високим змістом вуглецю та азоту, що пов'язано з формуванням більшої кількості зміцнюючих твердих фаз – силіконітридів марганцю та карбонітридів (нітридів) ванадію. Відпуск в дослідженому інтервалі температур аналогічно впливає на відносну зносостійкість наплавлених сталей при сухому терті метала по металу.

[1]. Рябцев, И. А. Наплавка деталей машин и механизмов / И. А. Рябцев. – К.: Екотехнологія, 2004. – 160 с.

[2]. Чейлях Я.А., Чейлях А.П., Чигарев В.В. Самоупрочняющиеся износостойкие сплавы. – Мариуполь: ООО «ППРС», 2016. - 264 с.

EFFECT OF TEMPERING ON THE STRUCTURE, INTERPHASE DISTRIBUTION OF ALLOYING ELEMENTS AND PROPERTIES OF METASTABLE SURFACING METAL

The effect of tempering at temperatures of 500-700 °C (holding from 1 to 5 hours) on the microstructure, interphase distribution of alloying elements and properties of the deposited metal grades 12Cr13Mn12SiNV and 40Cr13Mn12SiNV containing metastable austenite in the structure with quenching martensite has been investigated. The latter is capable of transformation into strain-induced martensite as a result of the development of the deformation induced martensitic $\gamma \rightarrow \alpha'$ transformation during wear (DIMITW) in a thin surface layer of the samples. With an increase in the tempering temperature and holding time, the destabilization of austenite increases due to the release of highly dispersed solid phases (manganese siliconitrides, vanadium nitrides (carbonitrides)) and activation of $\gamma \rightarrow \alpha'$ DIMITW, which significantly increases the impact-abrasive wear resistance and wear resistance during dry friction of metal against metal of deposited steels.

УДК 691.58.688.3

БЕТОНИ З ДОБАВКОЮ ВИСОКОДИСПЕРНОЇ КРЕЙДИ ДЛЯ РЕКОНСТРУКЦІЇ, РЕНОВАЦІЇ ТА УТРИМАННЯ МІСЬКИХ ОБ'ЄКТІВ

**Чепурна С.М., к.т.н., доц., Рищенко Т.Д., к.т.н., проф.,
Попова О.А., к.арх., доц., Дудка О.М., к.арх., доц.**

Харківський національний університет міського господарства ім. О.М. Бекетова,
s.chepurna0274@gmail.com

На даний час при реконструкції, реновації та утриманні міських елементів у містах використовують традиційні будівельні матеріалів або матеріали, що адаптовані до різноманітних кліматичні умови за рахунок додавання добавок, які мають різний хіміко-мінералогічний склад. В якості добавок використовують зола – винос, доменний шлак, кварц, базальти, граніт, карбонатні породи [1, 2, 3].

Мінеральні добавки разом з цементом беруть участь у формуванні мікроструктури матричної основи, сприяють більш повній гідратації зерен цементу, локалізують внутрішні дефекти – мікротріщини, мікропори і капілярні пори, що веде до утворення щільної мікрокристалічної структури бетону та підвищення його міцності, морозостійкості та стійкості бетону в агресивному середовищі. Як самостійні структурні елементи, мінеральні добавки створюють додаткові поверхневі структури, на яких відбуваються об'ємні деформаційні процеси, пов'язані з фізико-хімічними процесами твердіння в'язучого. Широке використання в будівництві в якості мінеральних добавок знайшли карбонатні породи, як вапняк та вапняк-

черепашник, але використання такої карбонатної породи як крейда мало вивчена.

Крейда – це природний матеріал, що представляє собою суміш часток органічного кальциту (дрібні уламки скелетів, або мушлі молюсків), що мають негативний поверхневий заряд за рахунок наявності вільної кремнікислоти, та дрібних частинок хомогенного кальциту, що має позитивний поверхневий заряд. Відомо [4, 5], що крейда може виконувати роль пластифікуючої добавки в цементній системі. Це обумовлено від’ємним поверхневим зарядом органічних частинок крейди, при цьому еквіпотенціальна точка крейди відповідає рН від 5 до 7.

Використання меленої крейди ускладнене її основними властивостями: підвищеною липкістю, гідрофільністю, високою питомою поверхнею. Однак досить об’ємні запаси крейди, з високим вмістом карбонату кальцію, який здатний брати участь у структуроутворенні цементного композиту і бетону, а також слабка цементация частинок з високою питомою поверхнею створює передумови для використання меленої крейди в якості заповнювачів для бетонних сумішей і бетонів.

Дослідження виконувались на зразках, модифікованих 10 %, 20 %, 30 % і 40 % високодисперсної крейди. Отримані результати експериментів дозволили виявити вплив добавки високодисперсної крейди на фазовий склад новоутворень, що веде до утворення щільної структури цементного каменю. Збільшенні щільності обумовлює покращення фізико-механічних та експлуатаційних властивостей бетону, а саме довговічності [7, 8, 9].

[1]. Копаница Н.О. Тонкодисперсные добавки для наполненных вяжущих на основе цемента / Н.О. Копаница, Л.А. Аниканова, М.С. Макаревич // Строительные материалы, 2002. – № 9. – С. 2–3.

[2]. Баженов Ю.М. Технология бетонов: учебник / Баженов Ю.М. – М.: Изд-во АСВ, 2007. – 528 с.

[3]. Чепурна С.М. Бетонні вироби для реконструкції та інженерного благоустрою міських територій / Чепурна С.М., Жидкова Т.В., Чепурна С.М. // Сучасні технології та методи розрахунків у будівництві: зб. наук. праць – Луцьк, 2018. - Вип. 10. - С. 195–204.

[4]. Добшиц Л.М. Влияние цементного камня при различной дисперсности цемента и наполнителя на долговечность бетонов / Добшиц Л.М., Кононова О.В. // Технологии бетонов, 2014. – № 5. – С. 37. – 43.

[5]. Кондратьева И.Г. Влияние карбонатных заполнителей на свойства цементнобетона / Кондратьева И.Г., Толмачев С.Н. // Ресурсосберегающие технологии, структура и свойства дорожных бетонов: тез. докл. республ. конф. – Харьков, 1989. – С. 194.

[6]. Паус К.Ф. Химия и технология мела / Паус К.Ф., Евтушенко И.С. – М.: Стройиздат, 1977. – С. 97 – 137.

[7]. Cherpurna, S. Modified properties of concrete of fine-disperse chalk / S. Cherpurna, T. Zhydkova // Scientific letters of Academic Society of Michal Baludansky. – 2016. – Vol. 1, Issue 4. – P. 59–62.

[8]. С.М. Чепурна. Вплив добавки високодисперсного кальциту на корозійну стійкість цементних композитів / О.С. Борзяк, А.А. Плугін, С.М. Чепурна, О.В. Завальний, О.А. Дудін, О.В. Калюжна. // Тези доповідей 8-ої міжнар. наук.-техн. конф. «Проблеми надійності та довговічності інженерних споруд і будівель на залізничному транспорті», Харків, Україна. – 20-22 листопада 2019. – С. 136 – 137.

[9]. Чепурна С.М. Використання декоративних бетонів для елементів інженерного благоустрою міських територій. / С.М. Чепурна, Т.В. Жидкова, М.С. Чепурна // Наукові вісті Дніпровського університету, 2019. - Северодонецьк – № 16. – С. 120-126.

CONCRETES WITH ADDITION OF HIGHLY DISPERSED CHALK FOR RECONSTRUCTION, RENOVATION AND MAINTENANCE OF URBAN OBJECTS

In the theses, the possibility of using finely dispersed chalk as a mineral additive for concrete is considered. The composition of chalk and its influence on the phase composition of new formations, as well as physical-mechanical and operational characteristics of concrete are considered. The use of concretes with the addition of highly dispersed chalk will allow solving environmental, energy and resource-saving problems.

UDK 614.84

EVALUATION OF THE POSSIBILITY OF FIRE PROTECTION OF WOODEN BUILDING STRUCTURES WITH A XEROGEL COMPOSITION

**Chernukha A., PhD, Ostapov K., PhD, Beliuchenko D., PhD,
Cherkashyn O., PhD, Gornostal S., PhD**

National University of Civil Defence of Ukraine, Kharkiv, an_cher@nuczu.edu.ua

The operational characteristics of a fire retardant coating based on a xerogel are considered. Samples of fire retardant coatings were investigated at different degrees of heat exposure. The following characteristics have been studied: average density, thermal conductivity, adhesion to the protected material, impact strength. The results obtained showed that the physical and mechanical properties of this coating correspond to those for protective coatings used in construction.

Currently, one of the most common building materials is traditionally wood and wood products. This material is distinguished by its environmental friendliness and does not present the problem of utilization, which is important today. However, along with the advantages that distinguish it favorably from other building materials, wood also has disadvantages, the main ones of which are flammability and combustibility. One of the main tasks of every democratic state is to ensure the security of society. Thus, the prevention of fires in buildings and structures, minimization of their consequences when using wood in construction is an urgent scientific problem.

In the study of fire protection, different methods are used, described in the

works [1—4]. One of the methods of fire protection is a method of applying a coating layer to the surface of the protected material, the effectiveness of which is determined by the physicochemical properties and adhesion to the given surface [5]. Under local exposure to a short-term ignition source, fire retardant coatings impede the combustion of wooden structures, facilitate extinguishing a fire, and in some cases exclude the possibility of its occurrence. In works xerogel is considered as a fire retardant agent. Its advantage lies in its inorganic nature, as a result of which the material is incapable of combustion and does not pose a problem for its utilization, in contrast to organic substances.

The coating is a xerogel composition with fibrous and coarsely dispersed fillers. It is used for fire protection of wood used indoors.

Standard methods are used to test the performance of coatings. Tests for hygroscopicity, adhesion and impact strength were carried out according to the developed methods, in accordance with the requirements for such tests. It should be noted that the hygroscopicity of the control sample with a fire retardant coating should not exceed the hygroscopicity of the control sample. For fire protection means, operated in dry rooms, it is allowed to exceed the hygroscopicity of the controlled sample while maintaining the integrity of the coating and its functional properties.

The aim of the work is to analyze the possibility of using a xerogel-based fire retardant for building structures made of wood. To achieve this goal, it is necessary to solve the following tasks: The aim of the work is to analyze the possibility of using a xerogel-based fire retardant for building structures made of wood. To achieve this goal, it is necessary to solve the following tasks:

- to experimentally determine the thermal conductivity of the material at different stages of thermal exposure, compare the indicators with existing thermal insulation materials;

- determine the adhesion strength of the fire retardant coating, compare with existing coatings;

- determine the impact strength, compare it with existing coatings.

Proving the possibility of using a xerogel coating, it is necessary to determine the main performance characteristics of this coating and compare them either with the corresponding parameters specified in the standards for this type of coating, or with the characteristics of coatings that have been used for a long time in construction.

To determine the average density [3], 6 types of samples of fire-resistant coatings were made, held at different temperatures. The mass of the samples was found by weighing in an air-dry state, and the volume of the material — by the volume of the displaced liquid, by immersion in a liquid inert with respect to the material.

Samples preliminarily weighed in air on a thin thread were completely dipped for a short period of time into a vessel with molten paraffin to make the surface hydrophobic. After cooling, the samples were re-weighed, and then their volume was determined by volume meters. In this case, the value of the volumetric body

mass:

$$\rho_0 = \frac{m}{V - \frac{m_p}{\rho_p}}, \text{ g cm}^{-3} \quad (1)$$

where m — test body weight, g; V — volume of the sample covered with paraffin, cm^3 ; m_p — weight of paraffin, g; $\rho_p = 0.93 \text{ g cm}^{-3}$ — paraffin density.

Determination of the adhesion strength of the fire-resistant coating was carried out by the method of normal pull-off. The coating was applied to a wood plate, then held for the time required for the coating to cure. A metal fungus was glued to the coating (epoxy resin ED-20 with a plasticizer and a hardener was used as an adhesive composition, while the strength of the adhesive bond was 2.5 MPa). The samples were kept for 3 days, after which, using a dynamometer, the coating was detached from the substrate by applying the force of the dynamometer to the fungus.

The adhesion strength of the xerogel fire retardant coating can be compared with the adhesion of known polymer paints and plaster compositions [4]. For example, for plaster compositions, the adhesion strength with the base should be at least 0.3–0.5 MPa, while our adhesion strength, that is, the adhesion strength with the base was 1.3–1.6 MPa according to the test results, which 3 times the required sufficient.

The method for determining the strength of a fire-resistant coating upon impact is based on determining the maximum height from which a load of a certain mass does not cause visible mechanical damage on the surface of the coated plate. A device of the U-1 type 'Figure 2' was used for testing. The coating was applied to planed pine specimens with a thickness of 1.0–1.2 mm and a size of $90 \times 100 \text{ mm}^2$.

As a result of the tests carried out, it was determined that the impact strength of the fire retardant coating corresponded to 70 cm.

In parallel, tests for coatings based on water dispersion paint were carried out. When the load fell from a height of 50 cm, cracks and even chips were visible on the paint samples.

Thus, it can be concluded that this fire retardant coating has an impact strength index 25% higher than that of a coating based on water-dispersion paint used in construction for painting wooden surfaces.

The determination of the coefficient of thermal conductivity of a fire-resistant coating was carried out on an ITSM-1 installation (measuring the thermal conductivity of building materials).

To determine the thermal conductivity of the materials under study, samples of 6 types were made, with an area of $10 \times 10 \text{ cm}^2$ and a height of 5 mm. Samples were prepared similarly to samples for density measurements.

After the preparatory operations were carried out, the thermal conductivity coefficients of all coating materials obtained before and after heating at different temperatures were determined.

As you can see from the, with an increase in the heating temperature of the samples of the fire retardant coating, the density of the coating material decreases and, accordingly, the coefficient of thermal conductivity of the protective coating decreases, which is a positive factor. The obtained values of density, $194 \text{ kg}\cdot\text{m}^{-3}$ and thermal conductivity of $0.058 \text{ W}\cdot\text{m}^{-1}\cdot\text{K}$, correspond to the values of known heat-insulating materials such as foam plastic, glass wool, expanded perlite, expanded vermiculite, aerated concrete, etc.

The results of testing the operational characteristics of the fire retardant coating showed that this coating has higher adhesion strength and impact strength than coatings based on water-dispersion paints and plaster solutions.

In terms of average density and thermal conductivity (after swelling during heating), this coating can be attributed to low-thermal insulation materials.

- [1]. Kireev A, Tregubov D, Safronov S, Saveliev D 2020 Study insulating and cooling properties of the material on the basis of crushed foam glass and determination of its extinguishing characteristics with the attitude to alcohols *Materials Science Forum, 1006 MSF* pp 62—69 DOI: [10.4028/www.scientific.net/MSF.1006.62](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.1006.62)
- [2]. Dadashov I, Loboichenko V, Kireev A 2018 Analysis of the ecological characteristics of environment friendly fire fighting chemicals used in extinguishing oil products *Pollution Research vol 37 No 1* pp 63—77
- [3]. Dadashov I, Kireev A, Kirichenko I, Kovalev A, Sharshanov A 2018 Simulation of the insulating properties of two-layer material *Functional Materials 25/4* pp 774—779 DOI: 10.15407/fm25.04.774
- [4]. Chopenko N, Muravlev V, Skorodumova O 2018 Technology of molding masses for architectural and artistic ceramics using low-aluminate clays *International Journal of Engineering and Technology(UAE) 7(3)* pp 587—590
- [5]. Skorodumova O, Tarakhno O, Chebotaryova O, Hapon Y, Emen F M 2020 Formation of fire retardant properties in elastic silica coatings for textile materials *Materials Science Forum 1006 MSF* pp 5—31 DOI: [10.4028/www.scientific.net/MSF.1006.25](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/MSF.1006.25)

ОЦІНКА МОЖЛИВОСТІ ВОГНЕЗАХИСТУ ДЕРЕВ'ЯНИХ БУДІВЕЛЬНИХ КОНСТРУКЦІЙ КСЕРОГЕЛЕВОЮ КОМПОЗИЦІЄЮ

Розглянуто експлуатаційні характеристики вогнезахисного покриття на основі ксерогелю. Досліджувалися зразки вогнезахисного покриття при різному ступені теплового впливу. Вивчено такі характеристики як: середня щільність, теплопровідність, адгезія, ударна міцність. Отримані результати показали, що фізико-механічні властивості даного покриття відповідають аналогічним показникам для захисних покриттів що застосовуються в будівництві

ОЦЕНКА НАДЕЖНОСТИ ЦИЛИНДРИЧЕСКОГО СОЕДИНЕНИЯ С НАТЯГОМ БАНДАЖА ВАЛКА ПРОКАТНОГО СТАНА

**Чиченева О.Н., Пашков А.Н., Балахнина Е.Е.,
Девятьярова В.В., Сизова Е.И.**

Национальный исследовательский технологический университет МИСиС
(Россия, Москва)

Введение: В последнее время надежность технологических машин и оборудования становится одной из основных инженерных проблем, которая для металлургического производства приобретает все более важное значение. Недостаточная надежность технологических машин и входящих в них элементов и устройств не только приводит к значительным простоям оборудования, но и существенно удорожает стоимость их эксплуатации. Повышение требования к качеству технологических машин и оборудования в целях снижения материальных, трудовых и финансовых затрат на техническое обслуживание и ремонт приводит к необходимости модернизации и реконструкции оборудования. При этом большое внимание уделяется оборудованию по производству металлических заготовок.

В процессе прокатки заготовок из тугоплавких металлов рабочие валки испытывают значительные тепловые и механические нагрузки. Поэтому для высокотемпературной прокатки трудно деформируемых материалов часто применяют твердосплавные валки. С целью экономии дорогостоящего твердого сплава часто рабочий валок делают составным, состоящим из стального валка и твердосплавного бандажа.

Цилиндрическое соединение с натягом бандажа с прокатным валком должно гарантировать фиксацию контактирующих поверхностей без их относительного проскальзывания. Это реализуется за счет назначения соответствующих натягов. Вследствие разброса значений коэффициента трения и натяга при приложении внешней (чрезмерной) нагрузки и вибрации может возникнуть относительное смещение бандажа относительно валка, что отрицательно сказывается на дальнейшей способности передавать полную нагрузку. При действии переменных нагрузок, особенно в момент пуска и остановки, на сопряженных поверхностях у торцов соединяемых деталей возникают микроперемещения и фреттинг-коррозия.

Цель и задачи исследования: При рассмотрении процессов изнашивания все характеристики, относящиеся к микрогеометрии поверхности, могут быть объединены безразмерным комплексным параметром.

$$\Delta_{\text{шер}} = \frac{R_{\text{max}}}{r_{\text{экв}} \cdot \sqrt[3]{b}} \quad (1)$$

Здесь $r_{\text{экв}}$ – приведенный средний радиус кривизны вершин выступов, равный

$$r_{\text{экв}} = \frac{r_{\text{прод}} \cdot r_{\text{поп}}}{r_{\text{прод}} + r_{\text{поп}}},$$

где $r_{\text{прод}}$ и $r_{\text{поп}}$ – средние значения радиусов кривизны вершин выступов в продольном и поперечном направлениях.

Принципиально важным здесь является то, что наряду с классом шероховатости большое значение играет и технология обработки поверхностей, от которой зависят остальные характеристики, входящие в формулу (2). Для приработанных поверхностей, которые характеризуются равновесной шероховатостью, параметры опорной кривой профиля принимают достаточно устойчивые значения $b \approx \nu \approx 2$.

Контактное давление p_c , МПа, связано с натягом N , м, зависимостью Ляме, выводимой в курсе «Сопrotивление материалов».

$$p_c = \frac{N}{d \cdot C} = \frac{N}{d \cdot \left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right)}, \quad (2)$$

Здесь: N – натяг в соединении, м;

d – диаметр вала, м;

C – коэффициент, который определяется по формуле.

$$C = \frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} = \frac{\left(\frac{d^2 + d_1^2}{d^2 - d_1^2} - \mu_1 \right)}{E_1} + \frac{\left(\frac{d_2^2 + d^2}{d_2^2 - d^2} + \mu_2 \right)}{E_2} \quad (3)$$

где d_1 – диаметр отверстия охватываемой детали (для сплошного вала $d_1=0$);

d_2 – наружный диаметр охватывающей детали, м;

E_1 и E_2 – модули упругости материала охватываемой (вала) и охватывающей (штулки) поверхности, МПа;

μ_1 и μ_2 – коэффициенты Пуассона материала охватываемой (вала) и охватывающей (штулки) поверхности.

Результаты исследования: При посадке твердосплавного бандажа на стальной валок с натягом между контактирующими поверхностями, как правило, реализуется пластический ненасыщенный или насыщенный контакт.

Пластический ненасыщенный контакт происходит в случае, если

$$N > \frac{14,5 \cdot d \cdot \Theta^4 \cdot HB^5 \cdot C}{\Delta_{\text{шер}}^2} \quad (4)$$

Здесь: $\Theta = (1-\mu^2)/E$ - упругая постоянная для менее твердого тела, МПа⁻¹;
 HB – твердость менее твердого тела, МПа;

$\Delta_{\text{шер}}$ – комплексная характеристика шероховатости.

Пластический насыщенный контакт реализуется в случае, если

$$N > 0,124 \cdot K_{\text{сб}} \cdot HB \cdot d \cdot C, \quad (5)$$

где $K_{\text{сб}}$ – коэффициент сборки; при тепловой сборке - $K_{\text{сб}} = 1$, при прессовой сборке - $K_{\text{сб}} = 0,5$.

Максимально допустимый момент $[M]$, не вызывающий изменения прочности соединения с натягом в условиях пластического контакта, определяется по формуле

$$[M] = \left[\frac{f_m \cdot N}{d \cdot C} + K_S \cdot \sqrt{\Delta_{\text{шер}}} \cdot \sqrt[4]{\frac{N}{HB \cdot C}} \right] \cdot \frac{\pi \cdot d^2 \cdot l}{2}, \quad (6)$$

где f_m – молекулярная составляющая коэффициента трения, значение которой для практических расчетов можно принимать равной $f_m = 0,12$.

K_S – коэффициент, зависящий от вида контакта; для ненасыщенного пластического контакта - $K_S = 0,21$, для насыщенного - $K_S = 0,45$.

Расчеты показывают, что для соединения бандажа с валком в формуле (6) вторым слагаемым можно пренебречь. Тогда для обоих видов контакта формула для допускаемого момента принимает вид

$$[M] = \left(\frac{f_m \cdot N}{d \cdot C} \right) \cdot \frac{\pi \cdot d^2 \cdot l}{2}. \quad (7)$$

Минимально допустимая расчетная величина натяга $N_{\text{min,p}}$ находится при приравнивании допустимого значения момента соответствующим значениям технологических моментов сопротивления M , т.е.

$$N_{\text{min,p}} \approx \frac{2 \cdot M \cdot C}{f_m \cdot \pi \cdot d \cdot l} + \Delta N, \quad (8)$$

где ΔN – уменьшение натяга при прессовой сборке; $\Delta N = 12$ мкм при параметре шероховатости $Ra = 2,5 \dots 1,25$ мкм, $\Delta N = 8$ мкм при $Ra = 1,25 \dots 0,63$ мкм, $\Delta N = 4$ мкм при $Ra = 0,63 \dots 0,32$ мкм.

Максимальный расчетный натяг $N_{\text{max,p}}$ определяется из решения задачи о расчете толстостенных цилиндров и сводится к проверке на прочность в опасных точках, в которых действуют наибольшие напряжения растяжения и сжатия (рис. 1):

- на внутренней поверхности охватываемой детали

$$\sigma_1 = \sigma_{r2} = p_{\max} \cdot \frac{d_2^2 + d^2}{d_2^2 - d^2}; \quad \sigma_3 = \sigma_r = -p_{\max} \quad (9)$$

- на внутренней поверхности охватываемой детали

$$\sigma_1 = 0; \quad \sigma_3 = \sigma_{r1} = -p_{\max} \cdot \frac{2 \cdot d^2}{d^2 - d_1^2} \quad (10)$$

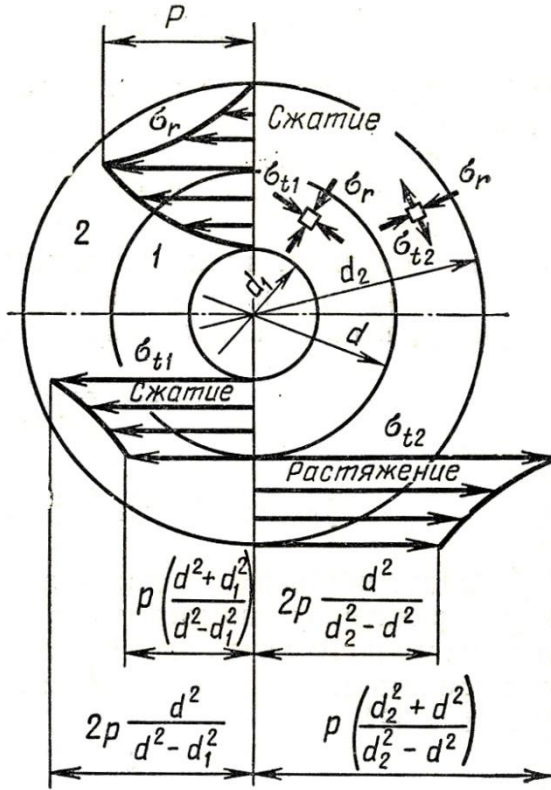


Рис. 1. Напряжения в деталях соединения с натягом

По теории наибольших касательных напряжений условие прочности имеет вид

$$\sigma_{\text{экр}} = \sigma_1 - \sigma_3 \leq \sigma_T. \quad (11)$$

С учетом этого выражения из формул (9) и (10) получим

$$p_{\max,2} \leq \sigma_{T2} \cdot \frac{d_2^2 - d^2}{2 \cdot d_2^2}; \quad p_{\max,1} \leq \sigma_{T1} \cdot \frac{d^2 - d_1^2}{2 \cdot d^2}. \quad (12)$$

Из двух значений p_{\max} меньшее значение ограничивает величину допускаемого давления, определяемого по формуле (2). Опасным элементом, как правило, является охватываемая деталь, и поэтому из (12) для сплошного вала ($d_1 = 0$) получим $p_{\max} = \sigma_{T1}/2$. Тогда максимально допустимая расчетная величина натяга $N_{\max,p}$ согласно формулы (2) будет равна

$$N_{\max,p} = p_{\max} \cdot d \cdot \left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right) = \frac{d \cdot \sigma_{T1}}{2} \cdot \left(\frac{C_1}{E_1} + \frac{C_2}{E_2} \right). \quad (13)$$

Поскольку при сборке соединения происходит сглаживание шероховатостей, то максимальный фактический натяг N_{\max} принимают больше, полученного по формуле (16), на высоту неровностей профиля сопрягаемых поверхностей, т.е.

$$N_{\max} = N_{\max,p} + 1,2 \cdot (Rz_1 + Rz_2). \quad (14,a)$$

Обычно поверхности охватываемых деталей (валов) обрабатывают с шероховатостью $Rz_1 = 0,4 \dots 3,2$ мкм, а охватывающих (отверстий) - с шероховатостью $Rz_2 = 0,8 \dots 6,3$ мкм. Поэтому

$$N_{\max} = N_{\max,p} + (2 \dots 10) \text{ мкм}. \quad (14,b)$$

По полученным расчетным величинам натяга N_{\max} и N_{\min} подбирается соответствующая стандартная посадка; чаще всего применяют посадки Н7/р6, Н7/т6, Н7/с6, Н7/т7, Н7/з6, Н7у7.

Обсуждение результатов исследования. В качестве примера рассмотрим посадку с натягом бандаж из твердого сплава ВК8 на рабочий валок из улучшенной стали 45 диаметром $d = 100$ мм. Бандаж установлен с помощью прессы с посадкой Н7/р6 для передачи крутящего момента $M = 5$ кН·м. Наружный диаметр бандаж $d_2 = 170$ мм, длина посадочной поверхности $l = 145$ мм. Посадочная поверхность обработана по 6-му классу чистоты, для которой комплексная характеристика шероховатости $\Delta_{\text{шер}} = 0,5$. Твердость поверхности вала $HВ = 2500$ МПа. Проверить возможность передачи заданного крутящего момента.

Для посадки Н7/р6 находим нижние и верхние предельные отклонения вала и отверстия и затем нижнее $N_{\text{нижн}} = 2$ мкм и верхнее $N_{\text{верх}} = 59$ мкм предельные значения натягов (рис. 2).

Подставив соответствующие значения диаметров и механических характеристик материалов в формулу (3) получили значение коэффициента $C = 0,7 \cdot 10^{-5}$ МПа-1.

Чтобы установить вид контакта, по формуле (5) определяем величину натяга, характеризующую условие перехода к пластическому контакту, учитывая, что при запрессовке $K_{сб} = 0,5$.

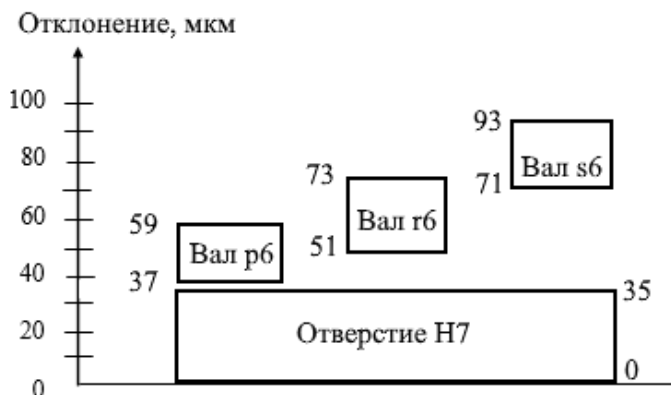


Рис. 2. Поля допусков валов и отверстия диаметром 100 мм для посадок с натягом Н7/р6, Н7/г6, Н7/с6.

Следовательно, в соединении с натягом может реализовываться как ненасыщенный ($N_{\text{нижн}} = 2$ мкм), так и насыщенный ($N_{\text{верх}} = 59$ мкм) пластический контакт. Для максимальной величины натяга по формуле (7) получим максимально допустимый момент $[M]$

$$[M] = \left(\frac{f_m \cdot N}{d \cdot C} \right) \cdot \frac{\pi \cdot d^2 \cdot l}{2} = \left(\frac{0,12 \cdot 59 \cdot 10^{-6}}{0,1 \cdot 0,7 \cdot 10^{-5}} \right) \cdot \frac{\pi \cdot 0,1^2 \cdot 0,145}{2} \approx$$

$$\approx 0,026 \text{ МН} \cdot \text{м} = 26 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Для минимальной величины натяга по формуле (7) получим минимально допустимый момент $[M]$

$$[M] = \left(\frac{f_m \cdot N}{d \cdot C} \right) \cdot \frac{\pi \cdot d^2 \cdot l}{2} = \left(\frac{0,12 \cdot 2 \cdot 10^{-6}}{0,1 \cdot 0,7 \cdot 10^{-5}} \right) \cdot \frac{\pi \cdot 0,1^2 \cdot 0,145}{2} \approx$$

$$\approx 0,001 \text{ МН} \cdot \text{м} = 1 \text{ кН} \cdot \text{м}.$$

Так как $[M]_{\text{min}} = 1 \text{ кН} \cdot \text{м} < M = 5 \text{ кН} \cdot \text{м}$ то минимальный допуск для данной посадки не обеспечивает передачу заданного крутящего момента.

При прессовой сборке необходимо перейти на другой тип посадки, чтобы обеспечить минимально допустимый натяг, который можно оценить по формуле (8)

$$N_{\text{min,p}} \approx \frac{2 \cdot M \cdot C}{f_m \cdot \pi \cdot d \cdot l} + \Delta N = \frac{2 \cdot 5 \cdot 10^{-3} \cdot 0,7 \cdot 10^{-5}}{0,12 \cdot \pi \cdot 0,1 \cdot 0,145} + 12 \cdot 10^{-6} \approx$$

$$\approx 0,025 \text{ м} = 25 \text{ мкм}$$

Величина снижения натяга $\Delta N = 12$ мкм взята для 6-го класса чистоты обработки поверхности, т.е. для $Ra = 2,5 \dots 1,25$ мкм.

Для посадки Н7/г6 находим нижнее $N_{\text{нижн}} = 51$ мкм и верхнее $N_{\text{вер}} = 73$ мкм значения предельных отклонений (см. рис. 2), и определяем нижнее $N_{\text{нижн}} = 16$ мкм и верхнее $N_{\text{верх}} = 73$ мкм значения натягов, что также недостаточно для передачи заданного крутящего момента.

Для посадки Н7/с6 находим нижнее $N_{\text{нижн}} = 71$ мкм и верхнее $N_{\text{вер}} = 93$ мкм значения предельных отклонений (см. рис. 2), и определяем нижнее $N_{\text{нижн}} = 136$ мкм и верхнее $N_{\text{верх}} = 93$ мкм значения натягов. Данная посадка обеспечивает передачу заданного крутящего момента.

Соединения с натягом используются в различных технологических машинах. Предложенная методика может быть полезна при продолжении работ.

Выводы: При рассмотрении процессов изнашивания все характеристики, относящиеся к микрогеометрии поверхности, объединены безразмерным комплексным параметром шероховатости, в котором наряду с классом шероховатости учтены особенности технологии обработки поверхностей. Для определения контактного давления, связанного с натягом, использована формула Ламе для расчета толстостенных цилиндров. Приведены формулы для определения максимально допустимого крутящего момента, не вызывающего изменения прочности соединения с натягом в условиях пластического насыщенного и ненасыщенного контакта. Для проверки прочности элементов соединения с натягом применена теория наибольших касательных напряжений для двух опасных точек, расположенных на внутренних поверхностях охватываемой и охватывающей деталей: Получена формула для определения максимально допустимой расчетной величины натяга из условия прочности охватываемой детали. Рассмотрен пример посадки с натягом бандажа из твердого сплава ВК8 на рабочий валок из улучшенной стали 45 диаметром $d = 100$ мм. Бандаж установлен с помощью прессы с посадкой Н7/р6 для передачи крутящего момента $M = 5$ кН·м. Расчеты показали, что минимальный допуск для данной посадки не обеспечивает передачу заданного крутящего момента. Поэтому для обеспечения надежной работы соединения с натягом рекомендовано использовать посадку Н7/с6 которая обеспечивает передачу заданного крутящего момента без прочности элементов соединения.

RELIABILITY ASSESSMENT OF CYLINDRICAL JOINTS WITH TENSIONED ROLL BAND OF THE ROLLING MILL

The article presents the method of calculation and design of tight joints under conditions of plastically saturated or unsaturated contact. The work addresses to the problem of ensuring the operability of a composite roll made in the form of a cylindrical joint with the tension of a carbide band and a steel axis. When considering the wear processes, all the characteristics related to the surface microgeometry are combined by a dimensionless complex roughness parameter, which, along with the roughness class, includes the features of the surface treatment technology. To determine the contact pressure associated with the tension, the Lamé formula for calculating thick-walled cylinders is used.

ІСНУЮЧІ ТА ЗАПРОПОНОВАНА ТЕХНОЛОГІЯ ВИГОТОВЛЕННЯ КОРПУСІВ ЗАПІРНОЇ АРМАТУРИ

Чухліб В.Л., д.т.н., проф., Дуванський О.М., аспірант.

Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»,
м. Харків

Запірна арматура на сьогодні є одним з найважливіших вузлів в галузі транспортування нафто- та газопродукції. Постійно зростаючий попит на дану продукцію зумовлює необхідність до покращення її фізико-механічних властивостей та модернізації [1].

Даний вид продукції працює в умовах великого корозійного впливу та часто в умовах високого тиску. Тому корпуси запірної арматури мають високі вимоги до міцності, герметичності та інше, а також мають досить велику вартість через використання корозійностійких сталей та сплавів, таких як 12Х18Н9Т, 10Х18Н9ТЛ, 08Х18Н10Т та інші, що зумовлює основну проблему при виготовленні – економія високовартісного металу [2].

Існують різні технології виготовлення запірної арматури. Зварювання, при якому виконується операція згинання листової заготовки та на стику робиться зварний шов, проте дана технологія не завжди є доцільною. Штампування, коли заготовку кладуть в готову форму штампу і на штампувальному пресі чи молоті виготовляють штамповану поковку. Лиття, при якому гарячий метал заливають в форму, близьку до форми готової деталі. І кування, при якому деталь закривається припусками та напусками на механічну обробку в просту об'ємну фігуру для спрощення технології виготовлення - циліндр або паралелепіпед (рис. 1а). В даній роботі розглядається технологія кування, оскільки деталі відносяться до особливо відповідальних поковок п'ятої групи і мають високі вимоги до фізико-механічних властивостей металу, які найбільш доцільно буде отримати саме технологією кування.

В запропонованій технології прийнята найбільш оптимальна формозміна металу, при якій форма поковки буде максимально наближена до форми готової деталі (рис. 1б), що має такі переваги перед існуючою, як економія металу та покращення якості розташування волокон металу, які виникають при куванні та будуть в меншій мірі схильні до руйнуванні при механічній обробці при знятті напусків.

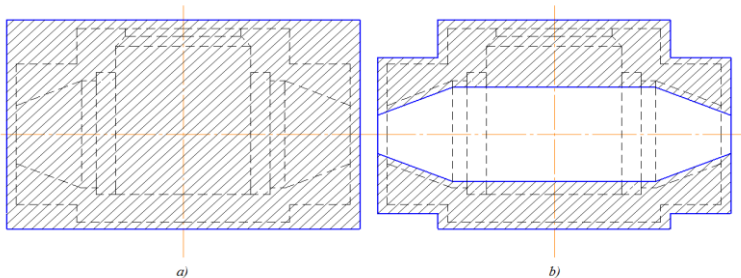


Рисунок 1 - Приклад закриття поковки напуском за існуючою технологією (а) та за запропонованою (б)

Для втілення даної технології на практиці виконуватиметься варіювання таких параметрів кування, як кут кантування, форма бойків, ступінь деформації, величина подачі та схеми кантувань. Оскільки формозміна металу при куванні є складно прогнозованою при подальшому виконанні експериментів та аналізі буде обрано інтервали доцільності технології для різних видів корпусів запірної арматури та коефіцієнти, які дозволять створити робочу технологію виготовлення даних деталей.

[1]. Мустафин Ф.М. и др. Трубопроводная арматура: Учебное пособие для вузов. Изд-е 2-е перераб. и доп. Уфа: ГУЛ РБ УПК, УГНТУ, 2007. -326с. ил.

[2]. ГОСТ 5632-72 Стали высоколегированные и сплавы коррозионно-стойкие, жаростойкие и жаропрочные.

EXISTING AND PROPOSED MANUFACTURING TECHNOLOGY SHUT-OFF VALVES

The manufacture of shut-off valves and issues in their manufacture is a topical issue for research. There are several manufacturing technologies such as forging, stamping, welding and others. During forging, the technology of maximum approximation to the shape of the finished part is proposed to save metal and improve the quality of the finished part. The redistribution of metal during forging is difficult to predict, so it will be proposed to introduce coefficients that will in the future allow to create a working technology for the manufacture of shut-off valves.

АНАЛІЗ НАПРУЖЕНО-ДЕФОРМОВАНОГО СТАНУ ПРИ КУВАННІ ТОВСТОСТІННИХ ЦИЛІНДРІВ З ЗАКОВУВАННЯМ КІНЦІВ

Чухліб В.Л., д.т.н., проф., Палієнко В.О., аспірант
Національний технічний університет «Харківський політехнічний інститут»
Biba N., Ph.D. of Engineering Sciences
Micas Simulation Ltd, Oxford, Great Britain

У даній публікації розглядається заковування кінців товстостінних циліндрів емностей високого тиску, які можна виготовити за допомогою вільного кування. Так як товстостінні циліндри можуть бути виготовлені зі зварними швами [1, 2], але є переваги заковування кінців циліндру без використання зварювання шляхом вільного кування.

Виготовлення товстостінних циліндрів є трудомістким процесом. Такі деталі мають широке застосування у машинобудуванні, наприклад в якості гідравлічних циліндрів, емностей високого тиску і їх частіше виробляють за допомогою вільного кування [3]. Типи поковки, які отримують для емностей високого тиску мають вигляд пустотілих циліндрів з уступом, але формування внутрішнього уступу циліндричних заготовок недостатньо досліджено. Тому розгляд формозміни металу з заковуванням кінців є актуальним.

Метою даної роботи є аналіз напружено-деформованого стану в зонах перерозподілення металу в зоні заковування кінців циліндра з внутрішнім отвором.

Дослідження було проведене за допомогою ліцензованого програмного комплексу QForm [4] шляхом дослідження формозміни товстостінного пустотілого циліндру з заковуванням кінців з уступом (рис. 1) та зроблений аналіз пластичної деформації та інтенсивності напружень в металі поковки пустотілого циліндру (рис.2).

В якості матеріалу використовувалась сталь 40Х1НВА, розміри вихідної заготовки - довжина 500 мм та зовнішній діаметр з уступом $D_{заг}=1200$ мм, внутрішнім діаметром $d_{заг}=600$ мм. Постійною величиною також була величина подачі бойка $f=50$ мм. Інструментом були плоскі бойки та обладнання - гідравлічний кувальний прес з номінальною силою 50МН.

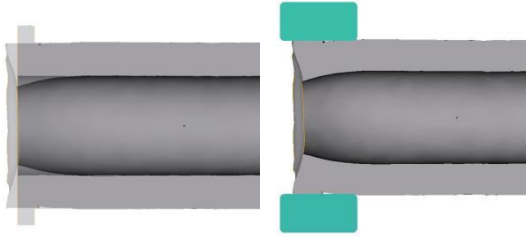


Рис. 1 Заковування кінців поковки товстостінного циліндру

На рис. 1 можна бачити, як уступ в верхній частині змінює форму продеформованої частини, і таким чином відбувається заковування кінців має розподілення течії металу утворюючи закриття отвору та зміцнення області малого діаметру.

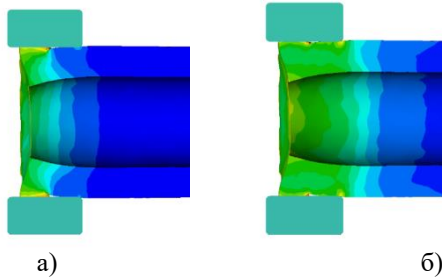


Рис. 2 Результати моделювання напружено-деформованого стану при куванні за розробленими схемами
а) розподіл полів деформації б) розподіл полів інтенсивності напружень

Результати розрахунків в перехідній еластопластичній області отримані на основі промодельованого пустотілого циліндру з отвором наведений на рис. 2а і при подальшому збільшенні тиску пластична деформація проникає все глибше і глибше в стінки поковки циліндру, і нарешті, при досягненні деякої величини тиску, вся стінка з уступом переходить в зону пластичної деформації та буде перерозподілятися як ціла частина до заковування внутрішнього діаметру.

Інтенсивність напружень продеформованого циліндра (рис. 2б) показує, що характерне напруження діє в зоні заковування циліндру, а деформація, яка виникає у зоні стиснення, має розподілення напруження по всьому периметру, заковування зовнішнього уступу відбувається рівномірно.

[1]. Лацинский А.А. Конструирование сварных химических аппаратов. Каталог. – М.: Машиностроение, 1981. –428

[2]. Сосуды и трубопроводы высокого давления. Справочник /Е.Р.Хисматулин, Е.М.Королев, В.И.Лифшиц. –М.: Машиностроение, 1990. –384 с.

[3]. Пат. 86881 Україна, МПК(2013.01) В 21 J 5/00. Спосіб кування порожнистих циліндрів з дном / Марков О. Є., Маркова М. О.; заявник та власник Марков О. Є., Маркова М. О., Краматорськ. – № u201309697; заявл. 05.08.13; опубл. 10.01.14, Бюл. № 1. – 5 с. : іл.

[4]. Nikolay Biba, Ruslan Rezvykh, Ivan Kniazkin. Quality Prediction and Improvement of Extruded Profiles by Means of Simulation, 2019.

ANALYSIS OF THE STRESS-STRAIN STATE DURING THE FORGING OF THICK WALLED CYLINDERS WITH BENDING OF ENDS

This publication discusses the forging of the ends of thick-walled cylinders of high-pressure tanks, which can be made by free forging. Since thick-walled cylinders can be made with welds [1, 2], but there are advantages of anchoring the ends of the cylinder without the use of welding by free forging.

УДК 004.94

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАПРЯЖЕННЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В РАСЧЕТНОМ КОМПЛЕКСЕ SOFiSTiK.

Чучмай А.М., к.т.н., доцент

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, г. Одесса

Железобетонные конструкции — основа современного строительства. Однако они имеют существенные изъяны, связанные, в первую очередь, с недостаточной нагрузочной способностью и образованием трещин в камне при эксплуатационных нагрузках. Усовершенствование технологии изготовления изделий из бетона и стальной арматуры привело к созданию предварительно напряженного железобетона, который обладает рядом преимуществ.

Предварительно напряженные железобетонные конструкции — строительные изделия, бетон которых на этапе создания принудительно получает начальную расчетную напряженность сжатия. Она создается за счет предварительного формирования напряжения растяжения в рабочей высокопрочной арматуре и обжатия ею бетона на тех участках, которым предстоит испытывать растяжение (прогиб) при эксплуатации.

При компьютерном моделировании предварительно напряженных железобетонных конструкций задавать предварительное напряжение арматуры рекомендуют с помощью приложения температурной нагрузки. Такой способ имеет итерационный характер, выполняется подбор температурной нагрузки для необходимого усилия в стержнях. Еще одним из

способов задания предварительного напряжения в арматурных стержнях является приложение продольных сил к стержню [1].

В расчетно-графическом комплексе SOFiSTiK задание предварительного напряжения арматуры (канатов) реализовано следующим образом [2-3]. Задается геометрическая ось арматурного стержня (рис.1).

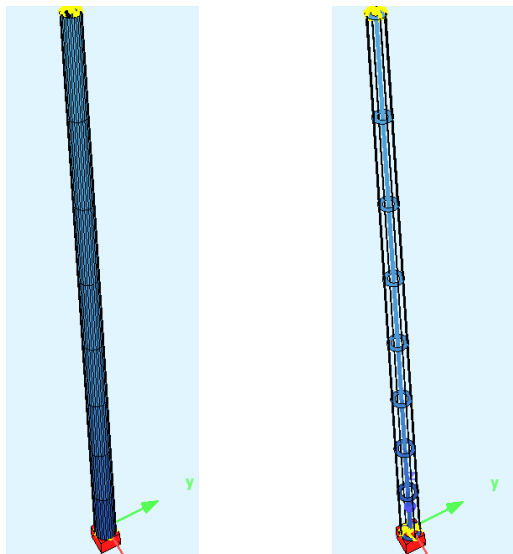


Рис.1. Модель конического трубчатого железобетонного столба ЛЭП с предварительно напряженной арматурой.

Характеристики предварительно напряженной арматуры задаются в отдельном окне (рис.2).

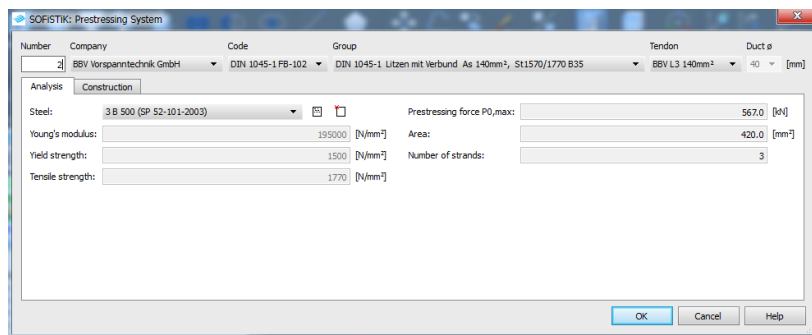


Рис.2. Окно задания характеристик предварительно напряженной арматуры (канатов).

В данном окне необходимо указать класс предварительно напрягаемой арматуры, ее модуль упругости, предел текучести, предел прочности на

растяжение, максимальное усилие предварительного напряжения, площадь сечения стержня (каната) и количество стержней (пучков в канате).

Заданные характеристики присваивают ранее созданной геометрической оси.

[1]. Городецкий А.С., Евзеров И.Д.. Компьютерные модели конструкций. — К.: издательство «Факт», 2005. — 344 с.

[2]. Ярошутин Д.А. Расчет транспортных сооружений в SOFiSTiK. Часть 1. Организация проекта SOFiSTiK Structural Desktop (SSD) / учебное пособие для студентов специальности «Мосты и транспортные тоннели» // Д.А. Ярошутин. — С.-Петербург, 2011. — 71 с.

[3]. <https://www.youtube.com/watch?v=O6ZnRpZc9ZY&list=PLNZH8i5W7U1Cz2wtva0kluxQDna2xhWpM&index=29>

MODELING OF PRE-STRESSED REINFORCED CONCRETE STRUCTURES IN THE SOFiSTiK CALCULATION COMPLEX.

In computer modeling of prestressed reinforced concrete structures, it is recommended to set the prestressing of reinforcement by applying a temperature load. This method has an iterative nature, the selection of the temperature load for the required force in the rods is performed. Another way to set prestressing in reinforcing bars is to apply longitudinal forces to the bar [1]. The abstracts describe a method for setting the prestress in reinforcement (ropes) using the example of a design complex SOFiSTiK.

УДК 621.893

МОДЕЛЮВАННЯ ПРОЦЕСІВ ЗАБЕЗПЕЧЕННЯ БЕЗПЕКИ В СИСТЕМАХ МЕХАНІЧНОГО НАВАНТАЖЕННЯ

Савченко Ю. В., к.т.н., доцент

Університет митної справи та фінансів, м Дніпро, Україна,

Шаповал О. О., к.т.н., доцент

Кременчуцький національний університет імені Михайла Остроградського, м Кременчук, Україна

Козечко В. А., к.т.н., доцент

НТУ "Дніпровська політехніка", м Дніпро, Україна

Воскобойник В. О., к.т.н., доцент

НУ "Запорізька політехніка", м Запоріжжя, Україна

У технічних каналах прийому-передачі інформації слідє особлива увага приділяти механічним засобам, які безпосередньо пов'язані в тракті інформаційного забезпечення (локатори, станції спостереження, супроводу, виявлення, локалізації і т. д.). Їх точність і стійкість - найважливіше. В процесі експлуатації відбувається порушення механічних властивостей матеріалу, т.е. відбувається знос. Істотною перешкодою підвищення

довговічності машин і механізмів є знос їх вузлів в процесі тертя. Масштаб збитку внаслідок зносу і значення проблеми підвищення зносостійкості і довговічності машин може бути охарактеризовані наступними цифрами: із-за зносу вузлів деталей відбувається 80.90 % відмов машин, а втрати засобів в машинобудуванні досягають 5 % національного доходу.

З метою запобігання зносу деталей машин і механізмів розроблений метод регенерації вузлів, що труться, з використанням геоактиваторів тертя. Цей спосіб принципово відрізняється від існуючих методів тим, що не лише зменшує коефіцієнт тертя, але і дозволяє частково відновити функціональний стан зношених поверхонь без припинення експлуатації механізмів.

Геоактиватор представляє собою порошковий матеріал, виготовлений на базі вітчизняного природного матеріалу, - серпентинита, який у своєму складі містить велику кількість хімічних елементів (32), проте основна вага доводиться на Mg ($\approx 23\%$), Si (18 - 21%) і їх оксиди SiO₂ (33,4 - 44,5%) і MgO (25,6 - 38,0%). У процесах, що відбуваються в трибоспряженнях, головну роль грають силікати - солеподібні хімічні сполуки, що містять кремнезем SiO₂, які можуть утворювати кремнекисневі комплекси різних форм (ланцюжки, шестигранники, стрічки та ін.).

Властивості силікатів визначаються складом, родом сил, діючих між іонами, будовою кристалічних решіток і їх дефектністю. Твердість силікатів коливається від 1 (тальк) до 6.7 (форстерит) одиниць за шкалою Мооса.

У складі геоактиваторов знаходяться силікати магнію в різних формах із загальною формулою $n\text{MgO} \cdot m\text{SiO}_2$ або з урахуванням заміщення $\text{Mg}^{2+} \leftrightarrow \text{Fe}^{2+}$ ($3\text{Mg}^{2+} \leftrightarrow 2\text{Fe}^{3+}$), $\#012[\text{SiO}_4]$ (точніше, з урахуванням конституційної або кристалізаційної води $n(\text{Mg}, \text{Fe}) \text{Про} \cdot m\text{SiO}_2 \cdot k\text{H}_2\text{O}$).

Ці силікати можуть утворювати тверді розчини обмеженої і необмеженої розчинності, як результат заміщень катіонів ґрат Mg^{2+} іншими катіонами, що займають схожі місця в упаковці з великих іонів O²⁻. Можливо також заміщення катіонів Mg^{2+} на катіони з більшою валентністю (Al³⁺, Fe³⁺) з виникненням катіонних вакансій. Вакансії, спотворення в ґратах від відмінностей іонних радіусів катіонів, що взаємно заміщаються, розташування частини останніх в міжвузлі ґрат, дислокації є дефектами ґрат силікатів, які можуть змінювати швидкість дифузії, прискорювати хімічні реакції, збільшувати спікливість і інші фізико-хімічні характеристики.

Природні силікати, що входять до складу геоактиваторів, містять в тій чи іншій мірі усі можливі фази. З них основними є існуючі в районі 50 %-й концентрації форстерит і энстатит.

Форстерит має ромбічну кристалічну решітку з параметрами $a = 4,770 \text{ \AA}$, $b = 10,260 \text{ \AA}$, $c = 5,990 \text{ \AA}$. Форстерит стійкий в усьому діапазоні температур, має твердість 7 одиниць за шкалою Мооса. Найбільш важливою властивістю форстериту є здатність до утворення твердих розчинів.

Энстатит має структуру, що складається з нескінченних ланцюжків різних типів із загальною формулою $\text{Mg}_2[\text{Si}_2\text{O}_6]$. Энстатит має дві поліморфні форми - энстатит і клиноэнстатит.

Цементит має ромбічну кристалічну решітку з наступними параметрами: $a = 5,077 \text{ \AA}$, $b = 6,776 \text{ \AA}$, $c = 4,515 \text{ \AA}$.

Порівняння параметрів кристалічних решіток цементита і форстериту (таблиця. 1) показало практично повний збіг параметрів по двох координаційних осях.

Таблиця 1

Параметри кристалічних решіток цементиту і форстериту

Матеріал	Величина параметра, \AA		
Форстерит	$a = 4,770$	$b = 10,260$	$z = 5,990$
Цементит	$z = 4,515$	$2 a = 10,154$	$b = 6,726$
Різниця параметрів, \AA	0,255	0,106	0,736
Різниця параметрів, %	5	1	11

Частки геоактиватора, тертя, що потрапили з мастилом в зону, піддаються дії контактного тиску, яка в мікрооб'ємі плями контакту може досягати тиску до 1000 МПа. В результаті цього відбувається процес руйнування кристалів геоактиватора і освіта активних радикалів. Близькість параметрів кристалічних решіток цементита і форстериту дозволяє утворюватися на поверхні сталі силікатним з'єднанням без істотного спотворення їх кристалічних решіток, що дуже важливо для проходження дифузійних процесів. Одночасно з цим кристали геоактиватора, що мають вищу твердість, ніж матеріал деталі, виробляють мікрошліфування поверхонь тертя і видалення окисних плівок, а саме, відбувається підготовка контактуючих поверхонь до процесу обробки геоактиватором в цей же час відбувається зменшення шорсткості поверхні і її активація.

Під дією контактних навантажень (на рівні межі плинності матеріалів) відбувається також заміщення катіонів Mg в кристалах геоактиватора на катіони Fe з утворенням твердих розчинів.

Цей процес триває до тих пір, поки уся поверхня металу не буде насичена геоактиватором. Процес закінчується утворенням стабільної кристалічної структури поверхневого шару і прилеглих до поверхні шарів металу. Завершення процесу насичення поверхні геоактиватором супроводжується різким зниженням коефіцієнта тертя і температури вузла тертя.

Проведені дослідження хімічного складу поверхонь, що труться, із сталі 45 і 45ХН після обробки геоактиватором упродовж 15, 20 і 40 годин безперебійної роботи. Для дослідження були виготовлені металографічні косі шліфи.

Дослідження механічних властивостей показали, що твердість поверхневого шару збільшується в 1,5..3,5 разу, зносостійкість підвищується в 4..5 разів, шорсткість контактуючих поверхонь зменшується в 2,5..10 рази.

Таким чином, дія геомодификаторов обумовлює виникнення унікального трибологічного ефекту.

Результати проведених досліджень показали, що внесення в зону тертя геомодификаторів на основі природного матеріалу - серпентита показали, що надійність і довговічність оброблених вузлів тертя підвищується в 2..3 рази, твердість поверхневого шару збільшується в 1,5..3,5 разу, зносостійкість підвищується в 4..5 разів, шорсткість контактуючих поверхонь зменшується в 2,5..10 рази. (рис. 1).

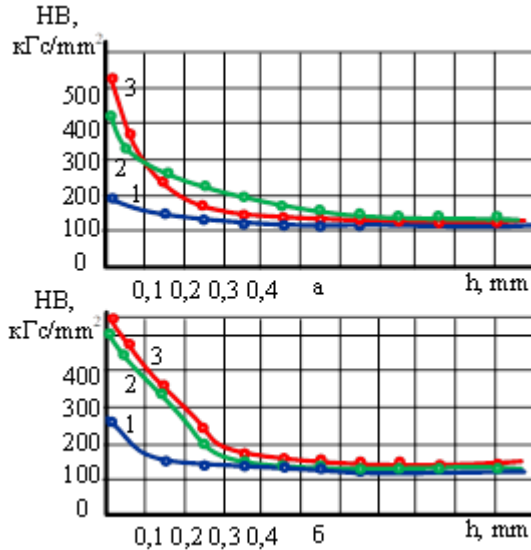


Рисунок 1 - Залежність значення мікротвердості від глибини шару:
а - сталь 45; б - сталь 40XH; 1 - випробування без геоактиваторов; 2 - випробування з геоактиватором №1; 3 - випробування з геоактиватором №2.

Отримані результати дозволили встановити характер зносу і розкрити механізм утворення зносостійкого шару у присутності геоактиваторів тертя, зміна механічних властивостей матеріалів, геометричних характеристик поверхонь тертя і режимів роботи механізмів на процеси зносу і відновлення деталей у присутності геоактиваторів.

Запропонований авторами підхід дозволить поліпшити якість виготовлення механічних виробів радіоелектронної апаратури, збільшити термін її дії, понизити рівень бічних відхилень і забезпечити надійність каналів прийому-передачі інформації.

[1]. Іу. Savchenko, A. Gurenko, O. Naumenko. Cutting - edge industrial technology of

mining tool manufacturing - Mining of Mineral Deposits. - Volume 10 (2016), Issue 4, pp. 105-110

[2] Savchenko, I., Shapoval, A., & Gurenko, A. (2020). Modeling dynamic parameters of hard alloys during shock wave regeneration. Paper presented at the IOP Conference Series : Materials Science and Engineering, 969(1) doi :10.1088/1757-899X/969/1/012079.

[3] Shapoval, A., Drahobetskyi, V., Savchenko, I., Gurenko, A., & Markov, O. (2020). Profitability of production of stainless steel + zirconium metals combination adapters doi:10.4028/www.scientific.net/KEM.864.285.

MECHANICAL LOADING SYSTEMS SAFETY PROCESSES MODELING

Mechanical means which are directly related to the information support path (locators, observation stations, accompaniment, detection, localization, etc.) require special attention within the framework of the technical channels of receiving information. Their accurate and stable performance is of the utmost importance. Loss of the mechanical properties occurs during operation, that is material wear. To improve the quality of mechanisms and to ensure the stability of the radio - electronic means, the authors of the paper consider the possible mode of friction geoactivators in the friction unit parts of machines. The studies of the rubbing surfaces chemical composition after being processed by the geoactivator demonstrate that the components of the geoactivator diffuse into the surface layers of the material and form glass - crystalline layers, which are the solutions of the geoactivator components in the phase components of the surfaces steels and cast irons. The studies of mechanical properties have shown that the hardness and wear resistance of the surface layer increases and the roughness of contacting surfaces gets reduced.

УДК 539.3

РОЗПОДІЛ КОНТАКТНИХ НАПРУЖЕНЬ В ОРТОТРОПНІЙ БАЛЦІ-СМУЗІ, ЩО НАВАНТАЖЕНА ЖОРСТКИМ ШТАМПОМ

Шваб'юк В.І., д.т.н., проф., Ротко С.В., к.т.н., доц.,

Швабюк В.В., к.т.н., доц., Гришкова А.В., асп.

Луцький національний технічний університет, м. Луцьк

Досліджується контактна взаємодія ортотропної балки-смуги із жорстким штампом: величина області контакту, характер розподілу контактних напружень уздовж поверхні контакту балки та залежність останніх від ступеня ортотропії матеріалу.

Задача про вимушений вигин тонкого стрижня по наперед заданій жорсткій поверхні та визначення максимальних напружень у ній, уперше розглядалась С.П. Тимошенко [1] у постановці гіпотез класичної теорії згину стрижнів Бернуллі-Ейлера. В уточненій постановці, із урахуванням деформацій поперечного зсуву, названа задача вперше була розв'язана

М.М. Філоненко-Бородичем [2] (1949 р.). На прикладі тонкої смужки, яка контактує із жорстким лекалом, було показано, що за відносно великої області контакту контактний тиск зосереджується практично на кінцях області контакту і приймає там найбільші значення.

Уперше, найбільш послідовно і досить ґрунтовно, періодична задача згину нескінченної смуги штампами на базі рівнянь плоскої теорії пружності розглядалась Кіром і Сільвою [3], де величина області контакту могла бути і великою, і відносно малою. Розв'язок будувався в тригонометричних рядах і зводився до парних інтегральних рівнянь, які розв'язувалися чисельно. Ця ж сама задача, але вже в постановці плоскої деформації, майже одночасно розглядалась С.Н. Карасьовим і Ю.Н. Артюхіним [4], Е.І. Григоллоком і В.М. Толкачовим [5] та іншими [6,7]. Автори різними методами зводили задачу до інтегрального рівняння Фредгольма II роду, яке розв'язувалось чисельно. Зведення контактної задачі для ізотропної смуги до сингулярного інтегрального рівняння, із подальшим використанням методу механічних квадратур, здійснено в працях [5,8]. Але усі розглянуті задачі розв'язувалися тільки для випадку ізотропного матеріалу.

У більшості робіт такого типу задач розв'язки, знайдені на основі “зсувних” теорій типу С.П. Тимошенка, приводять до того, що контактний тиск на межі області контакту відмінний від нуля навіть для жорстких поверхонь без кутових точок. Цей факт протирічить фізичному змістові задачі, а також результатам, що одержані на базі рівнянь плоскої задачі теорії пружності.

Для усунення згаданого недоліку, при розв'язанні цієї задачі, раніше авторами [4-7,9] були використані уточнені теорії, які, крім деформацій поперечного зсуву, враховували ще й поперечне обтіснення. У даній доповіді задача буде розв'язуватись за допомогою рівнянь, які уточнюють вищезгадану теорію за рахунок точнішого визначення поперечного обтіснення. У зв'язку з цим, виникає необхідність більш детально дослідити вплив цього уточнення на характер контактних напружень під штампом.

Розглядалася балка-смуга прямокутного перерізу, що знаходиться під дією жорсткого параболічного штампу, який притискується до верхньої грані смуги ($z = -h$) силою P , направленою вниз. На кінцях $x = \pm l$ смуга вільно оперта. Поверхня основи штампа є ідеально гладкою і описується рівнянням $z = -\omega \cdot f(x)$. Між смугою і штампом виникає контактний тиск $q^-(x) = q(x)$. Силами тертя будемо нехтувати. Основне рівняння згину системи зводиться до вигляду:

$$EIw^{IV} = q(x) - \varepsilon_1 h^2 q^{II} - \varepsilon_2 h^4 q^{IV} E / 4E', \quad (|x| \leq a); \quad (1)$$

$$w^{IV}(x) = 0, \quad (|x| > a),$$

де $\varepsilon_1 = 0,1 \left(4 \frac{E}{G'} - 3\nu'' \right)$; $\varepsilon_2 = 0,2 \left(1 - \nu'' \frac{G'}{E} \right)$ - параметри ортотропії матеріалу; $2a$ - ширина області контакту, зовні якої тиск на верхню грань смуги дорівнює нулю ($q^-(x) = 0$).

Розв'язок рівняння (1) шукається окремо в області контакту ($|x| \leq a$), де діє невідомий контактний тиск, і в області, яка вільна від контактної взаємодії ($a \leq |x| \leq l$). Приймається, що на початку навантаження (при $z = -h$) верхня грань смуги в області $|x| \leq a$ щільно прилягає до нижньої основи штампа, тобто

$$W(x, -h) = \delta - \omega f(x), \quad (2)$$

де δ - осадка штампа; ω - довільна стала, яку можна прийняти кратною кривині основи штампа. Ліву частину рівності для $W(x, -h)$ отримаємо з відповідного співвідношення для W .

Тоді одержуємо ще одну залежність між тиском під штампом $q(x)$ і прогином середньої лінії смуги $w(x)$:

$$A_0 q(x) = \delta - \omega f(x) - w(x) - 6/13 \cdot \nu'' h^2 d^2 w / dx^2. \quad (3)$$

Підставивши вираз (3) у рівняння (1), прийнявши $f(x) = x^2$, одержимо наступне диференціальне рівняння відносно прогину середньої лінії смуги:

$$w^{IV} - 2g^2 w'' + \lambda^4 w = \lambda^4 \left(\delta + 2\omega \varepsilon_1 h^2 - \omega x^2 \right), \quad (4)$$

де $\alpha = \sqrt{(\lambda^2 + g^2)/2}$; $\beta = \sqrt{(\lambda^2 - g^2)/2}$.

Вибір того чи іншого розв'язку рівняння (4) залежить від відношень E/G' , E/E' , значень коефіцієнтів Пуассона ν і ν'' , тобто від анізотропії характеристик матеріалу смуги. Прийmemo надалі, без утрати загальності, що $g^2 < \lambda^2$. Тоді розв'язок (4), із урахуванням симетричності задачі, можна перетворити до вигляду:

$$w^i = A_1 K_1(x) + A_2 K_2(x) + w^*, \quad (5)$$

$$\frac{1}{P} = (1 - \theta) + \frac{C_3 K_1(a) - C_4 K_2(a)}{l(C_5 K_3(a) - C_6 K_4(a))}, \quad q^i = -A_1 (C_1 K_1(x) - C_2 K_2(x)),$$

де $K_1(x) = ch\alpha x \cdot \cos \beta x$; $K_2(x) = sh\alpha x \cdot \sin \beta x$;

$K_3(x) = sh\alpha x \cdot \cos \beta x$; $K_4(x) = ch\alpha x \cdot \sin \beta x$ – фундаментальні функції
 О.М. Крилова - В.З. Власова. Підставивши розв'язок (5), з урахуванням (3), в одержані розрахункові рівняння, отримуємо вирази для контактної тиску під штампом, згинального моменту і поперечної сили в середині області контакту $S^i (|x| \leq a)$, із урахуванням поперечної анізотропії балки. Із аналізу характеру кривих розподілу контактної тиску можна зробити висновок, що відношення характеристик поперечної анізотропії E/E' та G/G' по-різному впливають на величину та розподіл контактної тиску в балці. Так, збільшення поперечного модуля зсуву G' веде до збільшення контактної тиску і навпаки – зниження модуля зсуву G' веде до зниження контактної тиску. Одночасно, збільшення відношення E/E' веде до поширення області контактної тиску до центру області контакту.

- [1]. Тимошенко С.П., Лессельс Дж. Прикладная теория упругости. М.-Л.: Гос. научно-техн. изд.-во, 1931. 391 с.
- [2]. Филоненко-Бородич М.М. Изгиб тонкого стержня по за - данной кривой // Труды Моск.эл.-мех. ин-та инж. транспорта, 1949. В.58. С. 3-10.
- [3]. Keer L.M., Silva M.A.G. Bending of a cantilever brought gradually into contact with a cylindrical supporting surface. – Int.J. Mech. Sci. Pergamon Press. 1970. Vol.12, №9, p.751-760.
- [4]. Карасев С.Н., Артюхин Ю.П. Влияние поперечного сдвига и обжатия на распределение контактных напряжений // Исслед. по теории пластин и оболочек, Казань: Изд-во Казан. ун-та, 1976, вып.12. С.68-77.
- [5]. Григолюк Э.И., Толкачев В.М. Контактные задачи теории пластин и оболочек. - М.: Машиностроение, 1980. 416 с.
- [6]. Пелех Б.Л., Шваб'юк В.И. Об одном обобщении теории упругих трансверсально-изотропных плит применительно к некоторым контактным задачам //Сопrotивление материалов и теория сооружений. К.: Будівельник, 1975. В.26. С.40-45.
- [7]. Саркисян С.О. О цилиндрическом изгибе пластинки жесткими штампами // Доклады АН Арм.ССР, 1977. Т.69. №4. С.216-223.
- [8]. Шваб'юк В.І., Максимович Я.В. Контактна задача теорії пружності для смуги, що розміщена на опорах // Вісник Львів. ун-ту. Серія мех.- мат., 2000. Вип. 57. С.195-198.
- [9]. Горик О.В., Піскунов В.Г., Чередніков В.М. Механіка деформування композитних брусів. Монографія. Полтава-Київ: Полтавська аграрна академія, Національний транспортний університет, 2008. 404 с.

DISTRIBUTION OF CONTACT STRESSES IN THE ORTHOTROPIC BEAM-LINE LOADED BY THE RIGID STAMP

The contact interplay of an orthotropic beam-line with a rigid stamp is investigated: size of the contact area, nature of the contact stresses distribution along the contact surface of the beam, and dependence of the latter on the level of material orthotropy. Relationship between the dimensionless force \bar{P} , size of the contact area and the stamp settlement are

also investigated. Graphical dependences between contact pressure and contact area size are constructed.

УДК 621.384.3

ФАКТОРИ ОПТИМІЗАЦІЇ ВИКОРИСТАННЯ ТЕПЛОВІЗОРА ДЛЯ ВИЯВЛЕННЯ БЕЗПІЛОТНИХ ЛІТАЛЬНИХ АПАРАТІВ

Шмельов Ю.М., к.т.н.; Яковлев Р.П.

Кременчуцький льотний коледж Харківського національного університету внутрішніх справ, м. Кременчук

Брусакова О.В., д.юр.н., доц.; Петченко М.В., к.е.н.

Харківський національний університет внутрішніх справ, м. Харків

У зв'язку з бурхливим розвитком безпілотної авіації та її ефективним застосуванням в бойових діях загострились проблеми контролю повітряного простору. Для виявлення та ідентифікації повітряних об'єктів використовуються однопозиційні активно-імпульсні радіолокаційні станції (РЛС), робочі частоти яких припадають на UHF- та L-діапазони з довжинами електромагнітних хвиль (EMX) (1–0,3)м і (0,3–0,15)м відповідно. Виявлення сучасних безпілотних літальних апаратів (БПЛА) такими РЛС не завжди є ефективним внаслідок занадто малої ефективної площі розсіювання (ЕПР) БПЛА. Збільшення ЕПР БПЛА можна очікувати в методах мультистатичної радіолокації [1]. Проте, рознесені РЛС в сукупності потребують складного обладнання синхронізації та обробки інформації, є енергозатратними і дороготарітними. Аналогічно, використання сторонніх джерел, при цьому, таких як мережі електропостачання або радіопередавачі радіозв'язку має суттєвий недолік – втрата працездатності при відсутності однорідного поля електромереж [2]. Мала помітність БПЛА та обмежені можливості РЛС щодо їх виявлення спонукають до розробки нових та вдосконалення відомих методів виявлення по іншій демаскуючій ознаці – інфрачервоному (ІЧ) випромінюванню, джерелами якої можуть бути: силова установка БПЛА, його температура, відбиті ІЧ-сигнали. На особливу увагу заслуговують тепловізійні прилади (ТВП) спостереження, оскільки сучасні досягнення технології одержання термочутливих матричних приймачів дозволять вихід на теоретичну межу температурного розділення. Пасивний спосіб роботи тепловізора забезпечує прихованість розвідувальної діяльності, характеризується простотою конструкції та малим енергоспоживанням. Тепловізійні прилади спостереження є цілодобово працюючими і, практично, всепогодними і подальше їх вдосконалення дозволить наблизитись до розв'язку проблеми виявлення малорозмірних літаючих об'єктів.

Проаналізуємо, можливості підвищення ефективності виявлення літаючого об'єкту ТВП, за рахунок оптимізаційного використання фізичних принципів, що лежать в основі роботи ТВП, за критерій якої береться відношення сигнал/шум на виході приймача ТВП.

1. Оптимізація робочої довжини ЕМХ.

Видимість об'єкту ТВП визначається різницею температур ΔT між об'єктом і фоном [3]. При коефіцієнтах випромінювання об'єкту і фону, рівними одиниці відношення $q = \text{сигнал/шум}$ можна представити:

$$q(\lambda_1, \lambda_2) = C \cdot \frac{\Delta T}{L^2} \cdot \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{\partial M(\lambda, T)}{\partial T} \cdot D^*(\lambda) \cdot e^{-\alpha(\lambda)L} \cdot d\lambda, \quad (1)$$

де C – константа, що характеризує параметри оптичної системи приймача;

$\lambda_2 - \lambda_1 = \Delta\lambda$ – діапазон спектральної чутливості приймача;

$M(\lambda, T)$ – спектральна щільність потоку випромінювання абсолютно чорного тіла;

L – віддаль між об'єктом та оптичною системою приймача;

$D^*(\lambda)$ – приведена виявна здатність термочутливого елемента приймача;

$\alpha(\lambda)$ – натуральний показник ослаблення атмосфери;

λ – довжина ЕМХ.

Оптимізація вибору діапазону робочих довжин хвиль λ математично полягає в максимізації інтегралу в (1) в залежності від $\Delta\lambda$. В загальному вигляді аналітично це не є можливим внаслідок складності функціональних залежностей $D^*(\lambda)$ і $\alpha(\lambda)$ [4, 5]. Прийmemo наступні допущення.

Нехай, в межах ділянки чутливості приймача $[\lambda_1, \lambda_2]$ величина $D^*(\lambda) = 1$. Апроксимуємо напівемпіричною залежністю [6]:

$$\alpha(\lambda) = \frac{3,91}{S_m} (0,555)^\beta \cdot \lambda^{-\beta}, \quad (2)$$

де S_m – метеорологічна дальність видимості в км.

Показник β може приймати значення від 0 до 4, що визначається станом атмосфери. Значення $\beta = 4$ відповідає молекулярному (Релеївському) розсіюванню. Значення $\beta < 4$ відповідає ослабленню випромінювання за рахунок аерозольного розсіювання ЕМХ. Відповідність стану атмосфери, що характеризується згідно Міжнародної класифікації метеорологічною дальністю видимості S_m , зі значеннями коефіцієнта β можна представити у вигляді:

- атмосфера безхмарна, дуже ясно – $S_m > 20 \text{ км}$, $\beta \in (3,4)$;
- безхмарно, ясно – $10 \text{ км} \leq S_m \leq 20 \text{ км}$, $\beta \in (2,3)$;
- помітний серпанок, сильний серпанок – $2 \text{ км} \leq S_m \leq 6 \text{ км}$, $\beta \approx 1,5$;
- слабкий туман – $0,5 \text{ км} \leq S_m \leq 1 \text{ км}$, $\beta = 1$;
- густий, суцільний туман – $0,05 \text{ км} \leq S_m \leq 0,2 \text{ км}$, $\beta \approx 0$.

В прийнятих допущеннях аналітичний та графічний аналіз показав, що максимум спектральної залежності $q(\lambda)$ зміщується в довгохвильову ділянку ПЧ-діапазону із зменшенням β , тобто з погіршенням візуальної видимості. При $\beta=0$ $q(\lambda)$ не залежить від довжини хвилі λ , але його величина знехтувано мала так, що на відстанях $L \geq 3 \text{ км}$ можна вважати його рівним нулю і стає значимим лише при $L \geq 0,2 \text{ км}$. З ростом температури об'єкту і фону $\max q(\lambda)$ зміщується в короткохвильову ділянку спектра. При зміні температури в межах $273^\circ\text{K} \div 400^\circ\text{K}$, а S_m від $0,2 \text{ км}$ до 30 км $\max q(\lambda)$ знаходиться в межах $5 \div 12 \text{ мкм}$. Тобто при високих T виявлення повітряних об'єктів ТВП з високою ймовірністю можливе для приймачів з чутливістю в області $\sim 5 \text{ мкм}$. При низьких температурах об'єкту і фону більша ймовірність виявлення буде спостерігатись на робочих довжинах хвиль $\lambda \geq 12 \text{ мкм}$. Якісно, це означає, що з погіршенням видимості $20 \text{ км} \geq S_m \geq 0,2 \text{ км}$ ймовірність виявлення ТВП об'єктів приладами з короткохвильовою чутливістю падає і може бути виявлення взагалі неможливим, в той час, коли для приладів з чутливістю в довгохвильовій області це може бути найбільш ефективним.

2. Оптимізація вибором ділянки спектру пропускання атмосфери.

З виразу (1) приведенного до канонічного виду можна зробити висновок, що суттєвим понижувачем величини $q(\lambda)$ є множник $\exp(-\alpha(\lambda)L)$. Особливо його негативний вплив проявляється при великих значеннях показника $\alpha(\lambda)$, що відповідає поширенню ЕМХ в середовищі з великорозмірними частинками і великою їх концентрацією. Аерозольні частинки завжди присутні в складі атмосфери, а їх параметри змінюються в широких межах. Проте, при роботі ТВП в межах «вікон прозорості» атмосфери вплив $\exp(-\alpha(\lambda)L)$ на $q(\lambda)$ можна звести до мінімуму. Для «вікон прозорості» атмосфери виконується нерівність $\alpha(\lambda) \ll L^{-1}$ і $\exp(-\alpha(\lambda)L) \approx 1$. Тоді відношення сигнал/шум $q(\lambda)$ на виході приймача збільшується приблизно в $\exp(-\bar{\alpha} \cdot L)$ разів, де $\bar{\alpha}$ – усереднений по спектральній ділянці показник ослаблення.

3. Оптимізація підсиленням прийнятого сигналу.

ТВП для спостереження за літаючими об'єктами мають відомі, беззаперечні переваги над іншими оптоелектронними приладами аналогічного призначення, наприклад, такими як прилади нічного бачення. Однак, є можливо, єдиний недолік – не видимість сигналу від об'єкту на фоні шумів при ΔT нижче порогової температурної чутливості ТВП. Типові значення температурної чутливості сучасних зразків промислового виробництва коливаються від $0,026^\circ\text{C}$ до $0,15^\circ\text{C}$. Одержати електромагнітний сигнал від об'єкту спостереження при $\Delta T \rightarrow 0$ можна, використовуючи необхідну умову для роботи приладів нічного бачення – підсвічувати ціль електромагнітним випромінюванням робочого діапазону хвиль ТВП. Так,

якщо мати N джерел з силою випромінювання $I_i(\lambda, \theta)$ кожний (θ_i – полярна віддаль напрямку променя від i -го джерела), тоді на виході приймача ТВП відношення $q(\lambda)$ зросте на величину:

$$q(\lambda, \theta) = C_1 \cdot \sum_{i=1}^N \int_{\lambda_1}^{\lambda_2} \frac{I_i(\lambda, \theta) \cdot \cos \theta_i \rho_i(\theta_i)}{L^2 r_i^2} \cdot e^{-\alpha(\lambda)(L+r_i)} d\lambda,$$

де $\rho_i(\theta_i)$ – коефіцієнт відбивання ІЧ-променів від об'єкту;

r_i – віддаль між об'єктом спостереження та i -м джерелом випромінювання;

C_1 – константа параметрів оптичної системи ТВП.

Розміщенням ІЧ-джерел з підібраними величинами сили їх випромінювання та діаграмами направленостей можна значно підвищити ефективність виявлення БПЛА. При багатопозиційному їх розміщенні та спеціальними діаграмами направленості система «підсвічування» не буде демаскуючим фактором, а навпаки – дезорієнтуючим для повітряної розвідки противника.

Підвищення ефективності виявлення об'єктів за допомогою ТВП складається також з удосконалення конструктивно-апаратної складової, що виражається в підвищенні роздільної здатності, в покращенні оптичної системи, в охолодженні матриць тощо.

- [1]. Черняк В.С., Заславский Л.П., Осипов Л.В. Многопозиционные радиолокационные станции и системы. Зарубежная радиоэлектроника. 1987. №1. С. 9–69.
- [2]. Куликов А.Л. Способ многопозиционной радиолокации и устройство для его осуществления: пат. RU2332684С1 Россия : RU 2007102750/09А; 2007-01-24.
- [3]. Колобродов В. Г., Лихоліт М. І. Проектування тепловізійних і телевізійних систем спостереження: Підручник. – К: НТУУ «КПІ». 2007. 364 с.
- [4]. Mie G. (1908) Annalen der Physik, Vol. 25, Pp. 377–445.
- [5]. Патрашин А.И. Метод расчета параметров ИК-матричного фотоприемного устройства. Прикладная физика. 2010, №2. С. 103–108.
- [6]. Госсорг Ж. Инфракрасная термография. Основы, техника, применение: пер. с франц. – М: Мир, 1988. – 416 с.

FACTORS OF OPTIMIZATION THE USE OF THERMAL VISORS FOR UNMANNED AERIAL VEHICLE DETECTION

Ways to increase the efficiency of small-sized air vehicle detection by thermal vision devices are analytically explored.

ДОСЛІДЖЕННЯ ДИНАМІЧНОЇ ПОВЕДІНКИ БАШТОВОЇ СПОРУДИ З ПРИЄДНАНИМ ГАСНИКОМ ПІД ДІЄЮ КІНЕМАТИЧНОГО ЗБУРЕННЯ

Волкова В.Є., д.т.н., проф.

Дніпровський аграрно-економічний університет, м. Дніпро
E-mail: drvev09@gmail.com

Шаповал І.В., ст.викл.

Дніпровський національний університет залізничного транспорту імені академіка
В. Лазаряна м. Дніпро
E-mail: irvksh88@gmail.com

Дана робота присвячена дослідженню динамічної поведінки баштової споруди з приєднаними гасниками коливань під дією кінематичного збурення основи. Прискорення руху ґрунту основи було представлено стохастичним гауссовським процесом.

Розрахункова схема баштового споруди являє собою консольний стержень, що має змінний поперечний переріз. Основу стержня жорстко защемлено. До верхнього кінця стержня приєднані два гасники коливань, що розташовані в двох взаємно перпендикулярних площинах. Гасник коливань являє собою масу приєднану до стержня за допомогою пружного зв'язку і демпфера в'язкого тертя.

Математична модель об'єкта досліджень є системою двох нелінійних диференціальних рівнянь. Коливання башти з приєднаними маятниковими гасниками при дії кінематичного збурення можуть бути описані системою диференціальних рівнянь в частинних похідних

$$\begin{cases} \left(1 + \gamma_0 \frac{\partial}{\partial t}\right) \left[\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left(EI_x \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} \right) \right] + m_x \frac{\partial^2 \omega}{\partial x^2} + \delta(x-l) m_1 \frac{\partial^2 (y + \omega_l)}{\partial t^2} = F(t) \\ \frac{\partial^2 (y + \omega_l)}{\partial t^2} + \mu \frac{\partial y}{\partial t} + f_0^2 y = 0 \end{cases}$$

де m_x, EI_x, γ_0 – погонна маса, згинальна жорсткість і коефіцієнт в'язкого опору стержня; m_1, μ, f_0 – маса, коефіцієнт в'язкого опору і парціальна частота коливань маятникового гасника; ω, ω_l – переміщення стержня в довільному перерізі x і в перетині $x=l$, y – відносне переміщення

маятникового гасника, рівне подовженню його пружного зв'язку; $\delta(x-l)$ – дельта функція Дірака; $F(t)$ – кінематичне збурення.

Для спрощення аналізу досліджуваної динамічної системи, внутрішній непружний опір стержня враховувався за гіпотезою Фойгта. Таке припущення цілком справедливо через малість величини внутрішнього опору по відношенню до величин аеродинамічної сили і в'язкого опору гасника.

Для моделювання кінематичного збурення основи баштової споруди була використана емпірична модель Канаї-Таїмі. Так, прискорення руху основи описувалося у вигляді суперпозиції гармонічних хвиль із дискретно заданими частотами і випадковими фазами.

Числова реалізація моделі провадилась засобами системи MatLab, для нульових початкових даних. Вибір системи MatLab обумовлений широкими можливостями програмного забезпечення щодо чисельного розв'язку систем диференціальних рівнянь різного типу та складності. Система дозволяє використовувати як вбудовані складові з широким спектром налаштувань, так і створювати власні програми. Пакет надає інструментарій для візуалізації результатів різного рівня.

На основі чисельного моделювання отримані часові процеси, спектральні характеристики. Так само була виконана оцінка впливу початкових умов на усталені режими коливань. Показано, що початкові умови істотно впливають на динаміку досліджуваної системи. Вперше були отримані фазові траєкторії в розширеному просторі для нелінійної системи з двома степенями свободи.

INVESTIGATION OF DYNAMIC BEHAVIOUR OF A TOWER STRUCTURE WITH AN ATTACHED DAMPER UNDER CINEMATIC EXCITATION

This paper is devoted to the study of the dynamic behavior of a tower structure with an attached damper under the action of kinematic perturbation of the base. The pendulum damper structure represented by mass connected to the rod by means of elastic coupling and viscous friction damper. Base acceleration is described by a stochastic Gaussian process in the form of superposition of harmonic waves with discrete given frequencies and random phases with normal distribution. The mathematical model of the object of research is a system of two non-linear differential equations. The model was implemented using the MatLab system. The influence of viscous friction dampers on the dynamic behavior of the structure has been studied. Time processes and phase trajectories of nonstationary oscillations had been analyzed.

ГЕНЕЗИС СТРУКТУРЫ СТРОИТЕЛЬНЫХ КОМПОЗИТОВ

**Выровой В.Н., д.т.н., проф. Суханов В.Г., д.т.н., проф.
Суханова С.В., к.т.н.**

Одесская государственная академия строительства и архитектуры

Елькин А.В., к.т.н.

КП «Будова», г. Одесса

Десятилетиями исчисляемое активное, успешное и осмысленное использование в естественно-научных исследованиях системного подхода [1] даёт бесспорное основание рассматривать любой выделенный для исследования объект как систему, обращать специальное внимание на его структуру.

Именно структура объекта, как совокупность иерархически оформленных устойчивых связей между её элементами, обеспечивает его целостность и наличие интегративных свойств как основных признаков системы.

Строительные композиты (СК) - материалы, изделия, конструкции - являются открытыми, сложными, динамическими полиструктурными системами, с наличием в них различных уровней структурных неоднородностей [2]. Как известно [3], механизмы структурообразования на каждом из уровней различны, что не препятствует их согласованному взаимодействию, которое проявляется и обеспечивается по сетевому (или «паутинному») принципу. Обладая способностью к самоорганизации, такие системы состоят из множества многофункциональных элементов, различных по своей активности при внешних воздействиях любого рода. При взаимодействии эти элементы способны инициировать и проявлять явления сотрудничества или конфронтации, кооперации или дезинтеграции и т.п.

Анализ результатов, выбранных для исследования СК, показал, что на формирование структуры материала оказывает влияние геометрический образ (форма и размеры) изделия или конструкции. Геометрические характеристики изделия инициируют процессы структурной организации материала под себя, что позволяет сделать вывод о неразделённости структуры материала и структуры конструкции. Для эффективного использования конструкции-системы в системе конструкций-систем следует учитывать возможную трансформацию структурных изменений для очередного этапа развития структуры конструкции по типу «от достигнутого». На этом этапе происходит полный разрыв между начальными условиями и текущим состоянием. Конструкция при всей сложности собственной организации становится элементом более сложной структуры

объектов-систем и, через структурные перестройки, адаптируется к новым условиям существования.

Спецификой самоорганизованных систем является многовариантность совокупных химических, физических и механических процессов и явлений на различных уровнях структурных неоднородностей. Это обеспечивает взаимообусловленную многовекторность структурных изменений в течение всех периодов жизненного цикла системы. Широкий диапазон разноплановых процессов предполагает сосуществование гаммы концепций, описывающих оформление, динамику развития структуры и её влияние на изменение свойств СК.

Перспективной, на наш взгляд, является концепция многоочагового структурообразования. Под многоочаговым структурообразованием понимается спонтанный процесс самопроизвольного возникновения в материалах структурообразующих центров (очагов), которые образуют локальные структуры с индивидуальным для каждой структуры набором элементов. Образование замкнутых на себя локальных структур приводит к зарождению и развитию новых для системы элементов - поверхностей раздела [5].

Возникнув, поверхности раздела предопределяют последующие направления структурных трансформаций. Логическая цепочка «исходный состав - свойства» разрывается. Начинается очередной этап развития «от достигнутого», что свидетельствует о революционно-эволюционном характере становления структуры развивающихся систем.

Взаимодействие отдельных элементов и новых структурных образований через или посредством поверхностей раздела вынужденно вызывает их изменение. Внутренние процессы диффузионного массопереноса, развитие объёмных термических деформаций и объёмных изменений, связанных с физико-механическими явлениями в вязущих, определяются и лимитируются поверхностями раздела.

В результате таких взаимодействий поверхности раздела могут выродиться в поры, капилляры и трещины. При направленной миграции ионов в объём несплошностей объём поверхностей раздела может быть заполнен продуктами новой фазы, что даёт возможность проявиться известным фактам «самозалечивания», характерным для материала на неорганических вязущих. Такие трансформации поверхностей раздела ведут к тому, что в изначально условно непрерывной среде самозарождаются несплошности в виде пор, капилляров, поверхностей раздела и трещин.

[1]. Партон В. З. Механика разрушения // Издательство ЛКИ. – 2020. – с. 135.

[2]. Суханов В. Г., Выровой В. Н., Коробко О. А. Структура материала в структуре конструкции // Полиграф. – 2016. – с. 100.

[3]. Выровой В. Н., Дорофеев В. С., Суханов В. Г. Композиционные строительные материалы и конструкции: структура, самоорганизация, свойства // Издательство «ТЕС». – 2010. – с. 46.

GENESIS OF THE STRUCTURE OF BUILDING COMPOSITES

Controlling the process of structure formation of building composites (DC) is a prerequisite for obtaining the given properties of materials, designed in the appropriate constructive forms. The proposed approach, which considers the genesis of the BC structure through various structural elements, makes it possible, understanding the interdependence of the ongoing mechanical, physical and chemical processes, to influence the formation of the required set of DC structures.

УДК 624.012

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ДЕФОРМАТИВНЫХ СВОЙСТВ БЕТОНОВ НА СУЛЬФАТОСТОЙКОМ ШЛАКОПОРТЛАНДЦЕМЕНТЕ КАК МАТЕРИАЛЕ ЖЕСТКИХ ПОКРЫТИЙ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ АЭРОДРОМОВ

**Янин А.Е., к.т.н., доцент, Емельянова Т.А., к.т.н., старший
викладач, Новикова С.Н., старший викладач**

Херсонский государственный аграрно – экономический университет, г. Херсон

Для повышения эффективности и снижения стоимости жестких бетонных покрытий сельскохозяйственных дорог и аэродромов возникает необходимость в разработке новых решений в области материаловедения.

Поскольку шлакопортландцемент является новым материалом в строительстве покрытий сельскохозяйственных дорог и аэродромов, представляет научный и практический интерес определение модуля деформации, а также изучение ползучести и усадки бетона, выполненного на основе этого материала.

Целью работы является экспериментальное определение модуля деформации бетона на сульфатостойком шлакопортландцементе при разных условиях твердения; выявление влияния условий твердения бетона на величину его относительной деформации усадки и ползучести; исследование влияния добавок поверхностно-активных веществ - пластификаторов в виде лигносульфоната на деформативные характеристики бетона.

Для экспериментального определения модуля деформации бетона на сульфатостойком шлакопортландцементном вяжущем [1], были изготовлены образцы, имеющие форму призмы, размерами 10×10×30см, которые испытывались в возрасте 28 суток.

Для испытаний были выбраны образцы марок СК 5, СК 3 и СК 9, которые после термовлажностной обработки находились в нормальных условиях твердения и имели состав, приведенный в таблице 1 [2].

Определение модуля деформации бетона для этих образцов производилось путем загрузки их нагрузкой, равной 0,3 - 0,5 от призмной прочности (f_{cd}), и измерения соответствующих деформаций. Для этого к образцам предварительно перед испытаниями подклеивались металлические уголки с четырех сторон, чтобы установить индикаторы часового типа (рисунке 1).

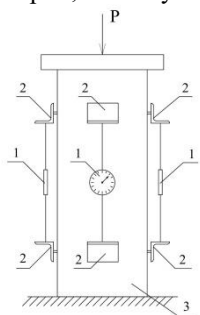


Рисунок 1. Схема установки для определения модуля деформации бетона и для исследования его на усадку и ползучесть: 1-индикатор часового типа; 2-уголки; 3-образец.

Модуль деформации определялся путем деления вертикального напряжения в образце на соответствующую усредненную относительную деформацию. Для исследования усадочных деформаций бетона на шлакопортландцементном вяжущем были изготовлены образцы, имеющие форму призмы, размерами $10 \times 10 \times 30$ см, которые начинали испытывать в возрасте одних суток (установка представлена на рис.1). Кроме того, исследовалась роль добавок поверхностно-активных веществ - пластификаторов, вводимых в бетон.

Максимальная продолжительность опытов составляла 250 суток. Для исследования были выбраны образцы марок СК 1, СК 3, СК 5, СК 9, СК 11, СК 13 и СК 17, твердение которых проходило в нормальных условиях при влажности 90 – 95% [2].

Для проведения испытаний на ползучесть были изготовлены образцы из бетона на шлакопортландцементе размерами $10 \times 10 \times 30$ см, которые начинали испытывать в возрасте 7 суток. Были выбраны образцы марок СК 3 и СК 9 (таблица 1 [2]), которые после термовлажностной обработки твердели в нормальных условиях. После того, как к образцам была приложена постоянная нагрузка, равная 30% от разрушающей, за ними регулярно велись наблюдения и периодически снимались показания индикаторов. Было проведено две серии опытов. Максимальная продолжительность опытов составила 220 суток.

Результаты определения модуля деформации бетона приведены в таблице 1.

Таблица 1. Результаты определения модуля деформации бетона на сульфатостойком шлакопортландцементе марки 400.

Номер группы образцов	Марка образцов	Условия твердения	Модуль деформации бетона, МПа, при нагрузке	
			$0,3f_{cd}$	$0,5f_{cd}$
1	СК5	М	$3,04 \cdot 10^4$	$2,65 \cdot 10^4$
2	СК3	М1	$2,5 \cdot 10^4$	$2,21 \cdot 10^4$
3	СК9	Ж1	$2,74 \cdot 10^4$	$2,35 \cdot 10^4$

Как видно из таблицы 1, значения модуля деформации бетона на шлакопортландцементе практически совпадают с данными, приводимыми в литературе для тяжелых бетонов на портландцементе [3-7].

Результаты исследования усадочных деформаций бетона представлены на рисунках 2 и 3.

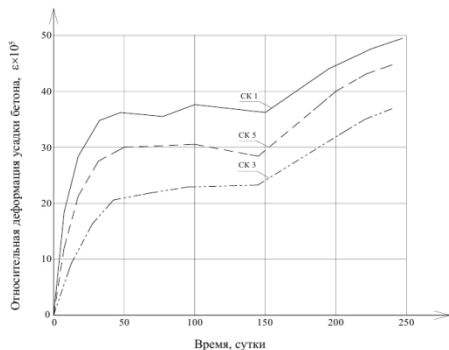


Рисунок 2. Результаты исследования усадочных деформаций бетона на сульфатостойком шлакопортландцементе без пластифицирующих добавок.

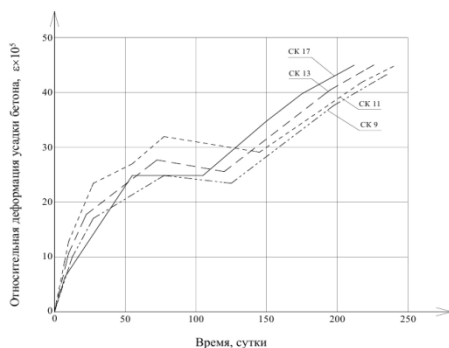


Рисунок 3. Результаты исследования усадочных деформаций бетона на сульфатостойком шлакопортландцементе с введением суперпластификатора в виде лигносульфоната (ЛСТ).

Экспериментальные исследования деформативных свойств бетонов на сульфатостойком шлакопортландцементе показали, что он имеет:

- 1) деформации усадки такого же порядка, как и у бетона на портландцементе;
- 2) тот же порядок величин деформации ползучести, что и для бетонов на портландцементе, которая при нагрузках, составляющих 30% от разрушающего значения, носит затухающий характер.

Полученные в результате экспериментальных исследований данные свидетельствуют о том, что в целом относительные деформации усадки бетонов на шлакопортландцементном вяжущем как с добавками, так и без них по порядку величины близки к значениям относительных деформаций усадки бетонов на обычном портландцементе.

Модули деформации бетона на сульфатостойком шлакопортландцементе при разных условиях твердения практически совпадают со значениями модуля деформации для тяжелых бетонов на портландцементе.

Характеристика ползучести для бетонов на шлакопортландцементе по порядку величины близка к соответствующей характеристике бетона на обычном портландцементе.

Таким образом, проведенные исследования показали, что при условии использования пластифицирующих добавок, бетон на шлакопортландцементном вяжущем по всем основным деформативным

характеристикам находится на уровне бетона на портландцементном вяжущем и может быть использован для строительства сборных покрытий аэродромов сельскохозяйственного назначения.

- [1]. Овчинников Р.В., Авакян А.Г. Модификация портландцемента золошлаковыми отходами. Новые технологии. Выпуск 02. 2014.
- [2]. [Yanin O.](#), [Yemeljanov T.](#), [Novikova S.](#) Experimental investigations of concrete on slag portland cement as a coating material for agricultural aerodromes // Key Engineering Materials, 2020, 864 KEM, pp. 19–26.
- [3]. Y. Wei, W. Hansen, J.J. Biernacki, E. Schlangen Unified shrinkage model for concrete from autogenous shrinkage test on paste with and without ground-granulated blast-furnace slag ACI Mater. J., 108 (2011), pp. 12-20
- [4]. Effect of granulated blast furnace slag on the durability of self compacting concrete in hot environment Said Kenai, Walid Yahiaoui, Belkacem Menadi // Service Life of Cement-Based Materials and Structures (79)
- [5]. Eurocode-2: Design of Concrete Structures. – Part 1-1: General Rules and Rules for Building: EN 1992-1-1. – [Final Draft, December, 2004]. – Brussels: CEN, – 2004. – 225 p. – Европейський стандарт.
- [6]. ДБН В.2.6-98:2009. Бетонні та залізобетонні конструкції / Основні положення / Міністерство регіонального розвитку та будівництва України. – Київ, 2011. – 71с.
- [7]. Проектирование железобетонных конструкций: Справочное пособие; Под ред. А.Б.Гольшпева. - Киев: Будивельник, 1985. - 496с.

EXPERIMENTAL STUDIES OF THE DEFORMATION PROPERTIES OF CONCRETE BASED ON SULFATE-RESISTANT SLAG PORTLAND CEMENT AS A MATERIAL FOR HARD COATINGS OF AGRICULTURAL AIRFIELDS

The paper presents the results of experimental studies of the deformation properties of concretes based on sulfate-resistant slag Portland cement intended for hard coatings of agricultural tracks and airfields. The effect of concrete hardening conditions on the value of its relative shrinkage deformation has been studied. The role of surfactants (plasticizers) as an additional ingredient to concrete is also investigated. Based on these experimental tests, the regularities of the development of plastic deformations formed in concrete in time at a constant load are revealed. The results of the two series of experiments have made it possible to demonstrate the influence of concrete hardening conditions on the values of creep deformation that are also described and analyzed. This article analyzes the kinetics of concrete shrinkage deformations without additives, comparing the results with those for concrete with the addition of a lignosulfonate superplasticizer and also taking into account various modes of heat and humidity treatment of concrete. A comparison of the deformation properties in concrete with sulfate-resistant Portland slag cement with the deformation properties of concrete based on ordinary Portland cement is carried out. The conclusion is made about suitability of concrete with Portland slag cement for use in construction of hard coating for agricultural tracks and airfield runways.

ЧИСЛЕННЫЙ АНАЛИЗ ЗУБОЧЕЛЮСТНОЙ СИСТЕМЫ ПРИ ЭНДОДОНТО-ЭНДООССАЛЬНОЙ ИМПЛАНТАЦИИ

Сурьянинов Н.Г., Лазарева Д.В.

Одесская государственная академия строительства и архитектуры, м. Одесса

Семенов Е.И., Сенников О.Н.

Институт стоматологии и челюстно-лицевой хирургии НАМН Украины, м. Одесса

Биомеханические конструкции, как объект проектирования, представляют собой сложные системы, на характер поведения которых в полости рта пациента влияет много факторов: физиологический, механический, биологический, возрастной и т.д. Модель зубочелюстной системы представляет собой сложную в геометрическом и физическом отношении систему, расчет которой возможен только численным методом. При этом метод конечных элементов (МКЭ) является предпочтительным, как наиболее удобный численный метод решения задач, описывающих состояние физических систем сложной структуры. Для реализации МКЭ в данной работе применена программа ANSYS [1].

Численный анализ напряженно-деформированного состояния (НДС) зубочелюстной системы при эндодонто-эндооссальной имплантации проводился в два этапа. На первом этапе изучено влияние на НДС системы изменение диаметра эндодонто-эндооссального имплантата. Описание конечно-элементной модели и результаты исследования представлены в [2]. В результате анализа оказалось, что напряжения в зубе, кортикальной и губчатой кости практически не зависят от диаметра имплантата.

На следующем этапе исследований варьируемой величиной являлась длина имплантата. Исследовался зубочелюстной сегмент с параметрами: длина корня зуба 14,25мм; резекция корня – на 1/3; длина имплантата (изменяемая величина) – 13,0; 15,0; 18,0 мм; диаметр имплантата – 3,0 мм. Толщина компактного вещества (кортикальная кость) принята равной 0,5 мм. Внешняя нагрузка принята равной 200 Н, и приложена под углом 125°.

Точность расчета с помощью МКЭ зависит от правильного выбора типов и размеров конечных элементов. Конечно-элементная модель фрагмента кости с искусственным включением преимущественно состоит из элементов имеющих пирамидальную форму, включает в себя объемы имплантата, дентина, компактного и губчатого веществ (рис.1).

В результате исследований установлено, что с увеличением длины имплантата наблюдается небольшое снижение напряжений в компонентах зубочелюстной системы, при этом наблюдается рост напряжений в имплантате (рис.2). В таблице 1 сведены полученные, в результате численного анализа, максимальные значения напряжений всех элементов системы.

Таблица 1. Значения напряжений при изменении длины имплантата

Длина имплантата, мм	Максимальное напряжение, МПа			
	Кость		Зуб	Имплантат
	Кортикальная	Губчатая		
13	54,31	14,72	43,05	77,37
15	49,15	10,365	39,65	75,22
18	48,9	10,11	39,09	81,407

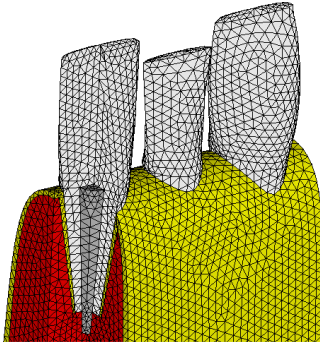


Рис. 1. Конечно-элементная модель фрагмента кости

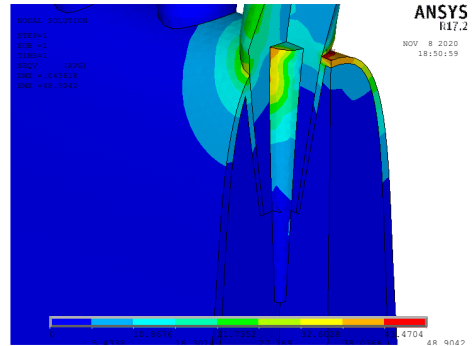


Рис. 2. Распределение полей эквивалентных напряжений

- [1]. Лазарева Д.В. Приёмы роботи з ПК ANSYS при розв'язанні задач механіки. Під редакцією М.Г. Сур'янінова: монографія / Д.В. Лазарева, М.М. Сорока, О.С. Шиялев. – Одеса: ОДАБА, 2020. – 432 с.
- [2]. Лазарева Д. Биомеханика зубочелюстной системы при эндодонто-эндооссальной имплантации / Д. Лазарева, Е. Семенов, О. Сенников, Н. Сурьянинов. // Science and Education a New Dimension. Natural and Technical Sciences, VIII(30), Issue: 244, 2020 Dec.
- [3]. Семенов Е.И. Математическое моделирование биомеханического взаимодействия костной ткани челюстей и внутрикостных цилиндрических имплантатов с помощью созданной математической модели / Е.И. Семенов, Н.Г. Сурьянинов. // Science and Education a New Dimension. Natural and Technical Sciences, VIII(30), Issue: 244, 2020 Dec. www.seanewdim.com нов // Вісник стоматології. – 2011. - № 3. – С. 66-69.

NUMERICAL ANALYSIS OF THE DENTAL SYSTEM DURING ENDODONTO-ENDOSSAL IMPLANTATION

The paper presents the results of the finite element analysis of the system "tooth - endodontic-endoosseous implant - bone" using standard collapsible implants, small diameter and surgical instrumental kits for them. The dentoalveolar segment was examined with the following observance: the length of the tooth root is 14.25 mm; root resection - by 1/3; implant length (variable value) - 13.0; 15.0; 18.0 mm; implant diameter - 3.0 mm. The external load is taken equal to 200 N, and applied at an angle of 125°. As a result of numerical analysis, stress fields were obtained in all elements of the system. Calculations show that a small stress in the implant is observed to decrease the stress in the component of the dentoalveolar system, while the stress in the implant increases.

СЕЙСМОСТІЙКІСТЬ БУДІВЕЛЬ З БЕЗРИГЕЛЬНИМ КАРКАСОМ ІЗ ДІАФРАГМАМИ ТА ЯДРАМИ ЖОРСТКОСТІ З УРАХУВАННЯМ ВПЛИВУ НЕНЕСУЧОГО СТІНОВОГО ЗАПОВНЕННЯ

Мурашко О.В., к.т.н., доц.

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м.Одеса,
alexeymurashko@gmail.com

Кубійович М.І., спец.

ПП «Капітель-М», м. Одеса, mykola.kubiyovych@gmail.com

Безушко Д.І. к.т.н., доц.

Одеський національний морський університет, м. Одеса, dibezushko@gmail.com

Арсирій А.М. к.т.н., доц.

Одеська державна академія будівництва та архітектури, м.Одеса,
aarsiriy@gmail.com

Ненесуче стінове заповнення (далі - НСЗ) є одним з тих факторів, що класично не враховується у просторовій роботі будівель при сприйнятті сейсмічних впливів. З виконаних раніше досліджень доведено, що найбільш поширене ненесуче стінове заповнення – газобетон, має суттєву міцність та жорсткість. Виконаний комплекс лабораторних, чисельних та натурних досліджень на будівель з безригельним каркасом підтвердив необхідність врахування НСЗ при проектуванні [1, 2]. Базуючись на результатах чисельних досліджень виявлено ступінь впливу ненесучого стінового заповнення на будівлях з безригельним каркасом. Регулярне розташування НСЗ підвищує сейсмостійкість до 36% в зоні граничних перекосів. При цьому нерегулярне розташування НСЗ призводить до зниження сейсмостійкості до 30%.

Наступним етапом дослідження впливу НСЗ на просторову роботу різних конструктивних систем є вивчення поведінки будівель з безригельним каркасом із діафрагмами та ядрами жорсткості з урахуванням впливу ненесучого стінового заповнення. Дана конструктивна система отримала більш широке застосування порівняно з безригельним каркасом без діафрагм через суттєву різницю у обмеженні поверховості – 12 замість 4 (для каркаса без діафрагм). З урахуванням широкого поширення наукового супроводу експериментального будівництва поверховість такої конструктивної схеми досягає 20 і більше поверхів в зонах з семибальною сейсмічністю. В рамках виконаних додаткових розрахунків було з'ясовано, що для будівель з безригельним каркасом з діафрагмами та ядрами жорсткості, ненесуче заповнення чинить менший вплив ніж на будівлі з безригельним каркасом, а саме: близько 15-20%. Менший ступінь впливу НСЗ на поведінку каркасу з діафрагмами жорсткості порівняно з каркасом без діафрагм жорсткості

обумовлено тим, що останній є більш гнучким, тому НСЗ вмикається у просторову роботу у більшій мірі.

Висновки

1. Базуючись на розробленій на попередніх етапах досліджень методиці врахування у просторових моделях будівель роботи НСЗ при проектуванні будівель з безригельним каркасом із діафрагмами та ядрами жорсткості необхідно враховувати вплив заповнення.

2. Особливу увагу слід приділяти аналізу впливу нерегулярності розташування НСЗ.

3. Ступінь впливу НСЗ на поведінку каркасу з діафрагмами жорсткості порівняно з каркасом без діафрагм жорсткості є меншим на 10-16%.

O. Murasko, I. Benradi, M. Abdelhadi. Approval of the developed visual assessment of seismic resistance, taking into account the irregular wall infill. Bulletin of Odessa state academy of civil engineering and architecture. – Odessa. – 2020. – Issue 78. –pp. 34–40.

Problem of non-conformity of computational model and results of vibration tests of multistory buildings with girderless construction / O. Murashko, V. Dorofeev, O. Mihailov et al. "Ovidius" University Annals – Constantza. Year XVII. Series: Civil Engineering. 2015. Issue 17. P. 55–60.

SEISMIC RESISTANCE OF FLAT SLAB FRAME BUILDINGS WITH DIAPHRAGMS AND CORES WITH TAKING INTO CONSIDERATION THE NON-BEARING INFILL WALLS

A significant amount of laboratory, numerical and field research on flat slab frame buildings without diaphragms and cores indicates significant discrepancies between the results obtained and the data from numerical analysis. The identified discrepancies are mainly due to the influence of non-bearing wall infill (hereinafter NBWI). The calculations, which were performed taking into account this factor, coincide with the results of field tests. The influence of NBWI on seismic resistance reaches 30-36%.

This part of research devoted to the analysis of NBWI influence on flat slab frame buildings with diaphragms and cores. The influence of NBWI on seismic resistance of this structural scheme reaches 15-20%. The lesser degree of influence of the NBWI on the behavior of the frame with diaphragms and cores compared to the frame without the diagrams is to the fact that the last one is more flexible, so the NBWI includes in the work to a greater extent. Which leads us to the necessity to include NBWI in spatial work of flat slab frame buildings with diaphragms and cores when designing in seismic areas.

ВИКОРИСТАННЯ ПСЕВДОКОНТИНУУМУ КОССЕРА ДЛЯ ДОСЛІДЖЕННЯ ЗАТУХАННЯ ІМПУЛЬСНИХ НАВАНТАЖЕНЬ У ПІНИСТИХ МАТЕРІАЛАХ З ЗАКРИТИМИ ПОРАМИ

**Мікуліч О.А., д.т.н., проф., Шваб'юк В.І., д.т.н., проф.,
Лаговський І. Є., аспірант**

Луцький національний технічний університет, м. Луцьк

Піністі матеріали зараз здобувають все більшої популярності у будівництві, оскільки мають хороші теплозберігаючі, шумо- та вібропоглинальні властивості. Полімерні піни на основі поліуретану характеризуються легкістю отриманого спіненого матеріалу, відсутністю впливу перепаду температури та вологості, водостійкістю.

Тому для вибору оптимальних параметрів таких пінистих матеріалів задля забезпечення вібро- та шумозахисту елементів конструкцій необхідно володіти інформацією щодо швидкості затухання нестационарних впливів у відповідних пінистих матеріалах.

У роботі проведено аналіз процесів затухання імпульсних навантажень у пінистих матеріалах з закритими порами. У рамках моментної теорії пружності — континууму Коссера зі стисненим обертанням (псевдоконтинуум Коссера) [1] проведено дослідження розподілу динамічних радіальних напружень у пінистих середовищах з тунельними порожнинами сталого перерізу за дії імпульсного навантаження різної тривалості, що прикладений до границі порожнини у радіальному напрямку. Використання моментного псевдо континууму Коссера дає можливість за рахунок врахування впливу обертально-зсувних деформацій мікрочастинок середовища на напружено-деформований стан матеріалу більш коректно описати поширення нестационарних процесів у пінистих матеріалах у порівнянні з апаратом класичної теорії пружності.

Для розрахунку динамічних напружень використано аналітично-числовий підхід [2], що ґрунтується на застосуванні часового перетворення Фур'є та модифікованого методу граничних інтегральних рівнянь. Числовий розрахунок напружень здійснено за використання методу механічних квадратур та колокації. Для розрахунку оригіналів динамічних радіальних напружень використано швидке обернене дискретне перетворення Фур'є, що реалізовано при застосуванні алгоритму Кулі-Тьюкі [3].

За використання описаного у роботі підходу проведено аналіз розподілу динамічних радіальних напружень у пінистому середовищі для випадку полімерних пін WF300 та WF110. На основі аналізу числових розрахунків

встановлено вплив тривалості імпульсу на швидкість затухання імпульсного навантаження у пінистих середовищах.

[1]. W. Nowacki, Linear Theory of Micropolar Elasticity, Springer, New York, 1974.

[2]. Mikulich, O., Shvabyuk, V., Pasternak, Ia., Andriichuk, O.: Modification of boundary integral equation method for investigation of dynamic stresses for couple stress elasticity. Mechanics Research Communications, (2018), 91, 107-111.

[3]. Ramamohan, K.; Kim, D.; Hwang, J.: Fast Fourier Transform: Algorithms and Applications, Springer, New York, 2010.

USING OF COUPLE STRESS ELASTICITY FOR INVESTIGATION OF IMPULSE LOAD ATTENUATION IN CLOSED-CELL FOAM

The processes of attenuation of impulse loads in foam materials with closed-cell are analyzed. The problem is solved in the framework of couple stress elasticity with accounting for the influence of shear rotation deformation of the microparticle of the medium. For the case of the action of an impulse load of different duration, applied to the boundary of the tunnel cavity in the radial direction, the analysis of the distribution of dynamic radial stresses in the medium is performed.

УДК 624.95

ДОСЛІДЖЕННЯ НАПРУЖЕНЬ У ВУЗЛІ СПРЯЖЕННЯ СТІНКИ ЦИЛІНДРИЧНОГО РЕЗЕРВУАРА З ДНОМ

Дзюба Л. Ф. д. т. н., доц.

Львівський державний університет безпеки життєдіяльності, м. Львів,
lidadz111@gmail.com

Ліщинська Х. І., к. т. н.

Національна академія сухопутних військ імені гетьмана Петра Сагайдачного, м. Львів,
k_lishch@meta.ua

Чмир О. Ю., к. ф.-м. н., доц.

Львівський державний університет безпеки життєдіяльності, м. Львів,
o_chmyr@yahoo.com

Томенко В. І., к. т. н., доц.

Черкаський інститут пожежної безпеки імені Героїв Чорнобиля Національного
університету цивільного захисту України, м. Черкаси
firch1996@gmail.com

Циліндричні резервуари великої ємності широко використовують в промисловості для зберігання рідин: нафти, масла, хімічних речовин тощо. Вертикально розміщені сталеві циліндричні резервуари є зварними тонкостінними конструкціями з плоским круглим дном. Стінки та дно заповнених рідиною резервуарів перебувають під дією гідростатичного тиску. Вертикальні циліндричні резервуари з низьким тиском конструюють

за припущення, що надлишковий тиск усередині резервуара майже дорівнює атмосферному. Однак у разі недосконалості клапанних пристроїв або їх відмови у резервуарах може виникати додатковий газовий тиск.

Неврахування дії додаткового тиску на стінки резервуара знижує його експлуатаційну надійність. Аварійні ситуації, що виникають під час експлуатації резервуарів, є наслідком як конструкційних недосконалостей, так і дефектів монтажу та виготовлення конструкцій [1].

Послаблений зварний шов з'єднання стаціонарної покрівлі зі стінкою призначений для забезпечення від руйнування стінки резервуара у разі підвищення внутрішнього тиску за рахунок руйнування покрівлі. Однак світова практика експлуатації циліндричних резервуарів великої ємності свідчить про недоліки такого захисту. Відомі випадки відривання стінки резервуара від дна, а не від покрівлі. У разі руйнування вузла спряження стінки з дном резервуара конструкція піднімається на дном з подальшим витіканням небезпечних рідин [2]. Поєднання значних експлуатаційних напружень з напруженнями від нерівномірного просідання дна також може призвести до руйнування вузла спряження стінки з дном.

Тому метою роботи є дослідження напружень у вузлі спряження стінки циліндричного резервуара з краєм дна з урахуванням сумісної дії тиску рідини та газу.

Розрахунковою схемою резервуара великої ємності є циліндрична тонкостінна оболонка, дно якої у вигляді круглої пластини опирається на добре утрамбовану піщану подушку. Резервуар перебуває під дією гідростатичного тиску рідини, яка наповнює резервуар до певної висоти, та додатково навантажений газовим тиском. У разі такого навантаження оболонки небезпечними є перерізи поблизу місця з'єднання циліндричної стінки з круглим дном.

Для визначення внутрішніх силових факторів у небезпечному перерізі: колової сили, меридіанного та колового згинальних моментів – розв'язано рівняння сумісності деформацій стінки циліндричної оболонки з круглою опертою на тверду основу пластиною – дном. Розв'язок виконано в математичному середовищі Maple. Отримано вирази для крайової сили та крайового моменту. Побудовано графіки зміни нормальних меридіанних (рис.1) та колових напружень у небезпечному перерізі циліндричного резервуара з радіусом 7,5 м, товщиною стінки 10^{-2} м, заповненого нафтою на висоту 9 м. Крива 1 відповідає напруження у вузлі спряження стінки з дном ($x=0$) за додаткового газового тиску 93,3 кПа, крива 2 – 186,6 кПа.

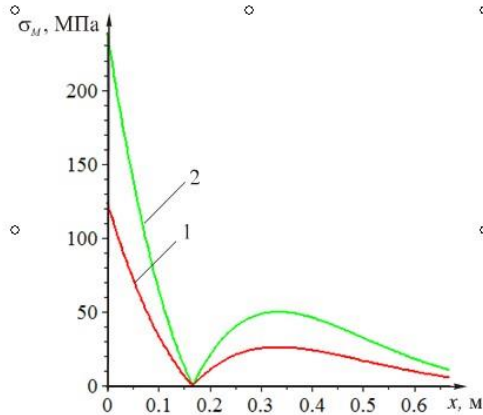


Рис. 1. Графік зміни меридіанного напруження в стінці циліндричного резервуара з урахуванням крайових сил

Встановлено, що з урахуванням в розрахунках міцності циліндричного резервуара з круглим плоским дном додаткового газового тиску і крайових сил збільшуються величини напружень і змінюються співвідношення між ними.

1. Кондрашова О.Г., Назарова М.Н. Причинно-следственный анализ аварий вертикальных стальных резервуаров // Нефтегазовое дело. – 2004 (<http://www.ogbus.ru>)
2. Чернецький В. В. Вплив теплових факторів пожежі на цілісність вертикальних сталевих резервуарів з нафтопродуктами. дис. канд. тех. наук 21.06.02 / Чернецький Володимир Володимирович. – Львів, 2015. – 121 с.

RESEARCH OF STRESSES IN THE CONJUGATION NODE OF THE WALL OF A CYLINDRICAL TANK WITH A BOTTOM

The stress at the conjugation node of the wall of the cylindrical tank with the bottom is determined. The combined action of the hydrostatic pressure of the liquid, the additional gas pressure and the boundary forces were taken into account. The dependences for determining the boundary forces are obtained by solving the equation of deformations compatibility of a thin-walled cylindrical shell and a round plate resting on a solid surface.

INVESTIGATION OF THE STABILITY CONDITIONS OF AN AUTOMATED CONTROL SYSTEM FOR A CENTRIFUGAL CVT OF AUTOMOTIVE SPECIAL EQUIPMENT

V. Lytovchenko, M. Pidhornyy, M. Bondarenko, I. Fedyuk, O. Shapovalov

Over the past decades, automated hydraulic and hydrostatic, robotic gear shifting systems (GSS) and variators have been widely used in vehicles. Modern GSSs have temporary losses in power flow from the engine to the drive wheels. This disadvantage significantly affects the issue of vehicle transmission automation. Automated hydraulic GSSs have low efficiency, super-complex hydraulic systems, expensive workers and control bodies. Therefore, the demand for systems using hydraulics is decreasing and demand for mechanical systems is increasing.

Modern automatic V-belt variators of vehicles are structurally equipped with regulators. These are centrifugal regulators for changing the gear ratio. But the kinematic scheme of variators is based on an irrational transformation of centrifugal force. The use of continuously variable transmissions would be advisable for automatically operating systems. Ensuring the continuity of transmission control and the possibility of its application without stopping the vehicle makes it easy to automate control. That is why the use of self-regulated transmissions is currently one of the most promising areas in the development of new transmission types.

The object of the study was a new CVT developed at the Department of Automobiles and Technologies for Their Operation, Cherkasy State Technological University, Ukraine. For its mechanical properties, it is similar to existing V-belt or chain drives. The essential difference lies in the way the gear ratio is changed. It consists in the use of centrifugal force, both of the working effort and of the manager. The control method refers to adaptive mechanisms. It can be used on small classes of cars and on motor vehicles. The simplified circuit and structure of the variator simplifies the assembly process and reduces the cost.

The synthesis of mechanisms is a crucial stage in the creation of a future variator. Synthesis is a complex problem with different solutions. Therefore, additional analysis is required to select the most appropriate option. The ambiguity of decisions during the synthesis occurs due to the fact that: firstly, at the stage of developing the technical specifications for the creation of a new mechanism (variator), as usual, it is impossible to correctly and unambiguously formulate the requirements that apply to it; secondly, the same conditions can be reproduced both by several mechanisms different in structure, and by one mechanism, which have different sizes of variator links.

A special class of automated control systems (ACS) is formed by systems to which the system proposed by the authors belongs and are capable of automatically adapting to changes in external conditions and properties of the controlled object, while ensuring the necessary quality of control by changing the structure and parameters of the controlled device [2]. They are called adaptive. As part of an adaptive (which are adapted by systems) ACS should not contain additional control devices. The device must perform the algorithm of functioning independently [9]. The algorithm for the functioning of an adaptive ACS, as usual, suggests maximizing the quality indicator, which characterizes either the properties of the control process in the ACS as a whole (speed, accuracy, and so on), or the properties of the processes that occur in the control object (productivity, achieving the highest efficiency, minimizing costs etc.). Therefore, adaptive ACS are also optimal.

According to the graph of the change in the speed of the engine shaft, the first criterion of Vishnegradsky's resistance is not met (Fig. 1). This is due to the unstable dynamics of changes in the acceleration of the internal combustion engine. But on the graph of the change in the speed of the driving wheel and the graphs of the dependences of the speed of the engine shaft to the speed of the driving wheel, the criterion of resistance is fulfilled. Both conditions of the Vishnegradskiy resistance criterion are satisfied. Therefore, it is safe to say that this CVT control system is stable and adaptive.

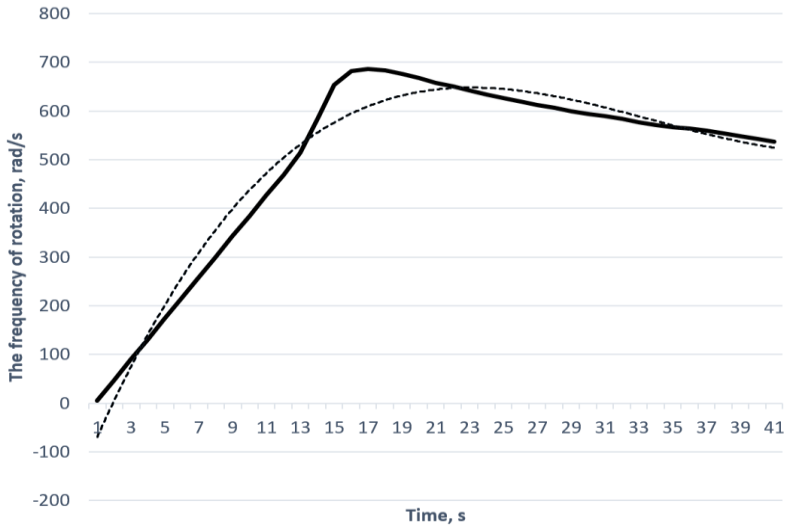


Figure 1. Graph of changes in the frequency of rotation of the engine shaft. Approximation of dependence plots.

The CVT proposed by the authors has proved to be stable and adaptive. The results of experimental studies confirm the operational stability of the control system for the centrifugal variator based on a CVT. Within this system, the working link performs the function of a control system. The operating parameters of the system are at the same time its control parameters. The investigation has determined the conditions for the resistance of the ACS according to Vishnegradskiy's criteria. According to the operating principle, the proposed system is stable due to the affinity of mechanical operation and control. Therefore, the system is able to perform its functions (dynamic transformation of the engine power to the driving wheels), even under a significant perturbation influence. Hence, it has the ability to adapt to external factors, namely, a change in the frequency of the engine shaft revolution and the load on the driving wheels.

УДК.614.8.084

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ НИТИНОЛА В СПРИНКЛЕРНОМ ОРОСИТЕЛЕ

**Петухова Е.А., к.т.н., доц., Горносталь С.А., к.т.н., доц.,
Щербак С.Н., к.т.н.**

Национальный университет гражданской защиты Украины, г. Харьков

Эффект памяти формы (ЭПФ) в металлах успешно используют в системах противопожарной защиты. Практическое значение и возможность применения открытия обусловлена возможностью создавать устройства и элементы, обладающие абсолютно новыми функциями [1, 2]. Наибольший интерес среди материалов с ЭПФ вызывает нитинол, который представляет собой сплав никеля (55%) и титана (45%). Среди положительных свойств материала выделяют коррозионную и деформационную устойчивость; прочность; способность поглощать энергию вибрации; эластичность. Кроме того, сплав способен запоминать форму и восстанавливать ее после прекращения воздействия. Следует отметить также возможность регулирования температуры, при которой происходит изменение формы. Отрицательными характеристиками, ограничивающими широкое внедрение материала, называют высокую стоимость, сложность производства.

Приоритетными направлениями исследований по уменьшению времени срабатывания спринклерных оросителей (СО) [3, 4] можно назвать два: выбор материала и формы составляющих; выбор места установки и количества оросителей. Наибольший эффект обеспечит реализация первого подхода, также возможно их объединение. При выборе материала и формы составляющих оросителя учитывают возможность минимизации

массогабаритных характеристик и использования электрического или химического воздействия для вскрытия выпускного отверстия оросителя.

Основным направлением применения новых сплавов в элементах системы пожаротушения является создание гибридного фиксирующего устройства. Учитывая присущие материалу с ЭПФ свойства, такое устройство объединит функции запорного, чувствительного и исполнительного элементов. Среди ожидаемых преимуществ следует выделить повышение быстродействия и многократность применения. Эти качества помогут минимизировать время срабатывания СО и подачи огнетушащего вещества в очаг пожара.

Целью работы является анализ целесообразности использования нитинола в качестве чувствительного элемента СО. По результатам анализа необходимо определить параметры, которые определяют размеры такого чувствительного элемента, получить модель времени срабатывания СО, содержащего элементы из материала с ЭПФ.

Назначение спринклера - обнаружить очаг возгорания и начать тушение. Очевидно, чем меньше времени займет этот процесс, тем меньше будет ущерб. Срабатывание СО происходит за счет способности термочувствительного элемента реагировать на повышение температуры. Чем ниже номинальная температура срабатывания, тем быстрее со спринклера начнет поступать огнетушащее вещество. Однако при низкой номинальной температуре срабатывания возможен ложный результат, например, если температура окружающей среды повышается не от пожара, а при работе энергоемкого оборудования.

Выбор оптимальной температуры активации спринклера представляет собой ответственный этап. Для снижения вероятности самопроизвольного вскрытия устройства используют разницу температур: номинальной срабатывания и максимальной окружающей среды. Эта разница должна составлять не менее 20°C , что, в свою очередь, влияет на увеличение времени обнаружения загорания. Применение нитинола, обладающего ЭПФ, позволит решить эту задачу и создать СО с элементами повышенного быстродействия.

В работе предлагается использовать нитинол (материал с ЭПФ) для создания функционального устройства, способного объединить функции чувствительного и исполнительного элементов. Благодаря этому предполагается снизить функциональную избыточность конструкции. Дополнительными преимуществами являются минимальные массогабаритные характеристики, что важно при использовании данного материала.

В соответствии с принципом построения СО его вскрытие происходит при разрушении чувствительного элемента (ЧЭ). Как правило, ЧЭ разрушается при достижении температуры порогового значения. Для определения времени срабатывания СО с ЧЭ из материала с ЭПФ проведено экспериментальное исследование в зависимости от трех факторов:

температуры срабатывания, постоянной времени и скорости изменения температуры среды.

Подготовка и проведение эксперимента выполнены в соответствии с теорией планирования эксперимента. Звездное плечо в двухуровневом эксперименте принято равным $\alpha=1,682$, общее число опытов $N=20$, количество наблюдений в центре плана $n_0=6$. Обработка результатов эксперимента позволила получить уравнения регрессии, которые описывают скорости изменения температуры среды в разных промежутках. Проверка адекватности моделей выполнена по критерию Фишера.

Анализ численных результатов эксперимента показал, что при пороге срабатывания $(326\div 360)$ К, постоянной времени $(12\div 150)$ с и скорости изменения температуры среды $(0,05\div 1,2)$ К/с, время срабатывания СО с максимальным тепловым ЧЭ лежит в пределах $(60\div 1200)$ с. Для современного СО, имеющего в качестве запорного устройства стеклянную колбу, время срабатывания лежит в пределах $(200\div 270)$ с. Время срабатывания СО определялось при условии, что спринклер помещен в термостат с температурой окружающего воздуха на 30 ± 2 К выше температуры разрушения теплового замка. Таким образом, время, необходимое для достижения температуры заданного значения, в приведенные данные не входит. Если разделить время срабатывания современного СО, находящегося в тех же условиях теплообмена, что и рассматриваемый СО, то оказывается, что время срабатывания СО, имеющего тепловой максимальный ЧЭ, выполненный из материала с ЭПФ, меньше времени срабатывания аналогичного СО более чем в 3 раза либо находится в тех же временных пределах.

Нами исследована возможность использования материала с ЭПФ для создания чувствительного элемента спринклера, который обеспечит минимизацию времени срабатывания СО. Проанализировано влияние различных параметров на размеры ЧЭ и показано, что время срабатывания элемента, выполненного из материала с ЭПФ, зависит от размеров фиксирующего устройства (диаметра стеклянной колбы и толщины ее стенок). Получена модель времени срабатывания исполнительного устройства, выполненного из материала с ЭПФ. Установлено, что время срабатывания зависит от напряжения в электрической сети, от размеров фиксирующего устройства, радиуса поперечного сечения исполнительного устройства и критической температуры, при которой происходит срабатывание исполнительного устройства. Так как материал с ЭПФ способен «вспоминать» форму при конкретно заданных значениях температуры, то порог его срабатывания следует задавать как для обычного теплового замка спринклера.

- [1]. J. M. Jani, M. Leary, A. Subic, M.A. Gibson, A Review of Shape Memory Alloy Research, Applications and Opportunities. *Materials & Design*, (56) (2014) 1078–1113.
- [2]. Shyi-Kaan Wu, Yi-Ching Chang, Thermal Cycling Effect on Transformation

Temperatures of Different Transformation Sequences in TiNi-Based Shape Memory Alloys, Materials (2019) 12 (2512) 2-14.

[3]. Wancho Thomas, F., Sprinkler and sprinkler socket for fire extinguishing system. (Rosyski patent RU 2726760 C1)

[4]. D. Wang, Z. Zhang, J.A. Zhang, Y.M. Zhou, Y. Wang, X.D. Ding, Y.Z. Wang, X.B. Ren, Strain glass in Fe-doped Ti-Ni, Acta Mater. 58 (2010) 6206–6215.

STUDYING THE POSSIBILITY OF USING NITINOL IN A SPRINKLER

The article explores the possibility of using a material with a shape memory effect to create sensitive elements of a sprinkler, which will minimize the response time. The analysis of the feasibility of using nitinol as a sensitive element of a sprinkler is carried out. The influence of various parameters on the dimensions of the sensitive element is analyzed. A model of the response time of an actuator made of material with a shape memory effect is obtained. It has been established that for such materials at certain temperatures a threshold should be set, as for a conventional thermal lock sprinkler.

УДК 621.03.9

РОЗРОБКА ІНСТРУМЕНТАРІЮ ДЛЯ ПРОВЕДЕННЯ ДОСЛІДЖЕНЬ ВПЛИВУ ФІЗИЧНИХ ВЛАСТИВОСТЕЙ ЗВАЛИЩНИХ ГРУНТІВ НА СТІЙКІСТЬ СХИЛІВ

Рашкевич Н.В.

Національний університет цивільного захисту України
E-mail: nine291085@gmail.com

На полігонах твердих побутових відходів (ТПВ) або сміттєзвалищах відомі чисельні випадки небезпечних подій, надзвичайних ситуацій (НС) пов'язаних з пожежами та зсувами [1]. До наслідків небезпеки НС належать значна площа їх поширення та значна кількість загиблих, постраждалих, осіб з порушенням умов життєдіяльності. Основою процесу обмеження поширення наслідків НС є роботи, направлені на зміну фізичних властивостей звалищних ґрунтів. Вологість, щільність, температура звалищних ґрунтів впливають як на кількісний та якісний склад утвореного біогазу, так й на динамічну поведінку схилів.

На сьогодні, за фактом розробки математичної моделі та розробленої на її основі методики попередження НС каскадного типу поширення, пов'язаних зі зсувом звалищних ґрунтів на потенційно-небезпечних об'єктах [2, 3], існує потреба у перевірці їх достовірності. З огляду на це, невирішеною частиною проблеми є розробка простої та наочної лабораторної бази для проведення лабораторних досліджень впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів на стійкість схилів з метою вирішення завдань цивільної безпеки.

У якості основних вимог до лабораторної установки визначена можливість проведення серії експериментів, що базуються на використанні експериментальних зсувних блоків різної вологості, щільності, температури та кута нахилу основи поверхні ковзання, а також визначення кута внутрішнього тертя, питомого зчеплення. Враховуючи значну варіативність задачі, відтворюються тільки загальні, принципово суттєві діючі фактори впливу та їх значення, які цілковито забезпечують адекватне відтворення існуючих умов функціонування об'єкту захоронення ТПВ.

До складу розробленої лабораторної установки (рис. 1) входять прямокутний експериментальний бокс з поворотною (1) та зафіксованою (2) частинами, поворотний (3) та стопорний механізми (4), настільні плити підігріву (5), обприскувач (6), система дотичного навантаження (7).

Конструктивні особливості розробленої лабораторної установки дають можливість проводити серії експериментальних досліджень впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів (w вологості, ρ щільності, T температури) на стійкість схилів. В розробленій лабораторній установці передбачена зміна вологості зсувних експериментальних блоків за допомогою обприскувача пневматичного, зміна температури за допомогою настільних плит підігріву, зміна кута нахилу за допомогою домкрату гідравлічного.

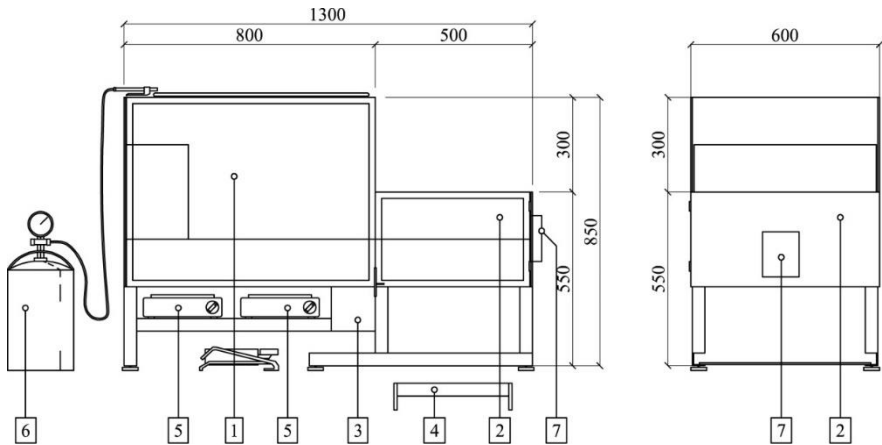


Рис. 1. Лабораторна установка дослідження впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів на стійкість схилів

Методика проведення експериментальних досліджень включає етапи:

1. Встановлення початкових та граничних умов експериментальних досліджень.

1.1. Встановлення експериментальної області факторного простору та їх доування.

Для факторів з безперервною областю визначення кодування здійснюють за формулою:

$$x_i = \frac{\tilde{x}_i - \tilde{x}_{i0}}{I_i}, \quad (1)$$

де x_i – кодове значення i -го фактору; \tilde{x}_i – натуральне значення i -го фактору; \tilde{x}_{i0} – натуральне значення i -го фактору основного (нульового) рівня; I_i – інтервал варіювання натурального значення i -го фактору.

Після кодування рівні факторів приймають значення: «-1» – нижній рівень; «+1» – верхній рівень; «0» – нульовий рівень. В якості нульового рівня обирається центр інтервалу, в якому передбачається вести експеримент.

1.2. Вибір вимірювальних приладів або методів лабораторного визначення фізико-механічних значень звалищних ґрунтів на відповідність експериментальної області факторного простору.

Температура вимірюється за допомогою термометру для ґрунту або термоштанги, вологість – вологоміру для ґрунту МГ-44 або методом висушування до постійної маси, щільність – щільноміру ґрунту або методом ріжучого кільця, характеристики міцності (кут внутрішнього тертя, питоме зчеплення) – методом одноплощинного зрізу.

2. Підготовка лабораторної установки до роботи.

2.1. Безпечне розміщення лабораторної установки та допоміжного устаткування.

Установка розміщується на відкритій рівній твердій поверхні. Домкрат встановлюється на набірний щит, а його шток – до спеціальної виїмки у піддоні системи прогріву. Електроприлади забезпечуються електричним живленням 220 В. Оприскувач заповнюється водою.

2.2. Вибір експериментального матеріалу та формування горизонтальної поверхні ковзання, зсувних експериментальних блоків.

Вибір та транспортування експериментального матеріалу. Матеріал відбирається з карти об'єкту захоронення ТПВ (глибина не менше 2 м та давністю 15 років) та за необхідністю відсортовується від крупних фракцій розмірами більше 15x15 мм, й транспортується в поліетиленових мішках до установки.

Задане значення щільності досягається за рахунок фіксованого розміру формочок з заздалегідь визначеною масою. Експериментальний матеріал зважують до визначеної маси, засипають до металевих формочок, встановлених на основу експериментального боксу. Ручною металевою ступкою шар за шаром утрамбовується відповідною формою та заданою щільністю.

3. Проведення серії експериментальних досліджень впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів на стійкість схилів відповідно до плану – матриці планування експериментальних досліджень (табл. 1).

3.1. Визначення кута внутрішнього тертя, питомого зчеплення та кута зсуву зсувних експериментальних блоків за умов різної їх вологості, щільності та температури.

3.2. Визначення вологості, температури та щільності за фактом зсуву експериментальних блоків з урахуванням поступового наростання їх вологості.

Таблиця 1. Матриця планування експериментальних досліджень впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів на стійкість схилів

№ дослідження	Порядок проведення досліджень			Матриця планування		
				x_{ρ}	x_T	$x_w(\alpha)$
1	1	2	3	-1	-1	-1
2	4	5	6	-1	-1	+1
3	7	8	9	-1	0	0
4	10	11	12	-1	+1	-1
5	13	14	15	-1	+1	+1
6	16	17	18	0	-1	-1
7	19	20	21	0	-1	0
8	22	23	24	0	0	-1
9	25	26	27	0	0	+1
10	28	29	30	0	+1	0
11	31	32	33	+1	-1	-1
12	34	35	36	+1	-1	+1
13	37	38	39	+1	0	0
14	40	41	42	+1	+1	0
15	43	44	45	+1	+1	+1

Таким чином, розроблено лабораторну установку, яка дозволяє провести експериментальні дослідження впливу фізичних властивостей звалищних ґрунтів, як то вологості, щільності, температури, на стійкість схилів з метою вирішення завдань цивільної безпеки – перевірки достовірності математичної моделі та розробленої на її основі методики попередження надзвичайних ситуацій, пов'язаних зі зсувом. А також, розроблено методику проведення експериментальних досліджень з застосуванням розробленої лабораторної установки.

Список літератури

[1] F. Lavigne, P. Wassmer, C. Gomez et al.. (2014). The 21 February 2005, catastrophic waste avalanche at Leuwigajah dumpsite, Bandung, Indonesia. *Geoenvironmental Disasters*. 1. 10 s.

[2] Рашкевич Н.В. Розробка керуючого алгоритму методики попередження надзвичайних ситуацій на полігоні твердих побутових відходів з ліквідаційним енергоємним технологічним устаткуванням. *Науково-технічний збірник «Комунальне господарство міст»*. Серія: Технічні науки та архітектура. 2020. № 156. С. 188–194.

[3] Рашкевич Н. В. Формування математичного апарату методики попередження надзвичайної ситуації на полігоні твердих побутових відходів з технологічним устаткуванням. *Науково-технічний збірник «Комунальне господарство міст»*. Серія: *технічні науки та архітектура*. 2020. Т. 1. № 154 (2020). С. 100–107.

DEVELOPMENT OF TOOLS FOR RESEARCHING THE EFFECT OF PHYSICAL PROPERTIES OF LANDFILL SOILS ON SLOPE STABILITY

The paper presents a developed laboratory unit and a technique for conducting experimental studies of the effect of physical properties of landfill soils, such as moisture, density, temperature, on slope stability in order to verify the reliability of a mathematical model and a methodology for preventing emergencies associated with displacement developed on its basis.

УДК 539.3

ВДАВЛЮВАННЯ ЦИЛІНДРИЧНОГО ПЛОСКОГО ШТАМПА З ЗАОКРУГЛЕНИМ КРАЄМ В ПРУЖНИЙ ПІВПРОСТІР ПРИ НЕМОНОТОННОМУ НАВАНТАЖУВАННІ

Стреляєв Ю.М., к.ф.-м.н., доц., Тітова О.О., к.т.н., доц.
Запорізький національний університет, м. Запоріжжя

Задача про контактну взаємодію пружних тіл [1] є важливою задачею механіки деформівного твердого тіла і має широке технічне застосування в машинобудуванні, транспорті, будівельній механіці та інших галузях. При визначенні контактних напружень у взаємодіючих елементах різних механічних систем часто виникає необхідність враховувати тертя між контактуючими поверхнями цих елементів. Для врахування тертя в контактних задачах теорії пружності, як правило, використовують закон Кулона [2]. Аналітичне розв'язання таких задач ускладнюється тим, що поверхня контакту і виникаючі на ній зчеплення і проковзування заздалегідь невідомі і можуть непрогнозовано змінювати свою конфігурацію в процесі навантажування, яке в реальних умовах рідко буває монотонним. Вказані обставини спонукають застосовувати до розв'язання таких складних задач ефективні числові методи, засновані на варіаційній постановці задачі [3-5], або на її зведенні до інтегральних рівнянь [6-8].

У доповіді розглянуто новий підхід [9, 10] до розв'язання тривимірної квазістатичної контактної задачі про взаємодію пружних тіл при наявності тертя Кулона. Контактна задача зведена до нелінійних операторних рівнянь другого роду відносно невідомих вектор-функцій розподілів контактного

навантаження. Отримані рівняння послідовно розв'язуються на кожному кроці дискретного процесу навантажування тіл. Для знаходження наближених розв'язків виконано дискретизацію рівнянь і використано ітераційний метод.

За допомогою запропонованого підходу отримано числовий розв'язок задачі про контакт жорсткого циліндричного плоского штампа з заокругленим краєм і пружного півпростору при немонотонному нормальному навантаженні, що включало етапи навантаження, розвантаження і повторного навантаження. Розподіли контактного тиску і дотичних напружень, що відповідають кожному етапу навантаження, отримано для різних значень радіуса плоского ділянки основи штампа. Аналіз отриманих результатів показав, що наявність тертя при немонотонному нормальному навантажуванні може призводити до суттєвої зміни розподілів дотичних контактних напружень і конфігурацій зон зчеплення та проковзування порівняно з випадком монотонного вдвлювання штампа у півпростір.

- [1]. Джонсон К.Л. Механика контактного взаимодействия. Москва: Мир, 1989. 510 с.
- [2]. Kalker J.J. A survey of the mechanics of contact between solid bodies, Zeitschrift für Angewandte Mathematik und Mechanik (ZAMM). 1977. 57(6). T3–T17.
- [3]. Turner J.R. The frictional unloading problem on linear elastic half-space. IMA Journal of Applied Mathematics. 1979. Vol. 24. P. 439–469.
- [4]. Кравчук А.С. Вариационный метод в контактных задачах. Состояние проблемы, направления развития. Прикладная математика и механика. 2009. вып. 73, № 3. С. 492–502.
- [5]. Reina S., Dini D., Hills D.A., Iida Y. A quadratic programming formulation for the solution of layered elastic contact problems: Example applications and experimental validation, European Journal of Mechanics - A/Solids. 2011. 30(3). P. 236-247.
- [6]. Галанов Б.А. Метод граничных уравнений типа Гаммерштейна для контактных задач теории упругости в случае неизвестных областей контакта. Прикладная математика и механика. 1985. Т. 49, вып. 5. С. 827–835.
- [7]. Александров В.М., Пожарский Д.А. Трёхмерные контактные задачи при учёте трения и нелинейной шероховатости. Прикладная математика и механика. 2004. Т. 68, вып. 3. С. 516–527.
- [8]. Narayan Sundaram, Farris T.N. Mechanics of Advancing Pin-loaded Contacts with Friction. Journal of the Mechanics and Physics of Solids. 2010. 58(11). P. 1819-1833.
- [9]. Стреляев Ю.М. Метод нелинейных граничных интегральных уравнений для решения квазистатической контактной задачи о взаимодействии упругих тел при наличии кулонова трения. Вестник Самарского государственного технического университета. Серия Физико-математические науки. 2016. Т. 20, № 2. С. 306–327.
- [10]. Стреляев Ю.М., Тітова О.О. Контакт зі зчепленням і проковзуванням циліндричного плоского штампа з заокругленим краєм та пружного півпростору. Вісник Запорізького національного університету. Фізико-математичні науки. 2020. №1. С. 86–92.

INDENTATION OF AN ELASTIC HALF-SPACE BY THE CYLINDRICAL FLAT PUNCH WITH A ROUNDED EDGE UNDER NON-MONOTONIC LOADING

The work presents a novel approach to solving the contact problem for interaction with friction between a rigid cylindrical flat punch with rounded corners and a linearly elastic half-space. Increasing and decreasing normal loads act on the punch sequentially. Coulomb's law is used to account for friction. The contact problem is reduced to nonlinear operator equations that must be solved at each step of the discrete loading process. The numerical method is applied. This method includes regularization of the equation, discretization of the regularized equations and the usage of an iterative process to obtain the approximate solution. The calculations were performed for different values of the relative radius of the flat area of the punch base. Distributions of contact traction and configuration of the stick and slip zones are studied at each monotonic stage of the loading process.

Наукове видання

АКТУАЛЬНІ ПРОБЛЕМИ ІНЖЕНЕРНОЇ МЕХАНІКИ

**Тези доповідей
VIII Міжнародної науково-практичної конференції**

Одеса, 11-14 травня 2021 року

(українською, російською та англійською мовами)

Підписано до друку 25.05.2021 р.
Формат 60×84/16 Папір офісний Гарнітура Times
Цифровий друк. Ум.-друк. арк. 26,33.
Наклад 30 прим. Зам. №21-14

Видавець і виготовлювач:
Одеська державна академія будівництва та архітектури
Свідоцтво ДК № 4515 від 01.04.2013 р.
Україна, 65029, м. Одеса, вул. Дідріхсона, 4.
тел.: (048) 729-85-34, e-mail: rio@ogasa.org.ua

Надруковано в авторській редакції з готового оригінал-макету
в редакційно-видавничому відділі ОДАБА