

## 2. ВИРОБНИЦТВО БЕЗШОВНИХ ТРУБ

### 2.1. Підготовка металу до прокатки . Вихідний метал для безшовних труб

Залежно від способу виробництва і призначення труб в якості вихідного металу для їх виготовлення застосовують литі зливки, катані або ковані суцільні заготовки або заготовки, що мають висвердлені канали, а також гільзи, відлиті відцентровим способом.

Хімічний склад сталей, найбільш поширених при виробництві труб, наведено в таблиці 2.1.

Таблиця 2.1 — Хімічний склад сталей.

Сталь	C	Ma	Si	P,S кожного не більше	Cr	Mo	Ni	Ti
Ст.5	0,28- 0,37	0,50- 0,80	0,17- 0,35	0,055	-	-	-	-
Д	Не нормується			0,045	-	-	-	-
10	0,7- 0,15	0,35- 0,65	0,17- 0,37	0,045	<0,15	-	<0,30	-
20	0,17- 0,25	0,35- 0,65	0,17- 0,37	0,045	<0,30	-	<0,30	-
45	0,42- 0,50	0,50- 0,80	0,17- 0,37	0,045	<0,30	-	<0,30	-
20Г	0,17- 0,25	0,70- 1,0	0,17- 0,37	0,045	<0,30	-	<0,30	-
15Х	0,12- 0,20	0,30- 0,60	0,17- 0,37	0,040	0,7-1,0	-	<0,40	-
30ХГСА	0,28- 0,35	0,80- 1,10	0,9-120	S<0,03; P<0,035	0,8-1,1	-	<0,40	-
12Х5МА	<0,15	<0,50	<0,50	0,030	4,0-6,0	0,45-0,65	<0,50	-
16М	0,12- 0,20	0,40- 0,70	0,17- 0,37	0,040	<0,30	0,40-0,55	<0,30	-
15ХМ	<0,16	0,40- 0,70	0,17- 0,37	0,040	0,8- 1,10	0,40-0,55	<0,30	-
Х18Н10Т	<0,12	<1,50	<1,00	S<0,030; P<0,035	17-20	-	9-11	0,8
ШХ15	0,95- 1,1	0,20- 0,40	0,15- 0,35	S<0,02; P<0,027	1,30- 165	-	<0,30	-
Х17Н13М2Т	<0,10	<1,5	<0,9	S<0,03; P<0,035	16-19	1,75-3,0	11-14	0,7
Х25Т	<0,15	<0,8	<1,0	S<0,03; P<0,035	23-27	-	<0,6	до 0,8

При холодній прокатці або волочінні заготівлею зазвичай служать гарячекатані труби. Литі зливки у формі усіченого конуса або піраміди відповідно круглого і багатогранного перерізів застосовують при виробництві труб діаметром від 150 мм і вище на установках з пілігримовим станом. Катані або ковані заготовки використовують на установках з автоматичним, безперервним і тривалковим станами, а також для виготовлення труб способом пресування і на установках з малими пілігримовими станами. Крім того, такі ж заготовки застосовують на середніх і великих пілігримових установках при виробництві труб спеціального призначення. Катані заготовки квадратного або багатогранного перетину йдуть для виробництва труб на установках з рейковими станами, з малими пілігримовими станами та на пресах.

Ковані заготовки, що мають висвердлений канал, і гільзи, відлиті відцентровим способом, звичайно використовують для отримання труб з важкодеформуючих сплавів і високолегованих сталей. Через труднощі виготовлення на сортопрокатних станах круглої заготовки діаметром понад 270-300 мм для отримання труб великих діаметрів на установках з пілігримовими станами доводиться використовувати литі злитки, котрі мають такі недоліки: крупнокристалічна будова, усадочна раковина або рихлість, шлакові включення, газові бульбашки, нерівномірний розподіл хімічних елементів по перетину (ліквація), дендритну структуру. Міцнісні і пластичні властивості злиwkів нижче, ніж у катаного металу.

Лита порожниста заготовка циліндричної форми, відлита відцентровим способом, має більш високі властивості в порівнянні зі звичайними злитками. Таку заготівлю після відливання можна піддавати обточуванню по зовнішній і внутрішній поверхнях. Аналогічну обробку проходять катані або ковані заготовки з високолегованих сталей і сплавів.

### **Дефекти на зливках і заготовках**

Стан вихідного металу є одним з основних чинників, від яких залежить якість труб. Заготовка всіх видів повинна задовольняти необхідним вимогам за станом поверхні, геометричних розмірів, а також макро- і мікроструктури. Стан поверхні заготовки визначає якість зовнішньої поверхні труб, тому що дефекти заготовки значно збільшуються і змінюють свою форму при прокатці. Тому поверхневі вади на заготовках і злитках, видимі неозброєним оком, видаляють. Дефекти у вигляді полон, тріщин, заходів, волосовин, раковин, заливин та ін. видаляють вирубкою пневматичними зубилами, шліфуванням наждаковим каменем, вогневою зачисткою і обдиранням на верстатах. Вирубку виробляють на глибину не більше 5% від діаметра заготовки; відношення глибини вирубки до ширини повинне бути не більше 1/6. Ділянка вирубки повинна бути пологою, з плоским дном і без різких переходів від дна усуваємо дефекти до поверхні заготовки або злитка. Метал з дефектами, що розташовуються на глибині, більшій, ніж це передбачено

діючими стандартами або технічними умовами, до подальшого переділу не допускається.

Найбільш широке застосування знаходить вогнева зачистка дефектів, здійснювана пальниками або спеціальними машинами. Цей спосіб є найбільш продуктивним. Шліфування наждаковим каменем використовується для зачистки високолегованих сталей, що не піддаються обробці зубилом. У цьому випадку метал перед шліфуванням піддають травленню.

Поверхня злитків і заготовок з високолегованих сталей, призначених для виготовлення труб відповідального призначення, обдирають на верстатах. Іноді перевіряють метал додатково шляхом осадки під пресом зразків в нагрітому стані на одну третину їх висоти. При виявленні тріщин на осадженому зразку заготівлю бракують.

У трубоволоочильний цех заготовки надходять зв'язаними в пакети, які складають з труб однієї марки сталі і однієї плавки.

При виявленні дефектів на зовнішній та внутрішній поверхні труб-заготовок їх бракують або піддають ремонту. Перевірку марки сталі виконують дослідженням на іскру, а також на спеціальному приладі для визначення хімічного складу сталі - стилоскопах.

При виробництві труб відповідального призначення перед холодною прокаткою поверхню заготовки піддають шліфуванню та поліруванню.

### Обладнання для підготовки вихідного металу

Розкрій заготовки на необхідні довжини виробляють різними способами. Основними з них є: розрізання прес-ножицями, ломка на гідравлічному пресі, розрізання пилами в гарячому і холодному стані (рисунок 2.1). Прес-ножиці застосовують при розрізанні заготовки з вуглецевих і легованих сталей діаметром не більше 140 мм і з межею міцності до  $600 \text{ МН/м}^2$  ( $60 \text{ кг/мм}^2$ ). Для цього використовують змінні ножі з профільованої ріжучої частиною. Ножі повинні щільно прилягати одне до одного, так як зазори між ними приводять до отримання на заготовках нерівних торців, зминання залишку і появи задирок.

Заготовки великих діаметрів, а також із сталей з межею міцності вище  $600 \text{ МН/м}^2$  ( $60 \text{ кг/мм}^2$ ) зазвичай ламають (у площині надрізу) на гідравлічних пресах. Ломка на пресі забезпечує кращу якість торця заготовки (за винятком заготовок діаметром менше 120 мм з низьковуглецевих сталей). Іноді для ломки заготовок зі сталей з високою межею міцності (ШХ15, 30ХГСА та ін.) використовують ножі у вигляді призм.

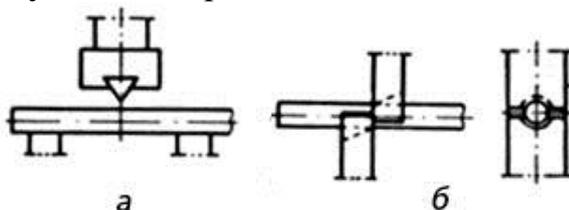


Рисунок 2.1 — Схема ломки на пресі (а) і різки заготовки ножицями (б).

Максимальне зусилля механічних прес-ножиць для різання заготовок діаметром 80-230 мм і довжиною 700-800 мм - 6-10 МН (600-1000 Т). Максимальне зусилля горизонтальних гідравлічних пресів для ломки заготовок 6 МН (600 Т).

Зазвичай для розрізання квадратних заготовок в гарячому стані і заготовок з високовуглецевої і легваної сталі в холодному стані застосовують пилки.

У зв'язку з поплавковим контролем якості труб заготівлі і злитки зберігають поплавково. Торці їх фарбують фарбою різного кольору згідно з маркою сталі. Немірні залишки штанг, що виходять при розкроюванні, сортують по діаметру і довжині і також зафарбовують фарбою.

На поставлених споживачеві заготовках або штангах з високолегованих сталей замість забарвлення вибивають клеймо, відповідне позначення марки сталі, наприклад Х18Н10Т, 10Х18Н12Т, а також номер плавки.

Для зменшення різностінності переднього кінця гільзи і поліпшення умов захоплення її валками прошивного стану роблять центровку заготовки шляхом висвердлювання в холодному і гарячому стані і вдавлювання бойка в торець заготовки в гарячому стані. Центрування висвердлюванням в холодному стані використовується тільки для заготовок з високолегованих сталей.

## 2.2. Прокатка труб на безперервному стані.

Безперервна прокатка труби на безперервному багатоклітьовому стані, схема якої показана на рисунку 2.2, отримала в останні роки широке поширення і є найбільш перспективним способом виробництва труб з високою продуктивністю. Прокатка здійснюється на довгій циліндричній оправці, що дозволяє отримувати  $l_2$  труби великої довжини (у два з гаком рази більшою, ніж, наприклад, при прокатці на автомат-стані, де довжина труби обмежується малою величиною деформації).

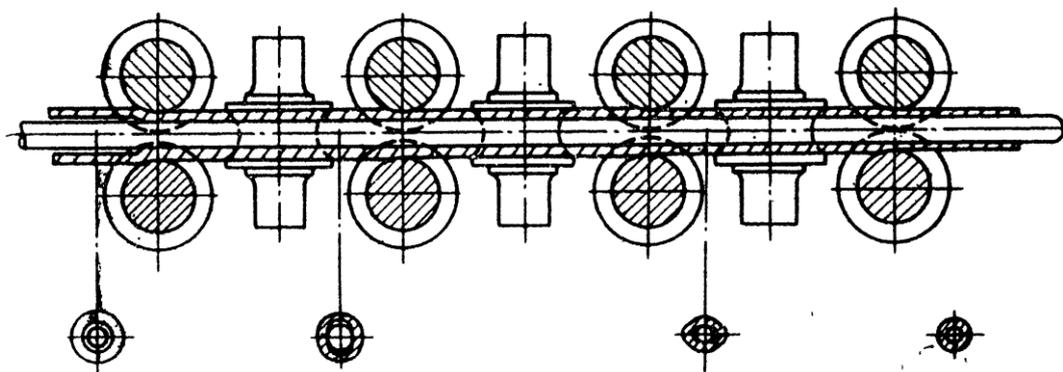


Рисунок 2.2 — Схема безперервної прокатки труби

Деформація металу в кожній клітці дуо, якщо розглядати цей процес незалежно від сусідніх клітей, багато в чому аналогічна прокатці на автомат-стані. Осередок деформації в клітках безперервного стану також можна

умовно розділити на дві зони - зону редукування і зону обтиснення стінки (рисунок 2.3). Протяжність  $l_2$  зони обтиску стінки визначається для  $i$ -тої кліті за наступною формулою:

$$l_2 = \sqrt{(S_{i-1} - S_i)(2R_{\min} + S_{i-1} + S_i)}, \text{ мм} \quad (2.1)$$

де  $S_{i-1}, S_i$  - товщини стінки труби до і після прокатки в  $i$ -тій кліті, мм.

Протяжність всього  $l_0$  осередку деформації, в першій кліті безперервного стану і на автомат-стані при різних товщинах стінки до і після прокатки мало різниться. Тим часом довжина  $l_2$  зони обтиску на безперервному стані помітно більше. Це визначає, що осередок деформації в першій кліті безперервного стану характеризується відносно меншою протяжністю  $l_1$  зони редукування в порівнянні з автомат-станом. Щоб не погіршувати умов втягування металу в кільцевий зазор, утворений струмками валків першої кліті і оправленням, які визначаються виникненням в зоні редукування силами тертя, обтиснення стінки в першій кліті безперервного стану обмежуються меншими величинами, ніж на автомат-стані, так що коефіцієнт витяжки зазвичай не перевищує 1,30-1,35. У наступних клітях безперервного стану по всій довжині осередку деформації відбувається обтиснення стінки.

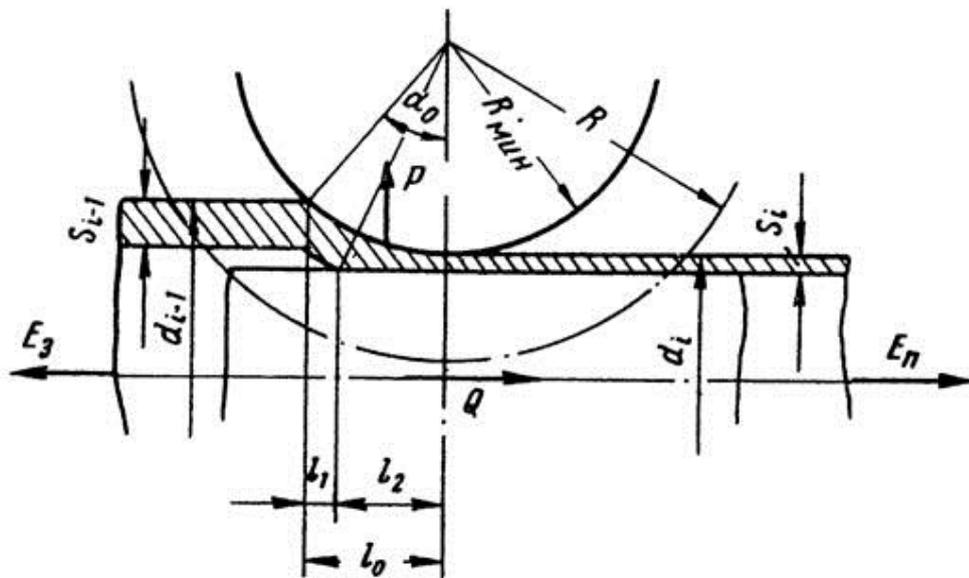


Рисунок 2.3 — Осередок деформації в кліті безперервного стану

Безперервність процесу прокатки і одночасне перебування оброблюваного металу в декількох клітях ускладнює процес деформації, тим більше що сусідні кліті можуть якісно і кількісно по-різному впливати на прокатку в розглянутій кліті в залежності від того, чи протікає процес з натягом або підпором і яка величина натягу або підпору. Натяг або підпір при безперервній прокатці виникає тоді, коли дві сусідні кліті в одиницю часу можуть пропустити за розрахунком різний обсяг металу. Якщо послідує кліть може пропустити в одиницю часу більший обсяг металу, ніж попередня, то, будучи пов'язаними між собою трубою яка деформується, ці кліті взаємодіють одна за одною: у попередній кліті прокатка ведеться з

переднім натягом, а в наступній - з заднім .У випадку, коли попередня кліть може пропустити в одиницю часу більший обсяг металу, ніж наступна, прокатка ведеться з підпором: переднім - для попередньої кліті і заднім - для наступної. Таким чином, у будь-якій кліті безперервного стану (крім першої та останньої) прокатка може протікати з переднім або заднім натягом або підпором в різних поєднаннях. У першій кліті може бути тільки передне натяг або підпір, а в останній - тільки задній натяг або підпір. За законом сталості секундних об'ємів:

$$F_i v_i = const, \quad (2.2)$$

де  $F_i$  - площа перерізу труби при виході з валків  $i$ -тої кліті, мм;  
 $v_i$  - вихідна швидкість труби в цій кліті, м/с.

Коефіцієнтом кінематичного натягу будемо називати відношення секундних об'ємів двох суміжних клітей:

$$\begin{aligned} \text{Оскільки} \quad C_i &= \frac{F_{i+1} v_{i+1}}{F_i v_i} \\ \mu_{i+1} &= \frac{F_i}{F_{i+1}} \\ v_i &= \frac{\pi D_i n_i}{60}, \text{ м/с} \end{aligned} \quad (2.3)$$

то:

$$C_i = \frac{D_{i+1} n_{i+1}}{D_i n_i \mu_{i+1}} \quad (2.4)$$

де  $D_i$  і  $D_{i+1}$  - катаючі діаметри валків відповідних клітей стану, мм;

$n_i$  і  $n_{i+1}$  - число обертів валків в хвилину;

$\mu_{i+x}$  - коефіцієнт витяжки в  $(i + 1)$ -тій кліті.

Якщо коефіцієнт кінематичного натягу  $C > 1,0$ , то прокатка протікає з натягом, а при  $C < 1,0$  є підпір. Коефіцієнт кінематичного натягу є розрахунковою величиною, що визначає міру відхилення процесу від вільної прокатки, коли розрахункові секундні обсяги металу у всіх клітях однакові. В дійсності, якщо навіть коефіцієнт кінематичного натягу не дорівнює одиниці, сталість секундних обсягів зберігається. Порівняння секундних обсягів металу відбувається завдяки впливу однієї кліті на іншу через метал який деформується і зміна катаючих діаметрів валків. При надмірно великому натягу, коли таке вирівнювання не може бути здійснено, відбувається розрив труби, а при більшій величині підпору труба збирається в «гармошку». Наявність підпору або натягу навіть при порівняно невеликих їх величинах вносить значну зміну в процесі прокатки. Встановлено, що при передньому чи задньому натязі змінюється середній діаметр труби, що виходить з валків. Ця зміна пов'язана з більшим чи меншим розширенням металу і заповненням калібру. Особливо значний вплив оказує задній натяг або задній підпір. Задній натяг зменшує розширення і перешкоджає заповненню калібру, а при великих натяг викликає навіть утяжку металу (зменшення

товщини стінки труби в місцях випусків калібру). Задній підпір різко збільшує розширення гільзи-труби і навіть при невеликих величинах забезпечує повне заповнення калібру, а при збільшенні заднього підпору метал легко переповнює калібр і затікає в зазори між валками. Передній натяг або підпір в цьому відношенні мають значно менше значення. Таким чином, якщо розглядати дві суміжні кліті, що працюють з натягом, то вплив цього натягу в основному поширюється на слідуєчу кліть, деформація в якій відбувається із заднім натягом. Зменшення середнього діаметру труби при виході з валків при прокатці з натягом означає неповне заповнення калібру і, отже, зменшений зазор між трубою і оправленням в місцях випусків калібру. Цей зазор зазвичай бажаний, тому що при відповідній профілізації валків безперервного стану забезпечує відставання металу від оправки, що значно полегшує подальше витягання оправки з труби. Тому, щоб зберегти зазор між трубою і оправленням в місцях випусків калібру на достатньому рівні, процес ведуть з дуже незначним відхиленням від вільної прокатки, тобто натяг або підпір не повинні перевищувати  $C = 0,99 - 1,02$ . У старих станах, коли натяг не піддається регулюванню і досягає значних величин, відставання металу від оправки по всьому периметру не досягалось і витяг оправки вимагало значних зусиль. Сучасні стани мають індивідуальний привід кожній кліті з тонкою регулюванням швидкостей, що забезпечує необхідний режим натяжений. Розрахунок тиску металу на валки на безперервному стані може здійснюватися за тією ж методикою, що наведена для визначення зусиль на автомат-стані. Оскільки при безперервній прокатці зона редукування відносно менше, а прокочують в основному тонкостінні труби, коли зусилля в цій зоні невеликі, можна для наближених розрахунків користуватися формулою

$$P = pF, \quad (2.5)$$

де  $F$  - горизонтальна проекція повної контактної поверхні, яка може визначатися аналогічно наведеному вище розрахунку для автомат-стана,  $\text{мм}^2$ ;

$p$  - питомий тиск, прийняте рівним питомій тиску в зоні обтиснення стінки, яке визначається за методикою А. І. Целікова, Па.

При прокатці з натягом питомий тиск помітно зменшується і, навпаки, при прокатці з підпором - збільшується. Однак внаслідок того, що застосовуються величини натягу незначні, ці зміни звичайно не враховують. Розрахункові величини тиску добре збігаються з даними експериментальних робіт, які підтвердили зміну величини питомого тиску в залежності від ступеня деформації, температури прокатки, натягнення або підпору та хімічного складу металу. При малих величинах деформації питомий тиск знаходиться на рівні  $98-117 \text{ МН/м}^2$  ( $10-12 \text{ кг/мм}^2$ ); при великих коефіцієнтах витяжки ( $\mu=1,3$ ) питомий тиск досягає  $196-245 \text{ МН/м}^2$  ( $20-25 \text{ кг/мм}^2$ ). Питомий тиск при вході труби в валки зазвичай трохи нижче, ніж при виході, що пояснюється деяким зниженням температури труби до кінця прокатки. Розподіл тисків по клітях стана характеризується великою нерівномірністю. Зазвичай найбільш високі тиски відзначаються в середніх клітях стану.

Найменш навантаженими є дві останні кліті, де деформація по стінці не проводиться, а зміна діаметра невелика. Тиск металу на валки при прокатці труб з вуглецевих сталей розміром 108x4-6 мм в середньому становить у перших клітях 0,6-1,0 МН (60-100 Т), а для більш навантажених клітей 1,0-1,6 МН (100-160 Т). Визначення крутних моментів і потужності прокатки для кожної кліті безперервного стану викликає певні труднощі. Сумарний момент обертання (див. рисунок - 2.3), прикладений до одного валку будь-якої кліті стана, складається з моментів сил тиску в зонах редукування і обтиснення стінки, моменту від осьових зусиль, викликаних натягом або підпором, і, нарешті, моменту сил тертя, що діють на поверхні контакту труби і оправки. Оскільки зона редукування відносно невелика, можна вважати, що рівнодіюча сил тиску прикладена в середині дуги захоплення, і тоді:

$$M = PR_{\min} \sin \frac{\alpha_0}{2} \pm (E_3 - E_{II})R \pm QR, \text{ Н}\cdot\text{мм} \quad (2.6)$$

де  $E_{II}$  і  $E_3$  - зусилля переднього і заднього натягу або підпору, що враховується знаком плюс або мінус, Н;

$Q$  - осьове зусилля, що виникає в розглянутій кліті внаслідок руху оправки щодо труби;

$R$  - катаючий радіус валка, мм;

$R_{\min}$  - радіус валка по дну калібру, мм;

$\alpha_0$  - кут захоплення, рад.

Якщо при прокатці полого тіла на довгій оправці в двовалкової кліті швидкість виходу металу позначити  $v_i$  то швидкість входу буде менше і дорівнює  $v_i/\mu_i$ , тобто по довжині осередку деформації швидкість металу змінюється. Оправка, що рухається завдяки виникаючим фрикційним силам, в очевидь, отримає швидкість, дещо меншу максимальної швидкості металу. Таким чином, поверхня контакту металу з оправленням можна розділити на дві зони: зона, де спочатку метал відстає від оправки, а потім зона, де він випереджає оправлення. Якщо ж прокатка ведеться одночасно у двох або більшому числі клітей, то завдяки взаємному впливу швидкість оправки буде відрізнятися від швидкості металу в кожній кліті ще більшою мірою. В результаті в деяких клітях метал по всій контактній поверхні буде випереджати оправлення, а в інших клітях, навпаки, відставати від оправки. В залежності від цього силу  $Q$ , що входить в рівність (2.6), потрібно приймати зі знаком плюс чи мінус. За абсолютною величиною ця сила (в розрахунку на один валок):

$$Q = kfP, \text{ Н} \quad (2.7)$$

де  $f = 0,08-0,10$  - коефіцієнт тертя між трубою і оправкою, що залежить від застосовуваного технологічного мастила;

$k = 0,75 - 0,80$  - коефіцієнт, що враховує нещільне прилягання труби до оправки.

Таке визначення сили  $Q$  є досить наближеним, так як воно абсолютно не враховує впливу тертя між оправленням і металом в межклітєвому

просторі. Потрібно мати на увазі, що при роботі стану з відсутністю кінематичного натягу ( $C = 1$ ) внаслідок різних швидкостей металу і оправки і впливу виникають при цьому сил тертя фактично процес протікає з деякими натягом або підпором. Наприклад, в останніх клітках оправлення, що має меншу швидкість, ніж труба при вході і виході з кліті, надає гальмівну дію і викликає додатковий передній підпір і заднє натяг; в перших клітках характерно зворотнє співвідношення швидкостей металу і оправки, завдяки чому виникають передній натяг і задній підпір. Як показали дослідження, наявність натягу і вплив оправки можуть змінювати величину моменту на 30-50%. Різні швидкості металу і оправки і значне випередження труби в останніх клітках призводять до того, що на безперервному стані передній кінець труби обганяє оправку і сповзає з неї на величину  $y$ .

Якщо позначити (рисунок 2.4):

$r$  - відстань між осями валків двох суміжних клітей, мм;

$n$  - число робочих клітей стану;

$a$  - величина висунення оправки з гільзи, мм;

$L$  - довжина труби після прокатки на стані, то за час прокатки  $\tau$  передній торець труби пройде шлях, рівний  $z(n - 1) + L$ , а передній торець оправки - шлях  $z(n - 1) + L - (y + a)$ . Тоді відношення середніх швидкостей труби і оправки буде:

$$C_i = \frac{z(n-1)+L}{z(n-1)+L-(y+a)} \quad (2.8)$$

Сума  $y + a$ , що показує, наскільки шлях оправки менше шляху труби, не залежить від фактичного висунення оправки з гільзи перед прокаткою. Очевидно, за інших рівних умов сповзання труби будуть найбільшим у разі мінімального висунення оправки з гільзи. Це мінімальне висунення можна визначити, якщо поррахувати, що передній торець труби і передній торець оправки підійдуть до останньої пари валків одночасно.

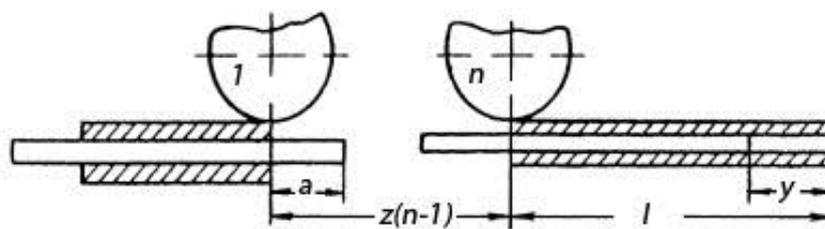


Рисунок 2.4 — Схема для визначення величини сповзання труби з оправки

Позначимо час від початку прокатки до підходу труби до останньої пари валків  $\tau'$ . Очевидно, що:

$$C_i = \frac{z(n-1)}{v_T \tau'} \quad , \quad c \quad (2.9)$$

де  $v'_T$  - середня швидкість труби в період заповнення стану металом, м/с.

Разом з тим:

$$\tau' = \frac{(n-1)z - a}{v_0'} , \text{ с} \quad (2.10)$$

де  $v_0'$  - середня швидкість оправки за час заповнення стану м/с.

Прирівнюючи вирази (2.9 і 2.10), отримуємо після перетворення мінімальну величину висування оправки:

$$a_{\min} = z(n-1) \left( 1 - \frac{v_0'}{v_T'} \right) , \text{ мм} \quad (2.11)$$

Якщо позначити відношення швидкостей труби і оправки в період заповнення стану через  $v'$ , то:

$$a_{\min} = z(n-1) \left( 1 - \frac{1}{v'} \right) , \text{ мм} \quad (2.12)$$

Відношення швидкостей металу і оправки при сталому (V) і при несталому ( $v'$ ) процесі неоднаково. Однак різниця ця невелика і можна вважати, що,  $v = v'$ . Тоді, вирішуючи спільно рівняння (2.8 і 2.12), можна знайти максимальну величину сповзання, яка буде:

$$y_{\max} = L \left( 1 - \frac{1}{v} \right) , \text{ мм} \quad (2.13)$$

Як показали дослідження М. Ф. Столетного і А. С. Глейберга, коефіцієнт  $v$  залежить від величини витяжки, довжини труби яка прокочується і від коефіцієнта тертя між трубою і оправленням, обумовленого типом застосовуваної змащення і станом поверхні оправки і труби. Практично коефіцієнт  $v$  знаходиться в межах 1,45-1,55. Порівняно невеликі коливання цього коефіцієнта дозволяють досить точно визначити оптимальні значення висунення оправки і сповзання труби. Крім того, знаючи швидкість виходу труби з останньої кліті й всіх інших клітей стану.

Розрахувавши середню швидкість оправки, можна визначити, в яких клітях стана оправлення випереджає трубу, а в яких труба випереджає оправлення. Тим самим може бути визначений знак сили  $Q$  для рішення рівняння (2.6).

### **2.3 Розкочування гільзи на стані поперечно-гвинтової прокатки**

Поперечно-гвинтову прокатку в практиці трубопрокатного виробництва застосовують не тільки для прошивки суцільної заготовки, а й для деформації порожнистої гільзи-труби. Розкочування ведуть на двох або трьохвалкових станах на довгій рухомій оправці або на короткій (нерухомій) оправці. В залежності від призначення розкочування, здійснення цього процесу відбувається різним схемам. Крім того, поперечно-гвинтову прокатку використовують для калібрування товстостінних труб по зовнішньому діаметру. В цьому випадку прокатку ведуть без внутрішньої опори - оправки.

Іноді процес поперечно-гвинтової прокатки застосовують для збільшення діаметра прокатаних труб, застосовуючи так звані стани-

розширювачі.

На трьохвалковому розкатному стані розгортають гільзи на довгій оправці в товстостінну трубу із заданою товщиною стінки. Такий стан є одним з основних агрегатів, визначають технологічний процес, оскільки на даному стані відбувається досить значна деформація (витяжка при цьому характеризується коефіцієнтом  $\mu = 1,3/3,0$ ). Основною перевагою способу прокатки на трьохвалковому розкатному стані є можливість отримання труб з мінімальною різницею в порівнянні зі способами гарячої прокатки труб в круглих калібрах.

Аналогічний процес іноді застосовують для розкочування товстостінних склянок (мають дещо меншою товщиною стінки і з зменшеною різностінністю). Прокатку в цьому випадку здійснюють в двовалкової або трьохвалкова станах, званих елонгаторами.

Для зменшення різностінності і поліпшення поверхні тонкостінних труб застосовують розкочування в спеціальних двовалкових станах - ріллінгах. В цьому процесі деформація стінки незначна, і в основному відбувається збільшення діаметра труби за рахунок деякого скорочення довжини труби, так що коефіцієнт витягування вельми близький до одиниці.

*Кінематика процесу.* Двовалкові стани поперечно-гвинтової прокатки за своєю кінематикою повністю відповідають прошивним станам.

На трьохвалковому стані валки, рівновіддалені один від іншого і від осі прокатки, обертаються в один бік і надають гільзі обертальний рух (рисунок 2.5). Внаслідок перекосу валків на кут подачі  $\beta$  гільза отримує додатково поступальний рух. Осі валків нахилені до осі прокатки і утворюють кут  $\varphi$ , який називають *кутом розкочування*.

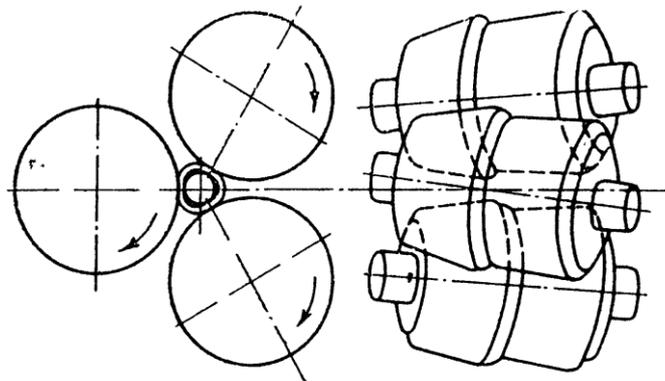


Рисунок 2.5 — Схема прокатки на трьохвалковому стані

В різних конструкціях трьохвалкова станів кут розкочування може мати позитивне чи негативне значення. Нахил валків до осі прокатки на кут  $\varphi$  викликаний перш за все конструктивними міркуваннями - можливістю розміщення шарнірних муфт для з'єднання валів з шпинделями. При позитивному значенні кута  $\varphi$  (рисунок 2.6, *a*) відстань від осей валків до осі прокатки в напрямку руху деформованого металу безперервно зростає, а при негативному (рисунок 2.6, *б*) зменшується.

Абсолютне значення кута розкочування зазвичай невелике (до  $7^\circ$ ), і

тому складові швидкості прокатки з достатньою точністю можна визначати за залежностями (2.6 і 2.7), застосовується в разі розрахунку швидкостей валків прошивних станів поперечно-гвинтової прокатки. Дійсні швидкості прокатки в розкатних станах визначаються, як і при прошивці, з урахуванням осьового і тангенціального ковзань.

Коефіцієнт тангенціального ковзання, згідно експериментальних даних, дуже близький до одиниці. Що стосується осьового ковзання, то в даному випадку внаслідок того, що в процесі розкочування деформується порожнє тіло, циліндричне оправлення створює менший опір просуванню металу і інтенсивна деформація відбувається на порівняно короткій ділянці її осередка; осьове ковзання помітно менше, ніж при прошивці. Найчастіше на виході труби зі стану спостерігається деяке випередження металу щодо валків. Зазвичай коефіцієнт осьового ковзання  $\eta = 0,8/1,2$ .

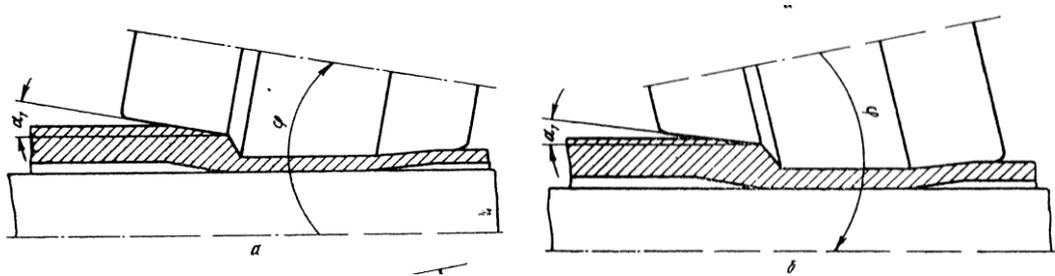


Рисунок 2.6 — Кут розкочування в трьохвалковому раскатному стані

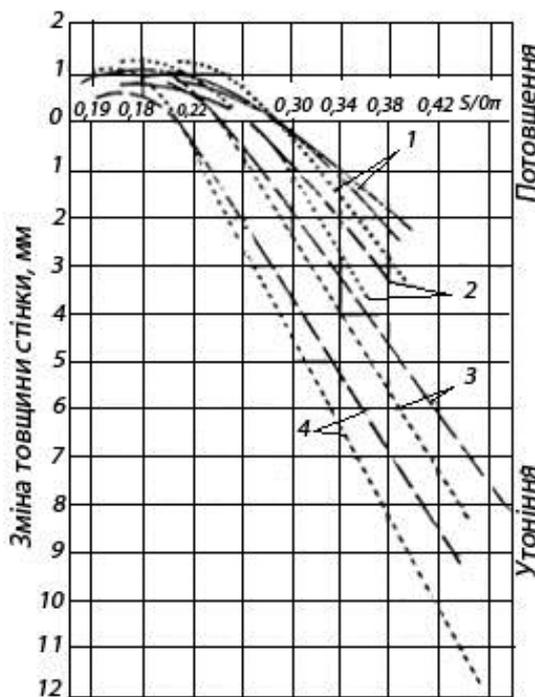
Осьове ковзання залежить від ряду технологічних факторів: температури гільзи, ступеня і швидкості деформації, від співвідношення діаметра і товщини стінки труби, яка прокочується. Збільшення швидкості деформації шляхом підвищення числа обертів валків призводить до зростання осьового ковзання. Зазвичай при прокатці труб з відношенням  $D_T/S > 8$  і окружної швидкості валків більше 4-5 м/с коефіцієнт ковзання виявляється менше одиниці (для розрахунків можна приймати 0,9-1,0), а при прокатці більш товстостінних труб і меншою окружної швидкості валків він становить 1,1 -1,2.

Валки звичайного трьохвалкового раскатного стану і стану-елонгатора складаються з чотирьох основних ділянок: конуса захоплення 1, гребеня 2, раскатного або калібруючого конуса 3 та вихідного конуса 4 (рисунок 2.6).

Після захоплення гільзи відбувається її редукування - зменшення по діаметру. Коли гільза отримує обтиснення по діаметру, яке відповідає подвійній товщині зазору, редукування припиняється і при подальшому просуванні металу відбувається обтиснення стінки гільзи. Основна деформація стінки здійснюється гребенем валків. На наступних ділянках осередку деформації відбуваються вирівнювання товщини стінки, а потім зменшення овалізації і скруглення профілю, в результаті чого збільшується внутрішній діаметр. Збільшення внутрішнього діаметра призводить до утворення деякого зазору між трубою і оправкою. Хоча утворюється зазор невеликий, наявність його значно полегшує зняття труби з оправки.

Розглянемо *напружений стан* металу при прокатці гільзи на раскатному стані. Для цього необхідно виділити дві зони деформації. Перша - зона редукування, в якій здійснюється поперечно-гвинтова прокатка полого тіла без оправки, а друга - зона поперечно-гвинтової прокатки на оправці, принципово нічим не відрізняється від відповідної ділянки осередку деформації при прошивці. При незначному внутрішньому діаметрі прошитого каналу в гільзі, умови деформації і схема напруженого стану в зоні редукування також наближаються до відповідних умов і схем при прошивці суцільної заготовки поперечно-гвинтовою прокаткою. Таку аналогію можна допускати, як встановлено дослідженнями, при прокатці товстостінних гільз зі ставленням діаметра і товщини стінки  $d_r/S_r < 5,0/6,0$  (велике значення для трьохвалкових станів).

Виникаючі при скороченні товстостінних гільз значні за величиною розтягуючі напруги призводять до зменшення товщини стінки труби. А. С. Глейбергом в лабораторних умовах встановлено, що зменшення товщини стінки відбувається тим інтенсивніше, чим більш товстостінною є вихідна гільза, а також зі зменшенням кута подачі і збільшенням ступеня редукування (рисунок 2.7).



1 - При  $9^{\circ}15'$ ; 2 -  $7^{\circ}30'$ ; 3 -  $4^{\circ}$ ; 4 -  $1^{\circ}30'$ ; при стисненні 12%; 16%; 20%  
 Рисунок 2.7 — Зміна товщини стінки труби при її поперечно-гвинтовій прокатки без оправки при різних обтиску і кутах подачі

При прокатці більшості тонкостінних гільз схема напруженого стану змінюється і в основному характеризується пластичним вигином; при поперечно-гвинтовій прокатці тонкостінних гільз товщина стінки зменшується незначно.

Значні розтягуючі напруги, що виникають в зоні редукування, і

напруги, що створюються при подальшій інтенсивній деформації стінки гребенем валка, можуть привести до порушення суцільності металу, що проявляється у вигляді розшарувань або тріщин на внутрішній поверхні труби. Для зниження розтягуючих напружень доцільно зменшувати ступінь редукування гільзи в захватном конусі валків і прокатку вести при можливо великих кутах подачі.

Прокатка тонкостінних труб в роллінг-станах характеризується схемою напруженого стану, при якій превалюють є стискаючі напруги. Внаслідок того, що редукування незначно, товщина стінки практично на цьому ділянці не змінюється, хоча спеціальними експериментами встановлена тенденція до збільшення товщини стінки. В зоні деформації труби на оправці відбувається зменшення товщини стінки, але по абсолютній величині воно невелике (до 0,2-0,3 мм), в результаті більш сприятливої схеми напруженого стану при деформації в роллінг-станах практично не спостерігається розтріскування труб.

Як і в прошивних станах, в даному випадку теж слід мати на увазі первинні та вторинні умови захоплення. Умови первинного захоплення в цьому випадку математично виражаються тими ж залежностями, що і при прошивці. Основними факторами, що визначають ці умови, також є коефіцієнт тертя, кут подачі  $\beta$  і кут нахилу твірної  $\alpha$  захоплюючого конуса до осі прокатки. Первинний захоплення при застосовуваних кутах подачі  $\beta = 5-8^\circ$  і кути нахилу твірної  $\alpha = 2-4^\circ$  забезпечуються досить надійно.

Умови вторинного захоплення полягають в створенні на захоплюючому конусі тягнучих зусиль, достатніх для подолання опору гребеня. У зв'язку з цим ще на захватному конусі повинна проводитися деформація стінки гільзи, оскільки тягнучих зусиль, що виникають у зоні редукування діаметру, виявляється недостатньо. Величина обтиснення стінки перед гребенем валка повинна бути не менше 18-25% від висоти гребеня. Це забезпечує стійке вторинне захоплення гільзи.

При виборі висоти гребеня валків зазвичай керуються ставленням діаметру труби до товщини її стінки. При  $D_T/S > 6,0$  висоту приймають до 10 мм, а при  $D_T/S < 6,0$  приймають 12,5 або навіть 16,0 мм. При прокатці труб невеликого діаметра (до 90 мм, висоту гребеня приймають зазвичай 8 мм або навіть 6,0 мм), щоб обтиснення по стінці при розкочування не перевищувало 50-55%.

В трьохвалкових станах можна прокатувати тільки товстостінні труби, при чому критичне значення відношення  $D_T/S$  знаходиться в межах 10-12. Це обмеження викликано тим, що при виробництві більш тонкостінних труб зростає ступінь відносної деформації, і особливо інтенсивно-поперечної, оскільки знижується жорсткість профілю труби. В результаті на кінцях розкату (особливо на задньому) утворюються трикутні розтруби (рисунок 2.8), які призводять до затискання труби в валках. Конструкцію розкочувальних станів, в яких прийнято використовувати негативний кут розкочування, в цьому відношенні слід вважати менш вдалою, оскільки в

цьому випадку осьова швидкість валків по ходу прокатки зменшується, а швидкість руху металу безупинно наростає. Така невідповідність призводить до підвищеного осьовому ковзанню і більш інтенсивної поперечної деформації, що і викликає появу кінцевих розтрубів на більш товстостінних трубах. Тому на стані з негативним кутом розкочування ставлення  $D_T/S$  не може бути більше 10 - 10,5, тоді як на стані з позитивним кутом розкочування можливо  $D_T/S = 11/12$ .

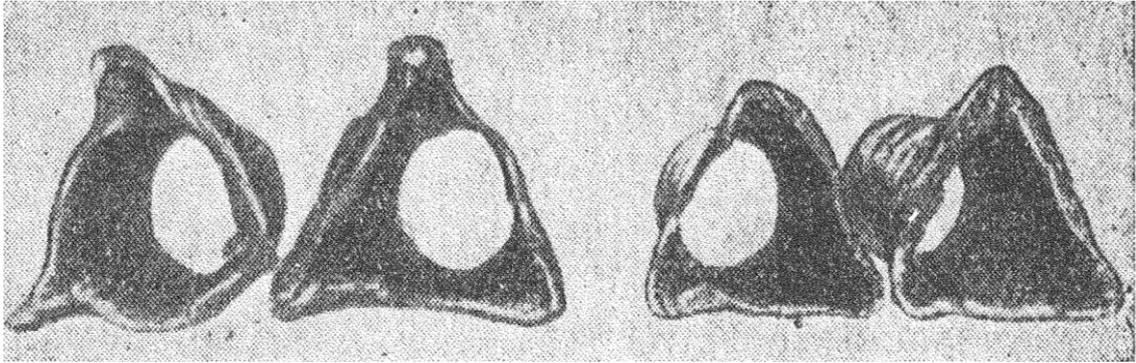


Рисунок 2.8 — Розтруби на кінцях труб

При визначенні зусиль на валки розкочувальних станів користуються тією ж методикою, що й при прошивці на станах поперечно-гвинтової прокатки.

При цьому величину обтиснення слід розраховувати за 1/3 обороту труби для трьохвалкового стані, і за 1/2 обороту - для двовалкової, а коефіцієнт овалізації приймати рівним 1,03/1,05. За даними експериментальних досліджень (розкочування ведуть при 1000-1100° С), фактично середній питомий тиск знаходиться в межах 98,1 -147 МН/м<sup>2</sup> (10-15 кг/мм<sup>2</sup>) і лише при прокатці тонкостінних труб в ріллінг- станах воно досягає 196-245 МН/м<sup>2</sup> (20-25 кг/мм<sup>2</sup>), при чому температура прокатки на цьому стані помітно нижче - близько 900-950° С.

Загальне зусилля на валки при прокатці труб діаметром до 200 мм на трьохвалкових розкочувальних станах знаходиться в широкому діапазоні [196-496 кН (20-50 Т)] і залежить в основному від температури прокатки, марки сталі, розміру прокатуваних труб і величини кута подачі. Зі збільшенням кута подачі та розміру труб зусилля зростають. Зростання кута подачі призводить до підвищення часткового обтиску за одну третину обороту труби, що в свою чергу підвищує ширину контактної поверхні, а це приводить в кінцевому рахунку до збільшення зусиль на валки. Для орієнтовних розрахунків зусилля на валки можна прийняти:

$$P=3D_T, Н \quad (2.14)$$

де  $D_T$  - діаметр труби, мм.

## 2. 4 Прокатка труб на автомат-стані

Поздовжня прокатка гільзи на автомат-стані є одним з найбільш поширених способів отримання труби із заданою товщиною стінки. Автомат-стан являє собою звичайну прокатну нереверсивну кліть дуо з валками, з круглими калібрами. Схема процесу (рисунок 2.9) полягає в тому, що в цьому випадку гільзу піддають поздовжній прокатці в круглому калібрі за два проходи на нерухомій короткій оправці, яку встановлено між валками.

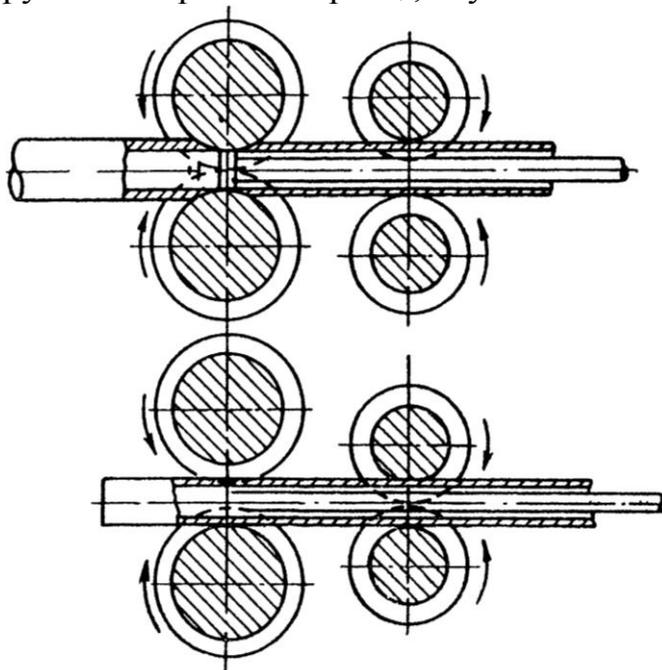


Рисунок 2.9 — Схема прокатки на автомат-стані

Після кожного проходу розкату гільзу передають на передню сторону кліті за допомогою пари фрикційних роликів зворотної подачі, змонтованих на задній стороні кліті і обертових у протилежну сторону. Оправлення після прокатки знімають і знову встановлюють перед подачею гільзи на наступний прохід. Найчастіше оправки першого і другого проходів неоднакові по діаметру, проте іноді прокатку ведуть і на оправках одного розміру.

Перед кожним проходом трубу кантують приблизно на  $90^\circ$ . Попередником автомат-стана був так званий «Шведський» дуо-стан, на якому гільзу прокатували в декількох круглих калібрах. Повернення труби на передню сторону виробляли тут вручну. Послідуюча установка роликів зворотної подачі і деякий полегшення умов роботи на даному стані були причиною перейменування його в автомат-стан, хоча процес прокатки на ньому і не відбувається автоматично. Кінематичні особливості прокатки в круглому калібрі автомат-стана полягають в тому, що в цьому випадку окружна швидкість валків неоднакова по ширині струмка: у вершині калібру вона має найменше значення, а в місцях роз'єму валків - найбільше. Різниця швидкостей може досягати 20-30%. Розглянемо епюру зміни окружної швидкості валка по ширині калібру (рисунок 2.10).

Для спрощення будемо вважати, що калібр виконаний у вигляді правильного кола з радіусом  $r_k$ . Окружна швидкість валка в будь-якій точці калібру може бути записана як:

$$M = \frac{\Pi n}{60} (D_i - 2\sqrt{r_k^2 - x^2}) \quad \text{м/с} \quad (2.15)$$

Площа епюри:

$$F = 2 \int_{x=0}^{x=r_k} v_x dx \quad , \text{мм}^2 \quad (2.16)$$

Середня окружна швидкість валка може бути визначена як відношення площі зони епюри до ширини калібру:

$$v_{cp} = \frac{F}{2r_k} \quad \text{м/с}$$

Інтегруючи і вирішуючи отримані рівняння, маємо:

$$v_{cp} = \frac{\Pi n}{60} \left( D_i - \frac{\Pi}{2} r_k \right) \quad , \text{м/с}$$

Діаметр валка, відповідний середній швидкості:

$$v_{cp} = \left( D_i - \frac{\Pi}{4} d_k \right) \quad , \text{мм/с} \quad (2.17)$$

де  $D_i$  - ідеальний діаметр валка, мм.

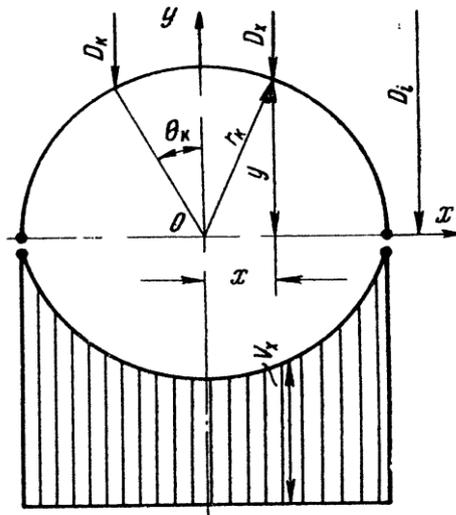


Рисунок 2.10 — Епюра зміни окружної швидкості валка по ширині калібру

Труба при виході з валків отримує деяку швидкість, рівну:

$$v_k = \frac{\Pi D_k n}{60} \quad , \text{м/с} \quad (2.18)$$

Діаметр валка  $D_k$ , відповідний швидкості виходу труби, називають катаючим. Згідно рисунку 2.10, він може бути виражений як:

$$D_k = D_i - \cos\theta_k d_k \quad , \text{мм} \quad (2.19)$$

Дослідженнями Я. Л. Ваткіна встановлено, що практично катаючий діаметр валка вельми близький значенням до середнього діаметру. Тому в практичних розрахунках користуються формулою:



Загальна довжина  $l_0$  осередку деформації по вершині калібру, виходячи з геометричних міркувань, визначається залежністю:

$$l_0 = \frac{d_r - d_k}{2} \sqrt{\frac{4R_{\min}}{d_r - d_k} - 1} \quad , \text{ мм} \quad (2.23)$$

або приблизно:

$$l_0 = \sqrt{(d_r - d_k)R_{\min}} \quad , \text{ мм} \quad (2.24)$$

а довжина ділянки обтиснення стінки:

$$l_2 = \cos \varphi \sqrt{(R_{\min} + S_k)^2 - (R_{\min} + S_k - l_u \operatorname{tg} \varphi)^2 \cos^2 \varphi - 0,5(R_{\min} + S_k - l_u \operatorname{tg} \varphi) \sin 2\varphi} \quad , \text{ мм} \quad (2.25)$$

де  $R_{\min}$  - радіус валка, відповідний вершині калібру, мм;

$\varphi$  - кут нахилу твірної оправки до її осі, рад;

$l_u$  - довжина ділянки паска оправки, яка виступає за лінію центрів валків, мм;

$S_k$  - товщина стінки гільзи-труби після здійснення проходу, мм.

Довжина ділянки редукування може бути знайдена по різниці:

$$l_1 = l_0 - l_2 \quad , \text{ мм} \quad (2.26)$$

Як встановлено дослідженнями В. П. Анісіфорова, зона випередження зазвичай не виходить за межі ділянки обтиску стінки і лише при прокатці дуже товстостінних труб поширюється частково на ділянку редукування.

Співвідношення довжин ділянок редукування і обтиснення стінки в значній мірі залежить від прийнятої схеми прокатки. Для першого проходу можливі дві схеми: перша полягає в прокатці гільзи, внутрішній діаметр якої трохи менше діаметра оправки, друга передбачає прокатку гільзи, внутрішній діаметр якої на 3-6 мм більше діаметра оправки.

У першій схемі довжина ділянки редукування має відносно меншу протяжність. Так як на ділянці редукування виникають контактні сили тертя, що долають опір оправки, то, очевидно, зменшення протяжності цієї ділянки має неминуче ускладнювати захоплення. Тому першу схему прокатки, що вимагає ретельної настройки стана, застосовують вкрай рідко. Правда, у другій схемі доводиться застосовувати калібр із трохи більшою овальністю, і це збільшує нерівномірність деформації.

Що стосується другого проходу, то в зв'язку з більш стабільними розмірами розкату в цьому випадку можна застосовувати першу схему, тобто прокатку вести на оправці, діаметр якої більше внутрішнього діаметра гільзи.

Умова подолання опору оправки просуванню гільзи обумовлює певне співвідношення ділянок редукування і обтиснення стінки. Так як співвідношення довжин цих ділянок може змінюватися в незначних межах, то і абсолютне зменшення товщини стінки при прокатці труб на автомат-стані може коливатися досить незначно. Практично обтиснення стінки  $\Delta S = S_r - S_k = 3 \div 7$  мм, причому більшу величину обтиснення приймають для труб з більш товстою стінкою. Таке незначне редагування абсолютного обтиску при широкому діапазоні товщини стінки призводить через те, що відносна деформація коливається у великих межах. Так, при прокатці

тонкостінних труб (товщина стінки 3-3,5 мм) відносна деформація стінки може досягати 50-55%, в той час як при прокатці товстостінних труб (товщина стінки 40-50 мм) відносна деформація стінки знижується до 15-17%.

Коефіцієнт витяжки за один прохід на автомат-стані не перевищує 1,5-1,6. При гранично можливої деформації можна припустити, що зона випередження на стані відсутня. Це дозволяє розрахувати потужність сил тертя в зоні редукування і в зоні обтиснення стінки. Припустивши, що в даному випадку потужність зовнішніх сил тертя дорівнює потужності внутрішнього опору деформації, В. Л. Колмогоров визначив залежність граничного відношення  $S_r/S_k$  для прокатки труб з різною товщиною стінки і різного діаметру. Теоретичний аналіз показав, що граничні величини обтиснення, які використовуються на автомат-стані дуже близькі до застосовуваних на практиці і лише при прокатці товстостінних труб є деякий резерв підвищення витяжки.

Умови деформації при першому і другому проходах неоднакові. При першому проході в калібр задається кругла гільза, а перше зіткнення гільзи з валками відбувається поблизу реборд калібру і лише потім метал зустрічається з вершиною струмка. Наявність випуску калібру призводить до того, що товщина стінки змінюється за прохід нерівномірно: найбільше зменшення стінки відбувається в вершині калібру, а в зоні випусків товщина стінки зменшується лише внаслідок впливу жорстких решт труби, а проте це зменшення відносно невелике.

У другому проході захоплення овальної гільзи-труби відбувається вершиною калібру, і нерівномірність обтиснення стінки ще більше зростає, так як, окрім спотворення кільцевого зазору між валком і оправленням, викликаного випусками калібру, додається ще нерівномірність товщини стінки гільзи- труби, отримана в першому проході.

Напружений стан металу при прокатці в автомат-стані, що характеризується в основному радіальними і тангенціальними стискаючими напруженнями, в осьовому напрямку має неоднаковий знак для металу, оброблюваного в вершині і випуску калібру. Метал, що прокочується у вершині калібру, отримує осьові стискаючі напруги; в зоні випусків калібру в ньому виникають осьові розтягуючі напруги, які особливо значні при другому проході, коли нерівномірність деформації виявляється більшою.

При визначенні зусиль, що діють на валки автомат- стану, розрахунок ведуть окремо для ділянки редукування і для ділянки обтиснення стінки труби. Повний тиск металу на валки:

$$P = p_1 F_1 + p_2 F_2 \quad , \quad H \quad (2.27)$$

де  $p_1$  і  $p_2$  - питомі тиски відповідно на ділянках редукування і обтиснення стінки, Па;

$F_1$  і  $F_2$  - горизонтальні проекції площ контактних поверхонь на цих же ділянках, мм<sup>2</sup>.

$F_1$  Так як ширина контактної поверхні на ділянці редукування приблизно дорівнює ширині контактної поверхні на ділянці обтиснення стінки, можна записати:

$$P = b(p_1 l_1 + p_2 l_2) \quad (2.28)$$

де  $b$ -середня ширина контактної поверхні, приблизно рівна ширині калібру, в якому здійснюється прокатка, мм;

$l_1$  і  $l_2$  - відповідно довжини ділянок редукування і обтиснення стінки у вершині калібру, мм.

Для визначення  $l_1$  і  $l_2$  можна скористатися формулами (2.25 і 2.26). Оскільки в цьому випадку визначаються довжини ділянок осередку деформації по вершині калібру, то отримані значення виявляються трохи заниженими і слід вводити поправочний коефіцієнт, що дорівнює 1,05-1,10.

Так як точне аналітичне визначення площі контактної поверхні вимагає дуже складних і громіздких розрахунків, а викладена методика наближених рішень забезпечує недостатню точність, іноді користуються графічним методом знаходження площі зіткнення металу з валком.

На підставі сучасних поглядів на механіку пластичної деформації різними авторами запропоновані формули для визначення питомого тиску в обох ділянках осередку деформації. Ці формули дуже громіздкі і незручні для практичного використання, тому найчастіше використовують просту формулу В. П. Анісіфорова для визначення питомої тиску в зоні редукування і методику А. І. Целікова для розрахунку зони обтиснення стінки.

Формула В. П. Анісіфорова має вигляд:

$$p_1 = \eta k_f \frac{2S_r}{d_{cp}} \quad (2.29)$$

$k_f$ - опір деформації при температурі прокатки;

$d_{cp}$  - середній діаметр гільзи-труби на ділянці редукування по висоті калібру, мм;

$\eta$ - коефіцієнт, що враховує збільшення середньої питомої тиску внаслідок впливу зовнішніх зон. Величина цього коефіцієнта:

$$\eta = 1 + 0,9 \frac{d_{cp}}{l_1} \sqrt{\frac{S_r}{d_{cp}}} \quad (2.30)$$

Опір деформації  $k_f$  може бути визначено за кривими рисунку 2.12. Швидкість деформації (див. рисунок 2.11) обчислюється за формулою:

$$u_1 = \frac{2\pi D_{мин} n}{60 d_{cp}} \sin \frac{\alpha_0}{2} \quad , \text{ м/с} \quad (2.31)$$

де  $D_{мин}$  - діаметр валка по дну калібру, мм;

$n$ - число оборотів валків на хвилину.

$\alpha_0 = \arcsin \frac{l_1}{K_{мин}}$  кут захоплення по дну калібру, рад.

Середнє питомий тиск  $P_2$  в зоні обтиснення стінки можна визначити по кривих А. І. Целікова (рисунок 2.13). Величина  $\delta$ , від якої воно залежить, визначається з виразу:

$$\delta = \frac{2fl_2}{\Delta S}$$

а відносно обтиснення:

$$\varepsilon = \frac{\Delta S}{S_r} 100\%$$

$$k = 1,15k_f$$

де  $f$  - коефіцієнт тертя між металом і валком (його можна приймати 0,3-0,4).

Опір деформації  $k_f$  з урахуванням швидкості може бути знайдено по кривих на рисунку 2.12. При цьому швидкість деформації  $u$  враховується по ділянці обтиснення стінки  $u_2$  і її необхідно підраховувати за формулою:

$$u_2 = \frac{2\pi D_{\text{мин}} n}{60(S_r + S_k)} \alpha_0' \quad (2.32)$$

де  $\alpha_0'$  - кут захоплення на ділянці обтиснення стінки, рад, (рисунок 2.11).

Зусилля (тиску металу на валки і оправлення) на автомат-стані (за В. П. Анісіфоровим):

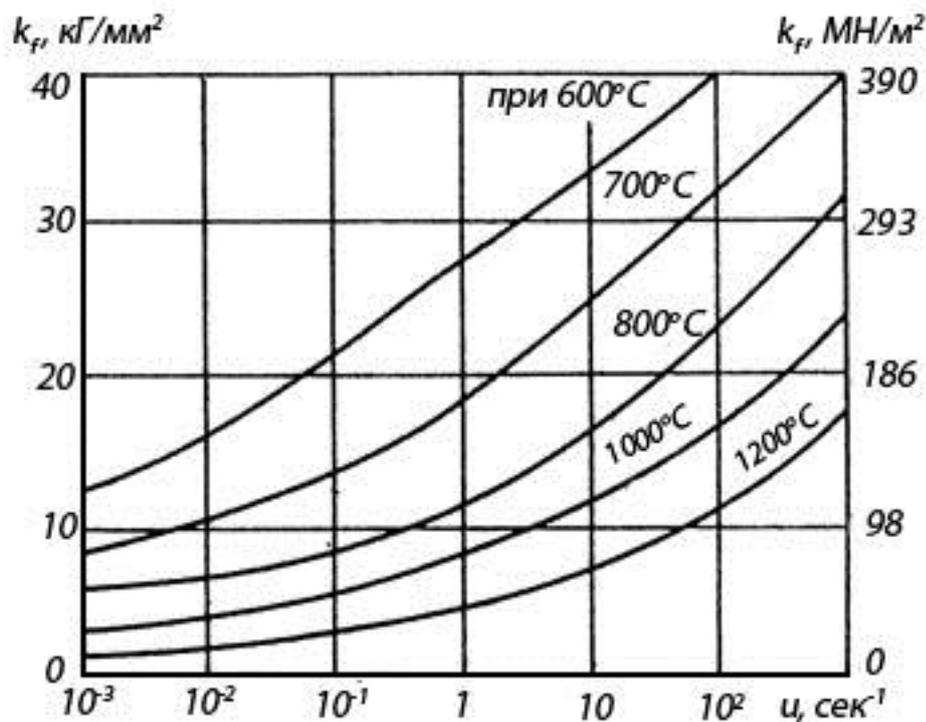


Рисунок 2.12 — Залежність опору деформації  $k_f$  від швидкості деформації  $u$

У зв'язку з таким характером зміни зусиль редукування загальне зусилля прокатки труб в залежності від товщини стінки змінюється порівняно незначно. Це дозволило В. П. Анісіфорову запропонувати для наближеної оцінки тиску металу на валки прості емпіричні залежності:

для труб з товщиною стінки 5-10 мм:

$$P=0,4d_k \quad ,\text{Па} \quad (2.33)$$

для труб з товщиною стінки 19-30 мм:

$$P=0,42d_k \quad ,\text{Па} \quad (2.34)$$

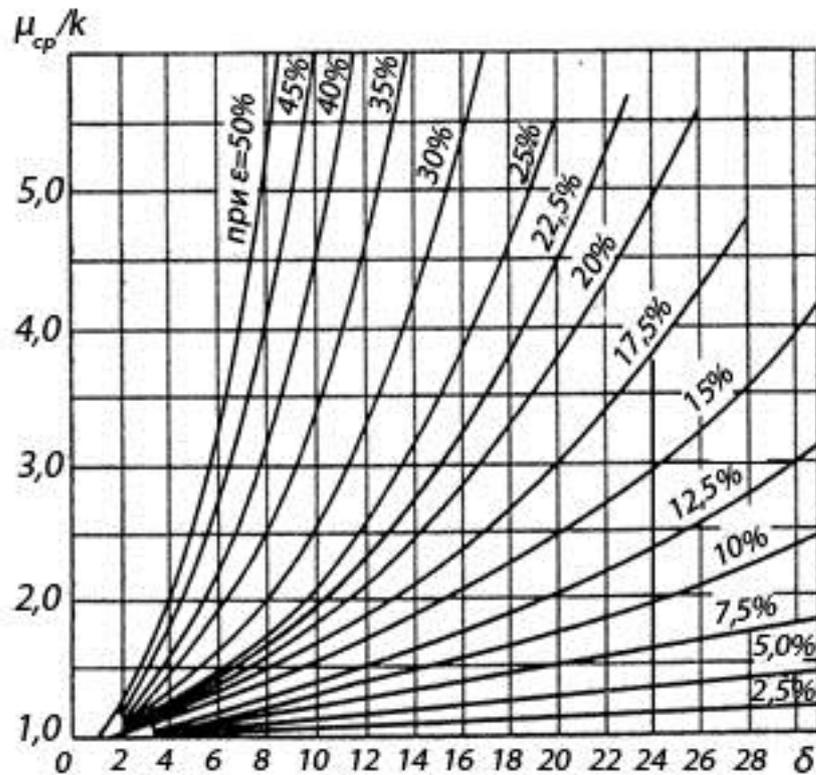


Рисунок 2.13 — Номограма питомих тисків

Осьовий тиск  $Q$  металу на оправку автомат-стана В. П. Анісіфоров рекомендує визначати за співвідношенням:

$$Q=\pi q \Delta_a [(f_l + \text{tg} \varphi) l_2 - l_u \text{tg} \varphi] \quad , \text{Па} \quad (2.35)$$

де  $\Delta_a$  - діаметр оправки автомат-стана, мм;

$\varphi$  - кут конусності оправки, рад;

$f_l$  - коефіцієнт тертя металу по оправці;

$l_u$  - довжина циліндричної частини оправки, мм;

$q$  - середнє питомий тиск на оправку, прийняте рівним опору деформації  $k_f$  для ділянки обтиснення стінки, Па.

Аналіз цієї формули та експериментальні дані показують, що осьові зусилля при прокатці на автомат-стані значною мірою залежать від кута конусності оправки і коефіцієнта тертя між металом і оправленням. Для зниження тертя прокатку ведуть з мастилом, закидаючи її в гільзу перед подачею останньої в валки. В якості мастила використовують кухонну сіль (іноді з добавкою графіту). Тоді коефіцієнт тертя можна приймати рівним 0,20-0,25. За отриманими даними осьовий тиск для тонкостінних труб можна вважати рівним:

$$Q=(0,4 \div 0,5)P \quad , \text{Па} \quad (2.36)$$

При прокатці товстостінних труб відносна деформація стінки, середнє питоме тиск і зусилля на стрижень менше, тому в цьому випадку:

$$Q=(0,15\div 0,20)P \quad , \text{ Па} \quad (2.37)$$

Момент прокатки може бути визначений, якщо припустити, що знайдена рівнодіюча зусиль на ділянці редукування і обтиснення включені в середині дуг захоплення кожної ділянки. Тоді, згідно рисунку 2.11, крутний момент для одного валка з урахуванням осьового зусилля буде:

$$M = P_1 R_{\min} \sin \left( \frac{\alpha_0 - \alpha_0'}{2} + \alpha_0' \right) + P_2 R_{\min} \sin \frac{\alpha_0'}{2} + 0,5 \left( R_{\min} + \frac{d_k}{2} \right) \cdot \alpha_0', \text{ Н}\cdot\text{мм} \quad (2.38)$$

Аналіз наведеної залежності показує, що на величину крутного моменту при прокатці на автомат-стані найбільший вплив робить осьове зусилля. оскільки осьові зусилля вище при прокатці тонкостінних труб, то і момент прокатки, а отже, і потрібна потужність при прокатці тонкостінних труб виявляється більш значною.

## 2.5 Прошивка заготовки на пресі

В даний час при виробництві безшовних труб по деяким технологічним схемам замінюють прошивку на станах поперечно-гвинтової прокатки прошивкою на пресах.

При виробництві труб використовують три види прошивки на пресах:

1. Прошивка пуансоном (голкою) при виробництві труб по методу Ергардта (заповнює прошивка).
2. Прошивка на глухій матриці (закрита або наростаюча прошивка).
3. Прошивка в контейнері з матрицею.

Останній вид прошивки застосовують при пресуванні труб. За методом Ергардта (заповнює прошивка) багатогранний злиток або квадратну заготовку прошивають в круглому контейнері. Схема прошивки показана на рисунку 2.14.

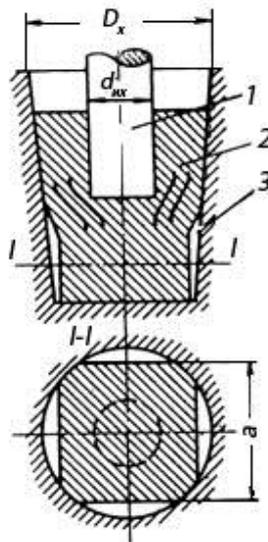


Рисунок 2.14 — Схема прошивки по методу Едгарда

Площа пуансона 1 (Голки) дорівнює площі зазору між злитком 2 і контейнером 3, тому метал тече радіально і висота злитку практично незмінна. Зазвичай прошивку ведуть з деякими переповерхненням, (на 5-10%) для кращого заповнення контейнера. Для заповнюючої прошивки справедливо співвідношення:

$$\frac{d_k^2 \Pi}{4} = a^2 + \frac{d_{гол}^2 \Pi}{4} \quad (2.39)$$

де  $D_k$  - діаметр контейнера, мм;

$d_{гол}$  - діаметр голки, мм;

$a$  - довжина сторони перерізу квадратної заготовки без врахування закруглення кутів, мм.

Виходячи з рівняння (2.39), визначають співвідношення між діаметром пуансона (голки) і діаметром контейнера при заданому відношенні  $D_k/a$ . Так, при  $D_k/a = 1,18$  маємо  $d_r/D_k = 0,605$ . При заповнюючій прошивці процес проходить так, що знаходиться перед торцевою поверхнею голки «мертвий» конус матеріалу проникає в метал як вістря голки і прошиває заготовку. Це наочно можна простежити за зміною координатної сітки, показаної на рисунку 2.15.

Виходячи з представленої схеми прошивки, основне зусилля витрачається на подолання тертя між «мертвою» зоною металу і іншим металом. Сила цього тертя (опір зрушенню):

$$\tau_{кр} = 0,58\sigma_s \quad , \text{ Н} \quad (2.40)$$

де  $\sigma_s$  - опір деформації при розтягуванні з урахуванням швидкості і температури деформації.

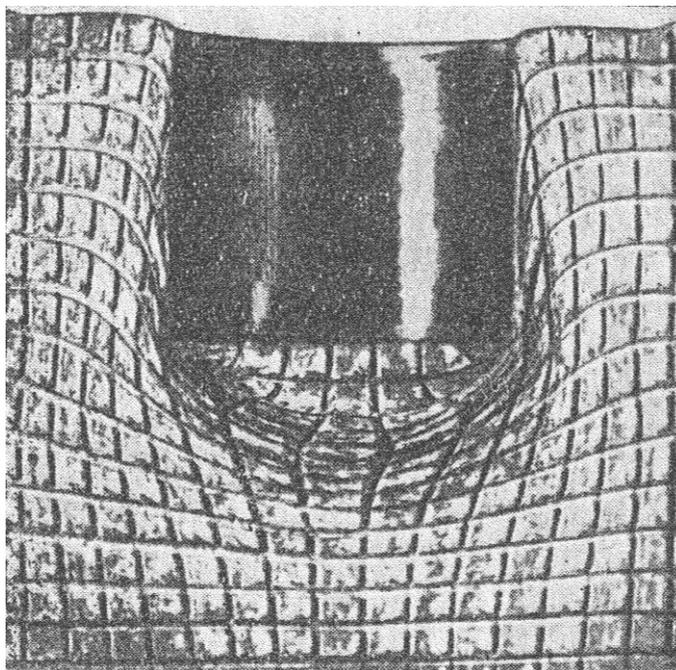


Рисунок 2.15 — Зміна координатної сітки при прошивці (ясно помітний затемнений «мертвий» конус під голкою)

Зусилля, необхідне для заповнює прошивки, визначається за формулою Ш. Гелей:

$$P_{пр} = 3,3\sigma_s d_{гол}^2, \text{ Н} \quad (2.41)$$

При закритій прошивці метал, витиснений голкою, може текти тільки назустріч руху голки.

Схема прошивки показана на рисунку 2.16. Для наростаючої прошивки застосовують круглу заготовку або зливок з хвилястою бічною поверхнею. Для того щоб вільно вкласти заготівлю в контейнер 2, її діаметр повинен бути дещо менше діаметра контейнера (на 5-10 мм). Висота злитку збільшується на величину витісненого голкою 3 об'єму металу. Перед прошивкою відбувається розпресування злитку: зменшення висоти і збільшення діаметра зливка до повного зіткнення зі стінками контейнера. Це усуває ексцентричну прошивку і тим самим зменшує різностінність гільзи.

При наростаючій прошивці зусилля витрачається як на подолання тертя між «мертвим» конусом і прошиваемим металом, так і на подолання сил тертя між металом і стінками контейнера. Сили тертя між металом і голкою (пуансоном) незначні, якщо остання виконана з циліндричним калібрувальним паском. Тому їх впливом на зусилля при прошивці можна знехтувати.

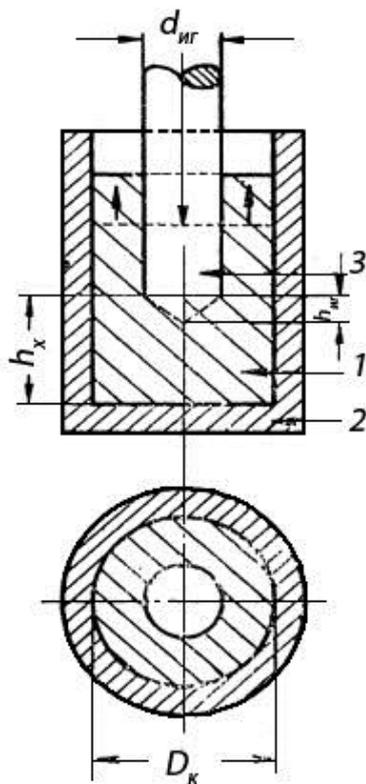


Рисунок 2.16. — Схема закритої (наростаючої) прошивки

При наростаючій прошивці зусилля  $P$  визначається для двох стадій процесу:

1) коли висота  $h_x$  непрошитої частини зливку більше висоти  $h_m$  «мертвої» зони. Для цієї стадії процесу характерно сталість зусиль на голку.

Відношення питомого тиску на голку до істинному опору деформування визначається рівнянням (по І. Я. Тарновському):

$$\frac{P}{\sigma_s} = 3 + 2 \frac{1 - 0,85 \frac{d_{гол}}{D_k}}{1 - \left(\frac{d_{гол}}{D_k}\right)^2} \quad (2.42)$$

2) коли висота  $h_x$  непрошитої частини зливка менше висоти  $h_m$  «мертвої» зони. На цій стадії процесу зусилля прошивки різко зростає через зміну характеру деформації (додатково витрачається сила на подолання тертя металу об днище контейнера). Зусилля досягає свого максимального значення в кінці прошивки. Відношення  $P/\sigma_s$  визначається рівнянням:

$$\frac{P}{\sigma_s} = 3 + 0,22 \frac{D_k}{h_c} \quad (2.43)$$

де  $h_c$  - товщина денця прошитої заготовки, мм.

У всіх випадках, коли товщина денця гільзи (склянки)  $h_c > h_m$ , зусилля прошивки визначається за формулою (43). Нижче наведені значення висоти «мертвої» зони залежно від ставлення  $d_r/D_k$  при коефіцієнті тертя  $f = 0,3-0,5$  (за І. Я. Тарновським), якими рекомендується користуватися при розрахунку зусилля прошивки.

$$\frac{d_{гол}}{D_k} \quad 0,1 \quad 0,3 \quad 0,5 \quad 0,7 \quad 0,9$$

$$\frac{h_m}{d_{гол}} \quad 1,67 \quad 0,8 \quad 0,49 \quad 0,3 \quad 0,14$$

Для практичних розрахунків висота «мертвої» зони може бути прийнята рівною:

$$h_m = (0,3 \div 0,4) d_{гол} \quad , \text{мм}$$

Залежність зусилля прошивки від  $d_r/D_k$  має екстремальний характер; мінімальне зусилля відповідає величині  $d_r/D_k = 0,6-0,7$ .

Менше зусилля при прошивці є істотною перевагою заповнюючої прошивки (метод Ергардта) порівняно з наростаючою прошивкою. Коли використовують квадратну заготовку, то виготовлення її для отримання гільз за методом Ергардта технологічно простіше і дешевше порівняно з виготовленням круглої заготовки для отримання гільз наростаючою прошивкою. Однак забезпечити точне центрування заготовки за методом Ергардта значно важче. Це є причиною підвищеної різностінності гільз. Для зменшення останньої додатково вводять калібрування діагоналей і надання конусності заготівлі. В цьому випадку для полегшення видачі гільзи з контейнера втулку контейнера роблять конусною.

Додаткова установка преса або прокатного стану для цієї мети ускладнює технологічний процес. При наростаючій прошивці попереднє калібрування заготовки не потрібне. Однак через можливість використовувати при отриманні склянки (гільзи) квадратну заготовку (блюм)

або зливок віддають перевагу заповнюючій прошивці.

При заповнюючій прошивці на бічній поверхні заготовки виникають тангенціальні розтягуючі напруги, які можуть привести до виникнення тріщин і розкриття дефектів. Використання при заповнюючій прошивці багатогранного зливка з увігнутими гранями виключає розкриття дефектів на бічній поверхні зливка. Завдяки увігнутим граням на бічній поверхні під час прошивки виникають стискаючі напруги, що перешкоджають розкриттю дефектів, так як периметр поперечного перерізу зливка більше периметра перетину склянки (гільзи) і процес прошивки супроводжується зменшенням вихідного периметра поперечного перерізу.

Прошивку заготовки (зливка) здійснюють на горизонтальних пресах зусиллям 7,8-11,8 МН (800-1200 т). Раніше використовували вертикальні преси зусиллям 6,9 МН (700 т). Останнім час перевагу віддають горизонтальним пресам (менша висота будівлі, простіше установка зливка в контейнер і його видача, легше обслуговування).

Отримання гільзи (склянки) на пресах має суттєвий недолік - найбільше відношення довжини склянки до його діаметру практично знаходиться в межах 4-7 (менше значення для більшого діаметру склянки). При більшій довжині склянки і відповідно при більшій довжині пуансона (голки) опір останнього подовжньому вигину різко зменшується. Це призводить до значного збільшення разностенності одержуваного склянки.

На рисунку 2.17 показано загальний вигляд горизонтального гідравлічного преса.

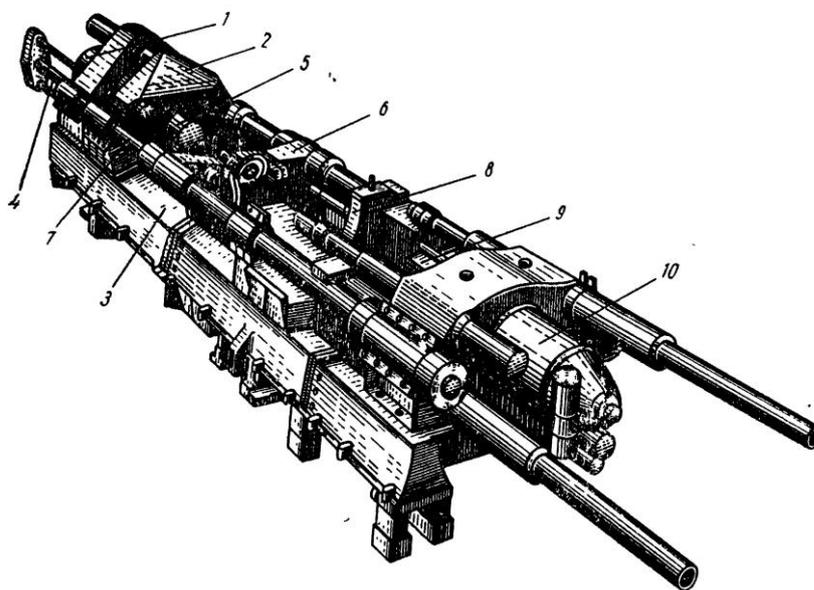
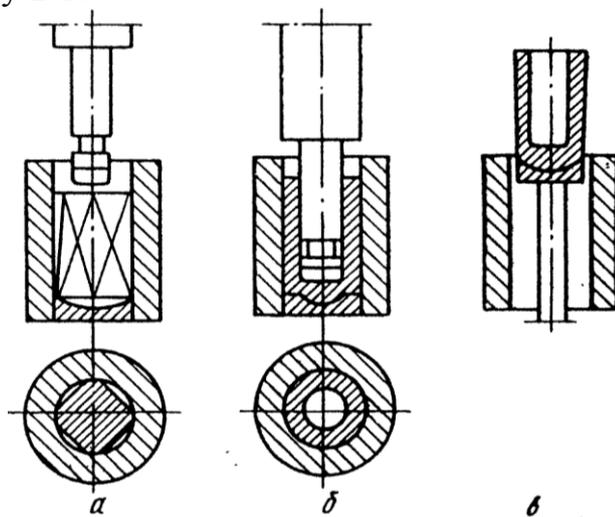


Рисунок 2.17 — Горизонтальний гідравлічний прес

Зусилля прошивки від головного циліндра 1 передається рухомій траверсі 2 через головний плунжер. Переміщення траверси відбувається по напрямних станини 3, які мають пластини зносу. Зворотний хід траверси здійснюється двома гідравлічними циліндрами 4 зворотнього ходу, які пов'язані з траверсою тягами. В траверсі вмонтований тримач 5, в який

закручується пуансон. З цією траверсою пов'язана інша траверса 6, в якій монтується центруюча втулка. Переміщення цієї траверси проходить по напрямних штокам 7. Контейнеротримач 8 жорстко закріплений на станині преса. Виштовхувач гільзи сполучений з траверсою 9, переміщення якої по напрямних здійснюється плунжером циліндра виштовхувача 10. Двома іншими циліндрами здійснюється зворотний хід траверси виштовхувача.

За першу половину ходу головного плунжера пуансон заштовхує заготовку в контейнер. При цьому виштовхувач і денце (глуха матриця) переміщуються у вихідне положення. Центруюча втулка входить в контейнер. За другу половину ходу плунжера здійснюється прошивка заготовки. Після прошивки включаються циліндри зворотнього ходу, що переміщують траверсу, і пуансон витягується з прошитого склянки. Стакан утримується в контейнері центруючої втулки. Коли траверса головного плунжера досягає певного положення, починається рух траверси з вмонтованою центруючою втулкою. Після того як втулка вийде з контейнера, виштовхувач разом з денцем видає стакан з контейнера. Схема прошивки показана на рисунку 2.18.



*а* - початок прошивки; *б* - кінець прошивки; *в* - витяг склянки.

Рисунок 2.18 — Схема прошивки заготовки

Калібрування робочого інструмента. Форма і розміри пуансонів визначаються конструктивними особливостями процесів, а також заданою висотою склянки і діаметром прошитого в ньому отвору. Пуансони зазвичай виготовляють із змінною прошивною головкою. Найбільш часто застосовують пуансони з плоскою головкою. На рисунку 2.19 показано загальний вигляд таких пуансонів (а) та із плоскою змінною головкою (б).

Як показали дослідження, відмінності в зусиллі прошивки пуансона з плоскою і напівкруглої головками незначні. Головку пуансона виготовляють з кованої сталі, що містить 0,3% С; 0,3% Мn, 1,0% Si; 1,3% С; 4,2% W; 0,25% V. Після механічної обробки головку пуансона гартують в маслі з 1000-1050°С і відпускають при 600 - 650 ° С. Твердість головки після відпуску 230 НВ.

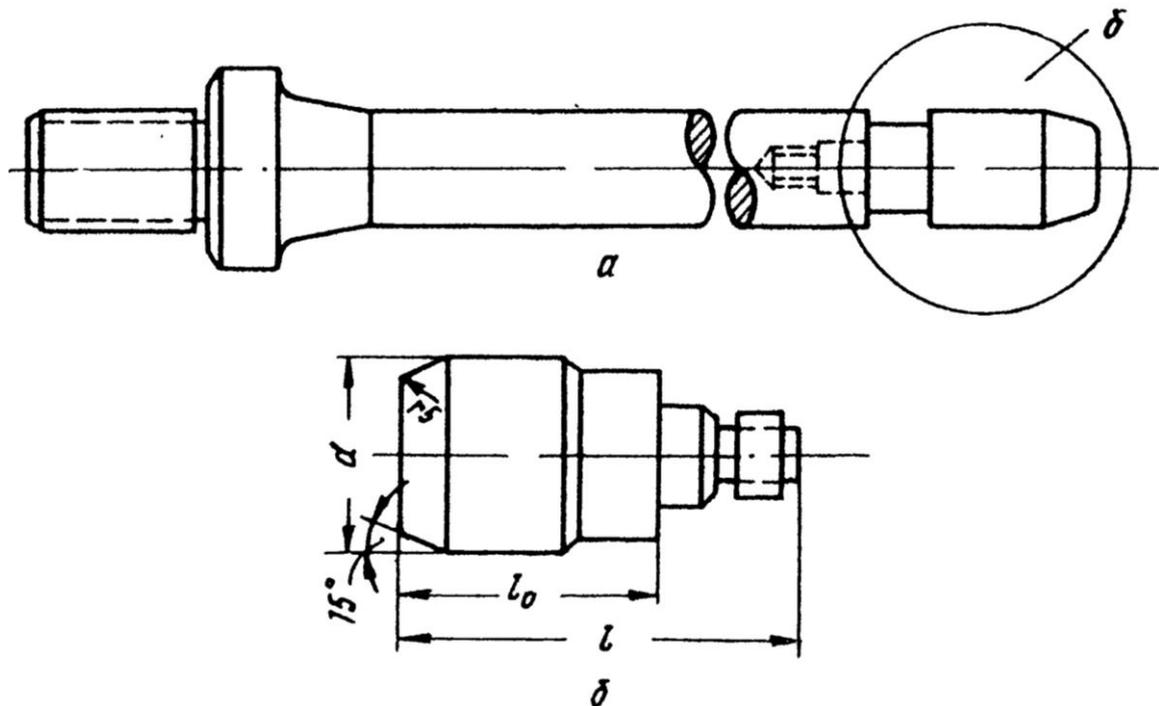


Рисунок 2.19 — Пуансон

Тіло пуансона виготовляється куванням зі сталі з 0,55% С; 0,70% Мп, 0,4% Si; 0,70% Cr; 1,60% Ni; 0,40% Мо; 0,16% V. Поковки піддаються пом'якшувальному відпалу при 650-680 °С. Термічна обробка тіла пуансона після механічної обробки включає загартування в маслі з 820-860 °С, і наступний відпуск при 520-600° С до досягнення твердості 240 НВ. Застосування більш міцної сталі для тіла пуансона пояснюється необхідністю мати в ньому великий опір подовжньому вигину. Тому й термічну обробку тіла пуансона виробляють на велику твердість. Термін служби пуансона становить 3500-5000 прошивок, а змінної головки 2500-3000. Розміри змінних головок пуансона визначаються розмірами виготовлених труб, мм:

$D_T$	$d$	$l_0$	$l$
80-90	80-100	85-100	140-470
100-120	105-125	105-125	180-210

Втулки (рисунок 2.20) контейнера мають зовні невелику конусність, завдяки чому досягається найбільш щільне кріплення їх в обоймі. Ділянка втулки, що примикає до робочого конусу, виконаний циліндричним з метою забезпечення кращого захоплення склянки валками елонгатора.

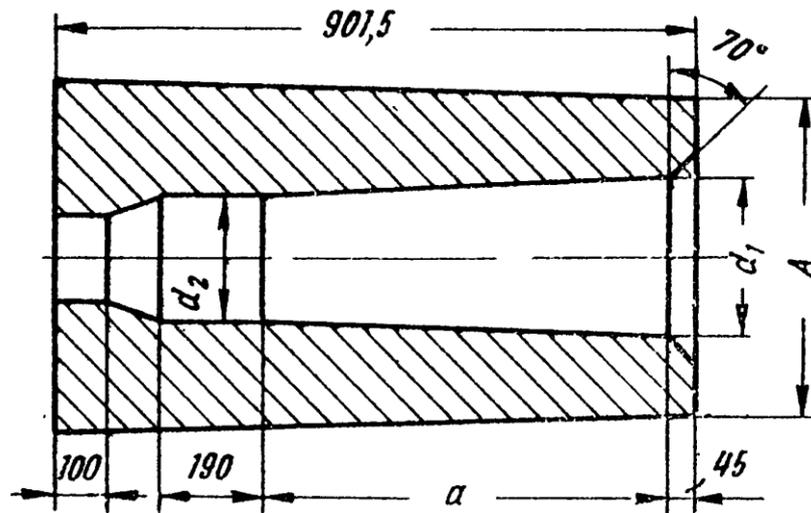


Рисунок 2.20 — Втулка контейнера

Для виготовлення втулок контейнера можуть застосовуватися і чавун, і сталь. Зазвичай застосовують чавун як більш зносостійкий, наступного складу: 3,0% С; 0,70% Mn; 1,5% Si; 6% Ni; 1, 25% Cr; 0,2% P; 0,1% S. Твердість втулки повинна бути в межах 230-270 НВ. Стійкість втулок складає 8-10 тисяч прошивок. Застосовують втулки таких розмірів, мм:

Сторона квадрата А	$d_1$	$d_2$	a
110	145,3	140	531,5
125	174,2	169	541,5

Різностінність склянки є найбільш характерним видом браку при прошивці на пресах. Практично встановлено норму допусків не більше 10%. Різностінність може бути викликана: 1) нахиленим розташуванням осі пуансона щодо осі контейнера, 2) зміщенням осі пуансона паралельно осі контейнера (ексцентрична прошивка). Різностінність першого виду може бути також пов'язана з нерівномірним нагріванням заготовки. Невідповідність розмірів контейнера і заготовки призводить до зміщення останньої до однієї сторони матриці, тобто різностінності другого виду.

## 2.6. Редукування труб

Прокатку труб з метою зменшення їх діаметра (редукування) досить широко застосовують майже у всіх цехах по виробництву гарячекатаних труб, а також при виготовленні труб зварюванням. Це пояснюється тим, що отримання труб малих розмірів зазвичай пов'язане з відчутними втратами продуктивності трубопрокатних або трубозварювальних агрегатів і, отже, з подорожчанням продукції. Крім того, в деяких випадках, наприклад, прокатка труб діаметром менше 60-70 мм або труб з вельми великою

товщиною стінки і невеликим внутрішнім отвором ускладнена, тому що вимагає застосування оправок занадто малого діаметру.

Редукування здійснюється після додаткового нагріву (або підігріву) труб до 850-1100 °С прокаткою їх на многокліткових безперервних станах (з числом клітей до 24) без застосування внутрішнього інструменту (оправки). В залежності від прийнятої системи роботи цей процес може протікати з збільшенням товщини стінки або з її зменшенням. У першому випадку прокатку ведуть без натягу (або з дуже незначним натягом); а в другому - з великим натягом. Другий випадок, як більш прогресивний, набув поширення в останнє десятиліття, оскільки дозволяє здійснювати значно велику редукцію, а зменшення товщини стінки при цьому розширює сортамент прокатуваних труб більше економічними - тонкостінними трубами.

Можливість стоншування стінки при скороченні дозволяє отримувати на основному трубопрокатному агрегаті труби з дещо більшою товщиною стінки (іноді на 20-30%). Це помітно підвищує продуктивність агрегату.

Разом з тим у багатьох випадках зберіг своє значення і більш старий принцип роботи - вільне редукування без натягу. В основному це відноситься до випадків редукування порівняно товстостінних труб, коли навіть при великому натязі, помітно, зменшити товщину стінки стає важко. Слід зазначити, що в багатьох трубопрокатних цехах встановлені редукційні стани, які розраховані на вільну прокатку. Ці стани ще тривалий час будуть експлуатуватися і, отже, редукування без натягу буде широко застосовуватися.

Розглянемо, як змінюється товщина стінки труби при вільному редукуванні, коли відсутні осьові зусилля натягу або підпору, а схема напруженого стану характеризується стискаючими напруженнями. В. Л. Колмогоров і А. С. Глейберг, виходячи з того, що дійсна зміна стінки відповідає мінімальній роботі деформації, і використовуючи принцип можливих переміщень, дали теоретичне визначення зміни товщини стінки при скороченні. При цьому було зроблено припущення, що нерівномірність деформації істотно не впливає на зміну товщини стінки, а сили зовнішнього тертя не враховували, оскільки вони значно менше внутрішніх опорів. На рисунку 2.21 показані криві зміни товщини стінки від початкової  $S_0$  до заданої  $S$  для сталей, які погано зміцнюються, в залежності від ступеня редукування від вихідного діаметра  $D_{T0}$  до кінцевого  $D_T$  (відношення  $D_T/D_{T0}$ ) і геометричного фактора-тонкостінних труб (відношення  $S_0/D_{T0}$ ).

Аналіз цих кривих показує, що тонкостінні труби з відношенням  $S_0/D_{T0} < 0,1$  при будь-якому ступені редукування завжди потовщуються, а труби з дуже товстою стінкою при  $S_0/D_{T0} > 0,35$  завжди стають більш тонкими. Що стосується труб, тонкостінність яких знаходиться в межах 0,1-0,35, то зміна товщини їх стінки залежить від величини редукування. При цьому, очевидно, є критичний ступінь деформації, при якому товщина стінки завжди зберігається незмінною. При такому ступені редукування опір затіканню

металу всередину труби виявляється настільки значним, що зменшення діаметра дає тільки осьову деформацію (витяжку).

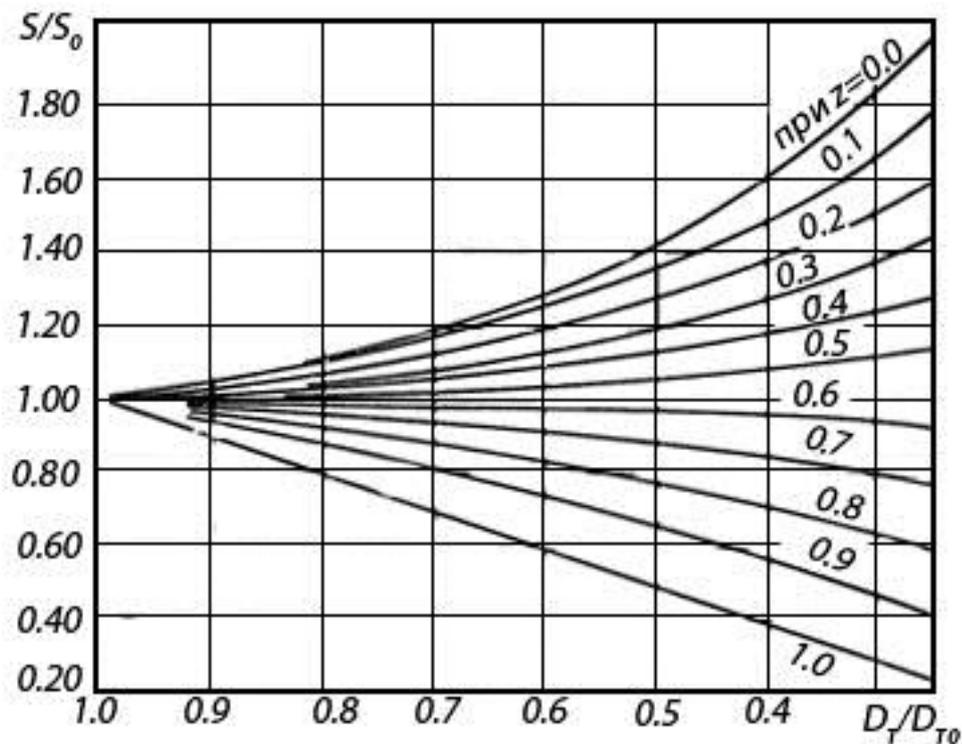


Рисунок 2.21— Криві для визначення зміни товщини стінки  $5T$  при скороченні без натягу (по В. Л. Колмогорова і А. С. Глейбергу)

При малих ступенях редукування опір подовжньому затіканню виявляється більше опору затіканню всередину, що викликає потовщення стінки. З ростом величини деформації інтенсивність потовщення стінки зростає. Однак разом з тим зростає і опір затіканню всередину труби. При певній величині редукування потовщення стінки досягає свого максимуму і подальше збільшення ступеня редукування призводить до більш інтенсивного росту опору затіканню всередину і в результаті потовщення починає зменшуватися.

На практиці промислового редукування зазвичай використовують труби з відношенням  $S_0/D_{T_0} < 0,1$ , а при скороченні більше товстостінних труб з відношенням  $S_0/D_{T_0} = 0,1-0,25$  порівняно невелике зменшення діаметра, так що у виробничих умовах при скороченні без натягу відбувається тільки потовщення стінки.

Наведені на рисунку 2.21 криві представляють певні незручності для практичних розрахунків, Так як для їх використання необхідно знати вихідну товщину стінки. Між тим зазвичай відома тільки товщина стінки готової редукованої труби і при використанні цих кривих доводиться задаватися шуканим значенням, тобто користуватися методом послідовного наближення.

У зв'язку з цим великого поширення набули емпіричні формули різних авторів. Так А. С. Глейберг рекомендує користуватися співвідношеннями: для труб з товщиною стінки менше 15 мм:

$$S_0 = S[1 - 0,0044(D_{T0} - D_T)] \quad , \text{ мм} \quad (2.44)$$

для труб з більшою товщиною стінки:

$$S_0 = S - \frac{D_{T0} - D_T}{14,9} \quad , \text{ мм} \quad (2.45)$$

Характер зміни товщини стінки різко змінюється, якщо процес здійснювати з натягом. Як вже зазначалося, наявність і величина осьових напружень характеризуються швидкісними умовами деформації на безперервному стані, показником яких є коефіцієнт кінематичного натягу.

Ступінь натягу металу зазвичай висловлюють через ставлення осьового напруження в металі (напруги натягіння)  $\sigma$  до величини опору деформації  $k_f$ , називаючи це відношення коефіцієнтом пластичного натягу:

$$z = \frac{\sigma}{k_f}$$

$$k_f = 1,15\sigma_s$$

де  $\sigma_s$ —межа плинності деформованого металу при температурі прокатки.

Зазвичай вважають, що зміна товщини стінки відбувається в осередку деформації кожної кліти, хоча частково стінка при редукуванні з натягом змінюється і в межклітвом просторі.

Тому, використавши ті ж допущення, що і при виведення залежності зміни товщини стінки від ступеня редукування при відсутності натягу, В. Л. Колмогоров отримав формулу:

$$\frac{S}{S_0} = \left( \frac{D_{T0}}{D_T} \right)^a \quad (2.46)$$

де:

$$a = 0,5 \left( 1 - \frac{3z}{\sqrt{4 - 3z^2}} \right)$$

Для спрощення розрахунків на рисунку 2.22 залежність (2.46) наведено графічно. Неважко бачити, що при коефіцієнті пластичного натягу  $Z \approx 0,57$  деформація стінки труби не відбувається ( $S/S_0=1$ ).

При менших величинах натягу відбувається потовщення стінки труб ( $S/S_0 > 1$ ). При чому чим інтенсивніше, ніж менше коефіцієнт пластичного натягу. Максимальна потовщення відбувається при роботі без натягу ( $Z=0$ ). В цьому випадку:

$$\frac{S}{S_0} = \sqrt{\frac{D_{T0}}{D_T}} \quad (2.47)$$

що відповідає рисунку 2.22, якщо вважати, що  $S_0/D_{T0} < 0,1$  (в більшості випадків ця умова задовольняється). При редукуванні з натягом ( $Z > 0,57$ ) відбувається потоншення стінки. Теоретично максимальна величина коефіцієнта пластичного натягу може дорівнювати одиниці. Це означає, що осьові напруги стають рівними межі текучості. Щоб уникнути розриву труби на практиці не допускають величини коефіцієнта пластичного натягу більше 0,75-0,80. Для підрахунку середнього коефіцієнта пластичного натягу Ной-Манн і Ганке рекомендують формулу:

$$z = \frac{(2 - A_x) \ln \mu_x + (1 + A_x) \ln \frac{D_{Tx} - S_x}{D_{Tx-1} - S_{x-1}}}{(2 - A_x) \left[ \ln \mu_x - \ln \frac{D_{Tx} - S_x}{D_{Tx-1} - S_{x-1}} \right]} \quad (2.48)$$

$$A_x = 0,5 \left( \frac{S_{x-1}}{D_{Tx-1}} + \frac{S_x}{D_{Tx}} \right)$$

де:

$\mu_i$ - коефіцієнт витяжки в  $i$ -тій клітці.

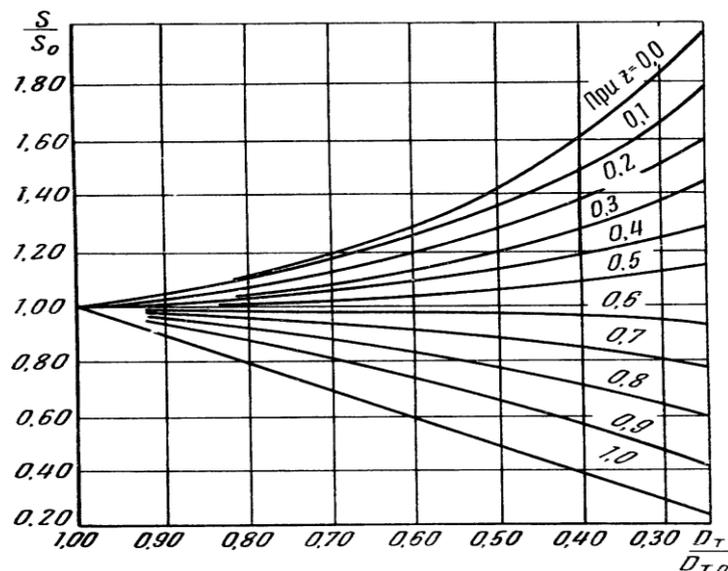


Рисунок 2.22 — Криві для визначення зміни товщини стінки при редукуванні з натягом (по В. Л. Колмогорова)

За цією формулою, знаючи діаметр і товщину стінки до редукування і діаметр труби після редукування, а також задавшись коефіцієнтом пластичного натягу, можна визначити товщину стінки труби після редукування. Такий розрахунок можна робити для кожної клітці або в цілому по всьому стану.

При редукуванні з натягом умови деформації кінців труб відрізняються від умов деформації середини труби, коли процес прокатки вже стабілізувався. В процесі заповнення стану або при виході труби зі стану кінці труби сприймають лише частина натягу, а прокатка, наприклад в першій клітці до моменту заходу труби в другу кліть, взагалі проходить без

натягу. В результаті кінці труб завжди більш товсті, що є недоліком процесу редукування з натягом.

Довжина  $l_k$  потовщених кінців залежить в основному від відстані  $C$  між клітями стану, ступеня редукування і величини натягу. Ступінь редукування і величина натягу в кінцевому рахунку визначають сумарну витяжку. Довжина  $l_k$  потовщених кінців може бути визначена за емпіричними залежностями різних авторів. А. С. Глейберг і А. С. Нікітін рекомендують наступну формулу для визначення сумарного потовщення переднього і заднього кінців труби:

$$l_k = 2,5(\mu + 1)C\sqrt[4]{z} \quad (2.49)$$

Фірма Етна-Стандарт довжину потовщеного кінця рекомендує розраховувати за формулою, яка після перетворення отримує вид:

$$l_k = 2C \frac{D_{T0} - S_0}{D_T - S} \quad (2.50)$$

Характер зміни товщини стінки по довжині труби показаний на рисунку 2.23. Як видно з цього рисунка, на кінцевій ділянці, рівному приблизно одному межклетевому відстані, товщина стінки має однакову максимальну величину, а потім інтенсивно зменшується до величини, стабільної по всій довжині труби.



Рисунок 2.23 — Зміна товщини стінки по довжині труби при редукуванні з натягом

Величина обрізу може бути дещо менше довжини потовщеного кінця через використання плюсового допуску на товщину стінки. Наявність потовщених кінців в значній мірі впливає на економічність процесу редукування, так як ці кінці підлягають обрізці і є витратами виробництва. У зв'язку з цим процес прокатки з натягом застосовують тільки в разі отримання після редукування труб довжиною більше 40-50 м, коли відносні втрати в обріз знижуються до рівня, характерного для будь-якого іншого способу прокатки.

Наведені методи розрахунку зміни товщини стінки дозволяють у кінцевому підсумку визначати коефіцієнт витяжки як для випадку вільного редукування, так і для випадку прокатки з натягом. Відповідно до закону сталості секундних обсягів для чисел оборотів валків і катають діаметрів можна записати:

$$\frac{n_x}{n_{x-1}} = \frac{D_{x-1}}{D_x} \mu_x \quad (2.51)$$

Катаючий діаметр для кліті в разі вільної прокатки визначається за формулою:

$$D_x = D_i - \cos\theta_k D_{Tx}$$

де  $D_i$  - ідеальний діаметр валка (з урахуванням зазору).

Причому для двовалкових станів кут приймають рівним, як і при прокатці на оправці, приблизно  $40^\circ$  ( $\cos 40^\circ = 0,75$ ), а для трьохвалкових близько  $20^\circ$  ( $\cos 20^\circ = 0,885$ ). При прокатці з натягом катає діаметр буде іншим, оскільки в цьому випадку спостерігається деяка пробуксовка. Коефіцієнт пробуксовки залежить в основному від величини обтиснення труби в даній кліті і величини натягу. Тоді:

$$\frac{n_x}{n_{x-1}} = \frac{D_{x-1} \mu_x}{D_x \xi_x} \quad (2.52)$$

При обтисненні, рівному 8-10%, і при коефіцієнті пластичного натягу 0,7-0,75 величина пробуксовки характеризується коефіцієнтом = 0,83-0,88. З розгляду формул (2.51 і 2.52) неважко помітити, як точно повинні дотримуватися швидкісні параметри в кожній кліті, щоб прокатка протікала по розрахунковому режиму. Груповий привод валків в редуційних станах старої конструкції має постійне співвідношення числа оборотів валків у всіх клітях, які тільки в частому випадку для труб одного розміру можуть відповідати режиму вільної прокатки. Редукування труб всіх інших розмірів буде відбуватися з іншими витяжками, отже, вільний режим прокатки не буде витримуватися. Практично в таких станах завжди процес протікає з невеликим натягом. Індивідуальний привід валків кожній кліті з тонкою регулюванням їх швидкості дозволяє створювати різні режими натягу, в тому числі і режим вільної прокатки. Питомий тиск при скороченні без натягу можна визначати за наступною формулою (2.8). Коефіцієнт  $\eta$ , що входить в цю формулу:

$$\eta = 1 + 0,5 \frac{D_{Tx}}{l_d} \sqrt{\frac{S_x}{D_{Tx}}}$$

а довжина осередку деформації:

$$l_d = \sqrt{R_{мин} \Delta D_{Tx}}$$

де  $\Delta D_{Tx}$  – обтиснення труби по діаметру.

Повний тиск прокатки, рівне  $P = rF$ , можна розрахувати, якщо попередньо знайти площу контактної поверхні. З достатньою для практичних розрахунків точністю можна прийняти:

$$F = (0,9 \div 0,95) l_d D_{T.c.p} \sin \frac{\pi}{a} \quad (2.53)$$

де  $a$  – число валків у кліті;

$D_{T.c.p}$  – середній діаметр труби, мм.

В. П. Анісіфоров рекомендує наступну залежність для визначення питомих тисків при скороченні з натягом:

$$p = \eta k_f \frac{2S}{D_{T.cp}} \left[ 1 - \left( \frac{1}{3} z_{II} + \frac{2}{3} z_3 \right) \right] \quad (2.54)$$

де  $z_{II}$  і  $z_3$  – коефіцієнти переднього і заднього натягу.

Питомий тиск при скороченні зі збільшенням натягу істотно зменшується. Як видно з цієї формули, при прокатці з натягом, близькими до максимально можливого, питомий тиск може знизитися майже в 3 рази. Розрахунки на міцність клітей слід проводити на випадок, коли відбувається заповнення стану металом і натяг одно кінцю. За експериментальними даними, отриманими при прокатці труб розміром 46x4 мм, фактичний тиск на валок при сталому процесі з температурою прокатки 950-1000° С становлять 58-118 кН (6-12 т). Момент обертання валків кожної кліті в разі відсутності сил натягу буде визначатися формулою:

$$M = Pl_D \psi \quad (2.55)$$

де  $\psi$  - коефіцієнт, що враховує положення точки додатка рівнодіючої (при скороченні без натягу можна прийняти  $\psi = 0,5$ ).

При деформації з натягом, коли з'являються додаткові осьові зусилля натягу, момент прокатки може значно змінюватися. Сумарний обертовий момент в цьому випадку може бути розрахований за формулами В. П. Анісіфорова:

для двовалкових станів:

$$M = PD_{Tx} f \left[ \frac{D_i}{D_{Tx}} \left( \frac{\pi}{2} - 2\theta_k \right) - (1 - 2 \sin \theta_k) \right] \quad (2.56)$$

для трьохвалкових станів:

$$M = PD_{Tx} f \sqrt{3} \left[ \frac{D_i}{D_{Tx}} \left( \frac{\pi}{3} - 2\theta_k \right) - \left( \frac{\sqrt{3}}{2} - 2 \sin \theta_k \right) \right] \quad (2.57)$$

де  $\theta_k$  - кут, що характеризує катаючий діаметр;  
 $f$  - коефіцієнт тертя;

$D_i$  - ідеальний діаметр валка, мм.

Оскільки передній і задній натяг створюють моменти, спрямовані в різні боки, то загальний момент обертання валків в кожній кліті може зростати або зменшуватися залежно від співвідношення зусиль переднього і заднього натягу. У цьому відношенні умови, в яких знаходяться початкові і останні 2-3 кліті, неоднакові. Якщо момент прокатки в першій кліті в міру проходження труби в наступних клітях зменшується за рахунок натягу, то момент прокатки в останніх клітях, навпаки, повинен бути вищим, так як ці кліті відчувають в основному заднє натяг. І лише в середніх клітях в зв'язку з близькими значеннями переднього і заднього натягу момент прокатки при сталому режимі мало відрізняється від розрахункового. При розрахунку міцності вузлів приводу стану, який працює з натягом, необхідно мати на увазі, що момент прокатки короткочасно, але вельми різко зростає в період захоплення труби валками, що пояснюється великою різницею в швидкостях

труби і валків. Виникаюче при цьому пікове навантаження, що перевищує усталену іноді в кілька разів (особливо при деформації з великим натягом), може послужити причиною поломок механізму привода. Тому при розрахунках це пікове навантаження враховують введенням відповідного коефіцієнта, що приймається рівним 2 – 3.

*Контрольні питання:*

- 1. Вихідний метал для бесшовної прокатки труб.*
- 2. Дефекти за зливках і заготовках.*
- 3. Обладнання для підготовки вхідного металу.*
- 4. Прокатка труб на безперервному стані.*
- 5. Основні геометричні характеристики деформації під час прокатки труб.*
- 6. Зусилля, рівнодіюча сил при прокатці труб.*
- 7. Схема прокатки на трьохвалковому розкатному стані.*
- 8. Вплив зміни кута подачі та обтиснення на товщину стінки під час поперечно-гвинтової прокатки.*
- 9. Схема прокатки на автомат-стані.*
- 10. Осередок деформації при прокатці на автомат-стані*
- 11. Схема прошивки за методом Едгарда.*
- 12. Принцип дії горизонтального гідравлічного пресу.*
- 13. Сутність редукування труб.*