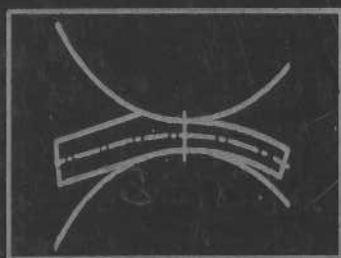


621.771
Т 338

В.А. Николаев, В.Л. Мазур,
А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич

ТЕОРИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ



Киев - Москва
1996

В.А. Николаев, В.Л.Мазур,
А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич

ТЕОРИЯ И ТЕХНОЛОГИЯ НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ

Киев - Москва
1996

21.771.23-415
T-338'

12

В.А. Николаев, В.Л. Мазур, А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич
А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич

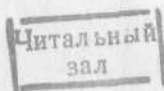
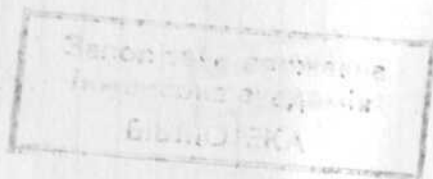
В.А. Николаев, В.Л. Мазур, А.К. Голубченко, Е.В. Бинкевич.
Теория и технология несимметричной прокатки. - М.: Агентство
"Информарт", 1996. - 262 с.

В книге представлены результаты многолетних исследований
технологии несимметричной прокатки. Рассмотрены новые
технологические процессы производства полос, направленные на
повышение качества профиля прокатываемой продукции. Книга
рассчитана на специалистов.

313135

ISBN 5-900727-14-9

© Коллектив авторов, 1996



ВВЕДЕНИЕ

Постоянной проблемой прокатного производства является повышение точности полос, снижение расхода металла и прокатных валков. В значительной степени это достигается использованием несимметричных (непростых) процессов прокатки, отличных от симметричных и традиционных, представленных в специальной литературе достаточно широко.

Типы несимметричных процессов и причины, их порождающие, можно классифицировать следующим образом

Тип несимметрии	Причины несимметрии
Скоростная несимметрия	Различные диаметры и окружные скорости валков, применение одновалкового привода
Несимметрия по условиям трения	Различие шероховатостей, различие условий смазки, различие температур поверхностей валков и полосы
Геометрическая несимметрия	Наклон полосы при входе в валки, различие диаметров валков
Физическая несимметрия	Различие механических свойств верхнего и нижнего слоев полосы (неравномерный нагрев, прокатка биметалла)

В данной работе авторы обобщают многолетний опыт исследований несимметричных процессов прокатки, которые в ряде случаев дают больший эффект, чем симметричный процесс деформации металла. В работе отмечается, что во многих процессах прокатки под влиянием объективных практических условий симметричный процесс превращается в несимметричный с нежелательными последствиями. Отмечается, что зачастую нет смысла устранять эту несимметрию, а необходимо использо-

вать ее с целью повышения технико-экономических показателей работы стана.

Резервом повышения эксплуатационной стойкости валков и стабилизации работы стана является применение рабочих валков с нормированной разницей диаметров (окружных скоростей) в зависимости от типа стана и сопутствующих задач. Предлагаются к использованию на прокатных станах рабочие и опорные валки с новым регулярным рельефом поверхностей, обеспечивающим устойчивость полосы в клетке против поперечного смещения. Рассмотрены новые технологические процессы производства полос, направленные на повышение качества профиля прокатываемой продукции.

1. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ СО СКОРОСТНОЙ НЕСИММЕТРИЕЙ

Процесс прокатки полос в горячем и холодном состояниях выполняют в рабочих валках с исходной скоростной несимметрией. Это выражается в использовании рабочих валков неодинакового диаметра (в случае привода через шестеренную клеть) или различных окружных скоростей (при индивидуальном приводе валков). Наибольшая разница в диаметрах валков до 5-15% имеет место в калибрах валков заготовочных и рельсобалочных станов и минимальная (до 0,1-0,3 мм) - на валках станов холодной прокатки полос. На современных широкополосных станах рабочие валки приводят во вращение от индивидуальных приводов, что обеспечивает выравнивание крутящих моментов при разнице их диаметров в 2-3 мм. На двадцативалковых станах оба рабочих валка неприводные и это допускает разницу их диаметров до 10-15 мм. В этом случае геометрические параметры деформации со стороны верхнего и нижнего валков различны, что обуславливает различие окружных скоростей, кинематических параметров прокатки и изгиб переднего конца полосы на один из валков.

В ряде случаев на дрессировочных полосовых станах используют один приводной рабочий валок. В процессе прокатки-волочения различие между окружными скоростями валков равно коэффициенту вытяжки полосы. Каждый из указанных процессов является несимметричным и сопровождается соответствующим изменением всех параметров по сравнению с симметричным процессом, теория которого разработана достаточно полно.

К основным положительным особенностям процесса прокатки полос со скоростной несимметрией относится возможность использования валков различного диаметра, повышения качества поверхности полос при холодной прокатке, снижения расхода рабочего слоя валков, компенсации неодинакового обжата со стороны валков, вызванного иным типом несимметрии.

Основным отрицательным свойством несимметричной прокатки является изгиб переднего конца полосы на выходе из валков.

1.1. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЖАТИЙ МЕЖДУ ВАЛКАМИ РАЗНОГО ДИАМЕТРА

Процесс прокатки в рабочих валках разного диаметра с приводом от шестеренной клетки сопровождается неравномерным распределением между валками всех геометрических, кинематических и энергосиловых параметров (рис. 1). К геометрическим параметрам в первую очередь следует отнести абсолютное обжатие полосы. А.Ф. Головин, получив исходя из условия равенства сил на валки выражение

$$\Delta h_r = \Delta h / (1 + n), \quad (1)$$

отмечает, что при прокатке в валках неодинакового диаметра большая величина обжатия приходится на валок с меньшим диаметром $[\Delta h$ и Δh_r - абсолютные обжатия: общее и со стороны валка меньшего диаметра; $n=r/R$ - отношение радиусов меньшего (r) и большего (R) валков]. Действительно, так как $n < 1$, то всегда должно выполняться неравенство $\Delta h_r > 0,5\Delta h$. Аналогичные утверждения высказываются в работах А.А. Королева [9] и В.Г. Сеницына [1].

Однако выводы указанных авторов носят частный характер для случая несимметричной прокатки, в котором средние нормальные давления на обоих валках будут одинаковыми. В реальных условиях прокатки средние давления на контактных поверхностях со стороны большего и меньшего валков различны. С учетом этого условие равенства сил, действующих на валки, имеет следующий вид

$$p_r B \sqrt{r \cdot 2\Delta h_r} = p_R B \sqrt{R \cdot 2\Delta h_R}$$

где p_R и p_r - средние давления на контактных поверхностях со стороны соответственно большего и меньшего валков; B - ширина полосы; Δh_r - обжатие полосы со стороны валка большего диаметра.

После преобразований и решения относительно Δh_r получим

$$\Delta h_r = \Delta h / (1 + m^2 n), \quad (2)$$

где $m = p_r/p_R$ - отношение средних давлений на меньшем и большем валках.

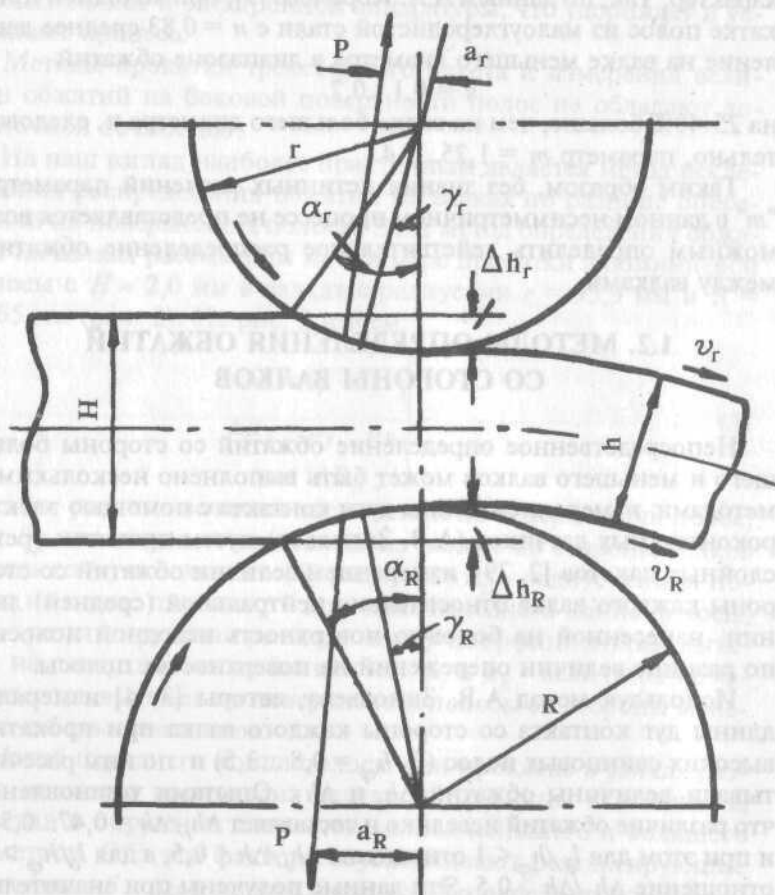


Рис. 1. Схема очага деформации при прокатке в валках разного диаметра.

Из условия (2) и рис. 1 следует, что при симметричной про-

катке ($m = 1$; $r/R = 1$) отношение $\Delta h_r/\Delta h = 0,5$. В практических условиях вместе с изменением r/R изменяется и соотношение m , поэтому фактическая зависимость может иметь иной характер. Так, по данным А.А. Королева [9], при холодной прокатке полос из малоуглеродистой стали с $n = 0,83$ среднее давление на валке меньшего диаметра в диапазоне обжатий

$$\varepsilon = 0,1 \dots 0,7$$

на 25-40% больше, чем на валке большего диаметра и, следовательно, параметр $m = 1,25 \dots 1,4$.

Таким образом, без знания истинных значений параметра " m " в данном несимметричном процессе не представляется возможным определить действительное распределение обжатий между валками.

1.2. МЕТОДЫ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОБЖАТИЙ СО СТОРОНЫ ВАЛКОВ

Непосредственное определение обжатий со стороны большего и меньшего валков может быть выполнено несколькими методами: измерением длины дуги контакта с помощью электрореконтактных датчиков (А.В. Зиновьев) путем прокатки трехслойных пакетов [2, 29]; измерением величин обжатий со стороны каждого валка относительно нейтральной (средней) линии, нанесенной на боковую поверхность исходной полосы; по разнице величин опережений на поверхностях полосы.

Используя метод А.В. Зиновьева, авторы [3, 4] измеряли длины дуг контакта со стороны каждого валка при прокатке высоких свинцовых полос ($l_d/h_{cp} = 0,8 \dots 3,5$) и по ним рассчитывали величины обжатий Δh_r и Δh_R . Опытами установлено, что различие обжатий невелико и составляет $\Delta h_r/\Delta h = 0,47 \dots 0,56$, и при этом для $l_d/h_{cp} < 1$ отношение $\Delta h_r/\Delta h < 0,5$, а для $l_d/h_{cp} > 1$ отношение $\Delta h_r/\Delta h > 0,5$. Эти данные получены при значительной несимметрии диаметров ($n = 0,565 \dots 0,745$).

В работе [5] по данным измерений длин дуг контакта при $l_d/h_{cp} = 1,2 \dots 3,8$ (горячая прокатка полос) также получено незначительное влияние разницы диаметров валков ($n = 0,895 \dots 0,97$) на распределение обжатий между ними ($\Delta h_r/\Delta h = 0,46 \dots 0,51$). Непосредственное измерение длин дуг контакта в

очаге деформации позволяет считать точными данные, полученные в работе [3 - 5]. Однако исследование длин дуг контакта электроконтактными датчиками требует применения специальных валков и электронной аппаратуры, что удорожает и усложняет процесс.

Методы прокатки трехслойного пакета и измерения величин обжатий на боковой поверхности полос не обладают достаточной точностью.

На наш взгляд наиболее практичным является метод исследования распределения обжатий на валках по разнице опережений на поверхностях полосы. Этот метод определения обжатий на валках рассмотрим на примере прокатки алюминиевой полосы с $H \approx 2,0$ мм в валках с радиусами $r = 93,9$ мм и $R = 99,65$ мм (рис. 2). На рис. 2 имеем:

$$\left. \begin{aligned} \Delta S &= S_r - S_R; \\ \Delta \mu_p &= \mu_r - \mu_R; \\ \rho &= 1/R_{II}, \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где ΔS - разница величин опережений на поверхностях полос; S_r и S_R - величины опережений на полосе со стороны валков меньшего (r) и большего (R) радиусов; R_{II} - радиус изгиба полосы на конце полосы; ρ - кривизна переднего конца полосы; $\Delta \mu_p$ - результирующая разница между коэффициентами вытяжек на поверхностях конца полосы; μ_r и μ_R - величины коэффициентов вытяжек на поверхностях полосы со стороны меньшего и большего валков.

Изгиб переднего конца полосы при прокатке в валках разного диаметра происходит вследствие разницы в величинах обжатий и окружных скоростей валков меньшего и большего диаметров. Оба эти фактора обуславливают результирующие величины ΔS и $\Delta \mu$ и направление изгиба переднего конца полосы.

Из рис. 2,а следует, что при прокатке с $\delta_R = (R - r)/R = 0,058$ и $\varepsilon < 40\%$ опережение на валке меньшего диаметра возрастает более интенсивно, чем на большем валке, и поэтому разница ΔS в величинах опережений также увеличивается ($\Delta S > 0$).

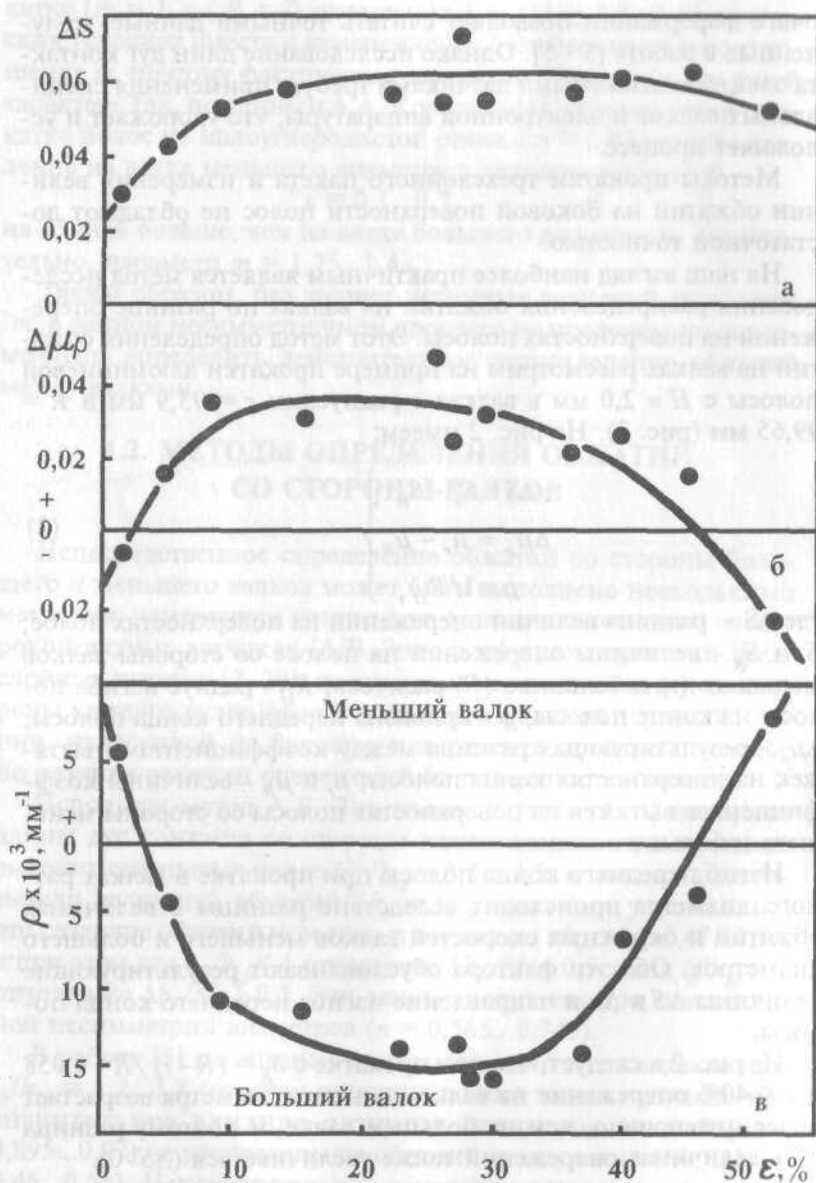


Рис. 2. Изменение параметров ΔS , $\Delta\mu$ и ρ в зависимости от относительного обжатия при прокатке в валах разного диаметра ($R = 93,9$ мм; $R = 99,65$ мм). Полосы из алюминия с $H \approx 2,0$ мм, число оборотов валков - 60 в мин., смазка - эмульсол Т. Шероховатость валков и полосы $R_a \approx 0,85$ мкм.

При $\varepsilon > 20\%$ наблюдается некоторое снижение параметра ΔS , что свидетельствует об уменьшении степени несимметрии деформации полосы.

При обжатиях $\varepsilon < 3$ и $\varepsilon > 47\%$ и $\Delta S > 0$ полоса получает изгиб на меньший валок, и это обусловлено превалирующим влиянием собственно разницы величин окружных скоростей валков и при соотношении $\delta_R > \Delta S$. В случае прокатки полос с обжатием $\varepsilon = 3...47\%$ их передние концы изгибаются на валок большего диаметра, что связано с превалирующим влиянием большего опережения со стороны вала меньшего диаметра (скорость течения металла в зоне опережения со стороны меньшего вала больше, чем со стороны большего вала). При $\varepsilon = 3\%$ и $\varepsilon = 47\%$ кривизна полосы равна нулю ($\rho = 0$). В этих условиях деформации параметр $\Delta\mu_p = 0$ (рис. 2,б), а параметр $\Delta S > 0$. Отсутствие изгиба переднего конца полосы ($\rho = 0$) на выходе из валков при $\Delta S > 0$ возможно в случае, если разница коэффициентов вытяжек $\Delta\mu$, обусловленных собственно разницей диаметров валков и параметр ΔS равны между собой, т.е. $\Delta\mu = \Delta S$. Исходя из этого, можно утверждать, что при $\varepsilon = 3\%$ и $\varepsilon = 47\%$ параметр $\Delta\mu$ соответственно равен $\Delta\mu_\delta = -0,037$ и $\Delta\mu_\delta = -0,055$ (знак минус соответствует тому, что коэффициент вытяжки больше со стороны большего вала). Для других значений относительного обжатия разницу коэффициентов вытяжек $\Delta\mu$ на поверхностях полосы можно определить из выражения

$$\Delta\mu = \Delta\mu_\delta - (\Delta S_\delta - \Delta S), \quad (4)$$

где $\Delta\mu_\delta$ - базовое значение разницы фактических коэффициентов вытяжки на поверхностях полосы при $\rho = 0$ ($\Delta\mu_\delta = \Delta S_\delta$); ΔS_δ - значение разницы опережений на поверхностях полосы при $\rho = 0$.

Из выражения (4) следует, что при $\Delta S_\delta = \Delta S$ имеем $\Delta\mu = \Delta\mu_\delta$, а увеличение различия опережений ΔS ($\Delta S > \Delta S_\delta$) свиде-

тельствуется об уменьшении параметра $\Delta\mu$. Заменим в выражении (2) отношение $\Delta h_r/\Delta h$ через разницу коэффициентов вытяжек $\Delta\mu$ и после преобразований получим

$$\Delta\mu = \frac{\Delta h}{h} \left(\frac{4}{1+m^2 r/R} - 2 \right); \quad (5)$$

$$m = \sqrt{\frac{R}{r} \left(\frac{4}{2+\Delta\mu \frac{h}{\Delta h}} - 1 \right)}. \quad (6)$$

Выражение (6) позволяет по экспериментальным данным ΔS и ρ рассчитать коэффициент " m ", а затем по выражению (2) отношение обжатий $\Delta h_r/\Delta h$.

Из рис. 3 следует, что параметры " m " и $\Delta h_r/\Delta h$ зависят от относительного обжатия и разницы диаметров валков r/R . При этом максимальная неравномерность распределения средних давлений на поверхностях контакта имеет место при небольших обжатиях ($\epsilon = 5\%$), когда параметр m равен 1,22 и 1,4. При обжатиях $\epsilon > 20...30\%$ параметр $m < 1,06$, и влияние несимметрии диаметров валков на процесс прокатки незначительно.

Распределение обжатий на валках также имеет максимальную неравномерность при небольших обжатиях (при $\epsilon = 5\%$ отношение $\Delta h_r/\Delta h \approx 0,36...0,45$). С увеличением относительного обжатия и уменьшения параметра " m " значения $\Delta h_r/\Delta h$ возрастают до 0,5 при $\epsilon = 35...47\%$.

Из рис. 3 также следует, что уменьшение параметра r/R обуславливает снижение неравномерности деформации металла. Таким образом, предложен простой способ исследования распределения обжатий в любом несимметричном процессе прокатки. Однако для условий прокатки в валках разного диаметра, и даже при значительном их различии ($\delta_R = 0,058$), в случае прокатки с обжатиями $\epsilon > 25\%$ во всех расчетах геометрических параметров и силы прокатки можно принимать равномерное распределение обжатий между валками.

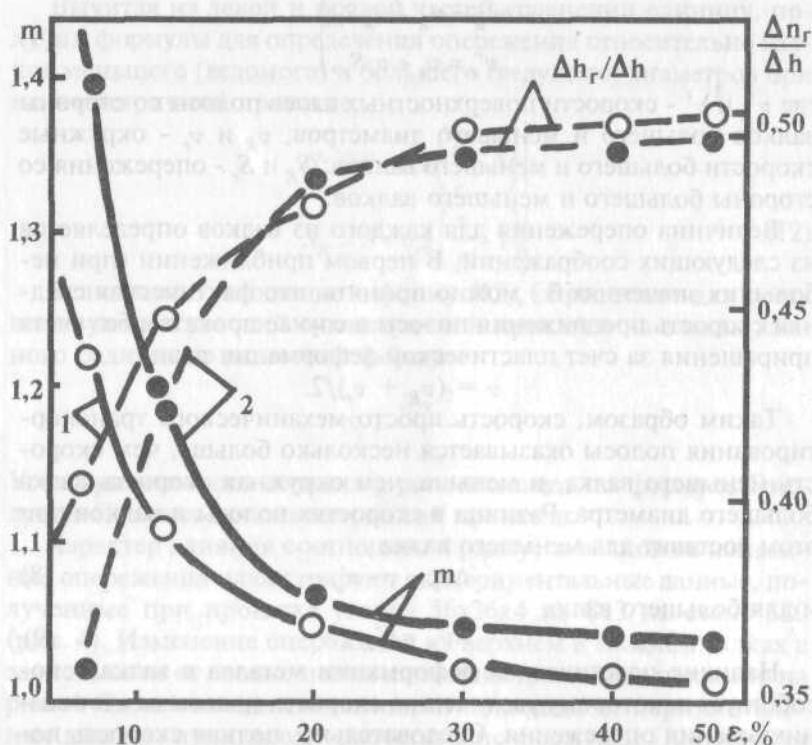


Рис. 3. Изменение параметров несимметрии m и $\Delta h_r / \Delta h$ при различных δ_R : 1 - 0,001; 2 - 0,058.

1.3. ОПЕРЕЖЕНИЕ И УГОЛ КРИТИЧЕСКОГО СЕЧЕНИЯ

При прокатке в валках разного диаметра опережение металла, отнесенное к каждому валку, различно, что обусловлено неодинаковыми их окружными скоростями и усредненной скоростью движения полосы. Известно, что скорость любой точки металла в плоскости выхода из очага деформации есть сумма окружной скорости и скорости пластического течения, т.е.

$$\left. \begin{aligned} v'_R &= v_R + v_R S_R; \\ v'_r &= v_r + v_r S_r, \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где v'_R и v'_r - скорости поверхностных слоев полосы со стороны валков большего и меньшего диаметров; v_R и v_r - окружные скорости большего и меньшего валков; S_R и S_r - опережения со стороны большего и меньшего валков.

Величина опережения для каждого из валков определяется из следующих соображений. В первом приближении (при небольших значениях b) можно принять, что фактическая средняя скорость продвижения полосы в случае прокатки без учета приращения за счет пластической деформации равна

$$v = (v_R + v_r)/2.$$

Таким образом, скорость просто механического транспортирования полосы оказывается несколько больше, чем скорость меньшего валка, и меньше, чем окружная скорость валка большего диаметра. Разница в скоростях полосы и валков при этом составит для меньшего валка

$$\Delta v_r = v - v'_r \quad (8)$$

и для большего валка

$$\Delta v_R = v'_R - v. \quad (9)$$

Наличие пластической деформации металла в валках способствует некоторому увеличению скорости полосы за счет возникновения опережения. Следовательно, полная скорость полосы относительно меньшего и большего валков соответственно будет равна

$$\left. \begin{aligned} v'_r &= (1+S)v_r + \Delta v_r; \\ v'_R &= (1+S)v_R + \Delta v_R, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где S - опережение относительно валков с радиусами r и R при симметричной прокатке.

После подстановки в (10) выражений (8) и (9) и преобразований получим

$$\left. \begin{aligned} \frac{v'_r}{v_r} &= (1+S) + 0,5 \left(\frac{v_R}{v_r} - 1 \right), \\ \frac{v'_R}{v_R} &= (1+S) + 0,5 \left(\frac{v_r}{v_R} - 1 \right). \end{aligned} \right\} \quad (11)$$

Вычитая из левой и правой частей уравнений единицу, получим формулы для определения опережения относительно валков меньшего (ведомого) и большего (ведущего) диаметров при несимметричной прокатке:

$$\begin{aligned} S_r &= S + 0,5 \left(\frac{R}{r} - 1 \right); \\ S_R &= S + 0,5 \left(\frac{r}{R} - 1 \right). \end{aligned} \quad (12)$$

Величины S , входящие в форму (12), определяют для соответствующих условий симметричной прокатки на валках данного радиуса по известной формуле

$$S_i = \frac{R_i \gamma_i^2}{h}.$$

Угол критического сечения γ рассчитывают по формуле Эке-лунда-Павлова для симметричной прокатки.

Характер влияния соотношения радиусов валков на изменение опережения иллюстрируют экспериментальные данные, полученные при прокатке уголка 36х36х4 из Ст3 на стане 330 (рис. 4). Изменение опережения на верхнем и нижнем валках в зависимости от соотношения катающих диаметров показано на рис. 4. Здесь сплошными линиями показаны экспериментальные данные, пунктиром - расчетные по формулам (12). Кривая I соответствует прокатке верхней поверхности полки, кривая II - нижней. Кривые пересекаются в точке, соответствующей

$$\frac{r}{R} = \frac{R_g}{R_n} = 1,$$

(где R_g - радиус верхнего валка, R_n - радиус нижнего валка). Таким образом, в точках равных катающих диаметров опережение одинаковое и соответствует симметричным условиям прокатки.

Углы критического сечения при несимметричной прокатке получим с учетом выражений (12):

$$\gamma_r = \sqrt{S_r \cdot h / r}, \quad (13)$$

$$\gamma_R = \sqrt{S_R \cdot h / R}, \quad (14)$$

где h - толщина полосы после прокатки.

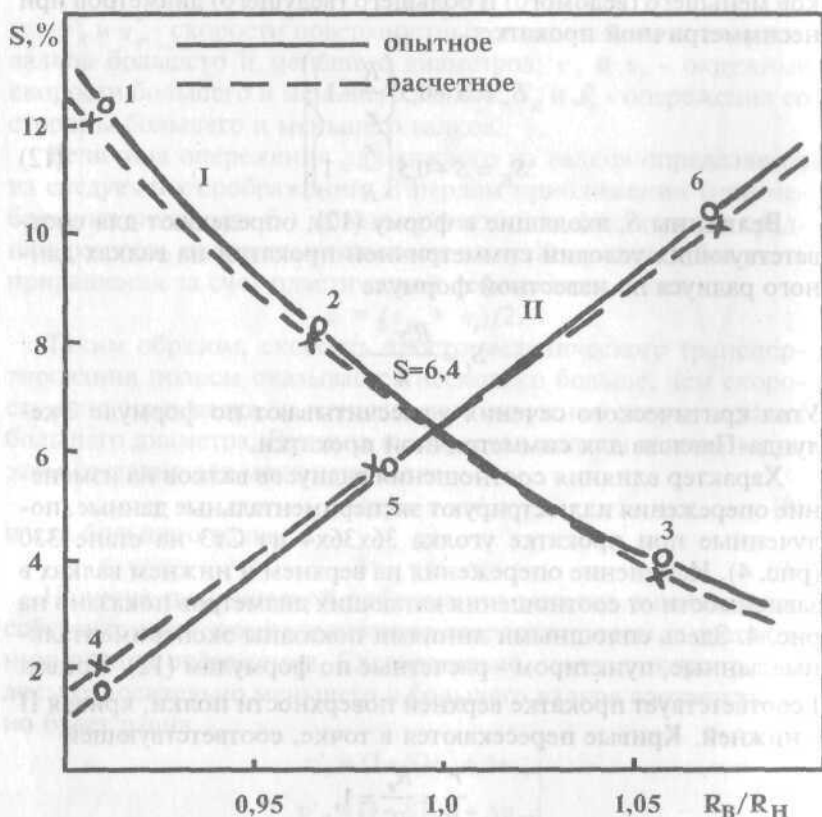


Рис. 4. Влияние соотношения радиусов верхнего (R_B) и нижнего (R_H) валков на опережение. Арабские цифры 1-6 - номера керновых отметок на валках.

Углы γ_r и γ_R полученные опытным путем по формулам (13) и (14) не могут быть использованы для определения коэффициента трения, так как они включают в себя не только влияние сил трения, но и разности окружных скоростей валков.

На рис. 5 показано изменение опытного опережения при прокатке алюминиевых полос с $H \approx 1,27$ мм и $\varepsilon = 0,32$ в зависимости от разности диаметров валков с $D = 91 \dots 100$ мм $n = 60$ об/мин (смазка эмульсол Т) и при различных шероховатостях поверхностей валков. При прокатке в валках одинакового диаметра ($r/R = 1$) (при разных их шероховатостях) величины опережений на поверхностях полосы практически одинаковые. Увеличение разности диаметров валков вызывает практически линейное увеличение опережения на валке меньшего диаметра и уменьшение - на валке большего диаметра. С увеличением параметра r/R различие между величинами опережений на поверхностях полосы возрастает. Увеличение шероховатости валков способствует повышению значений опережения на обеих поверхностях полосы, а отрицательные значения опережения на большем валке достигаются при меньших значениях параметра r/R (табл. 1).

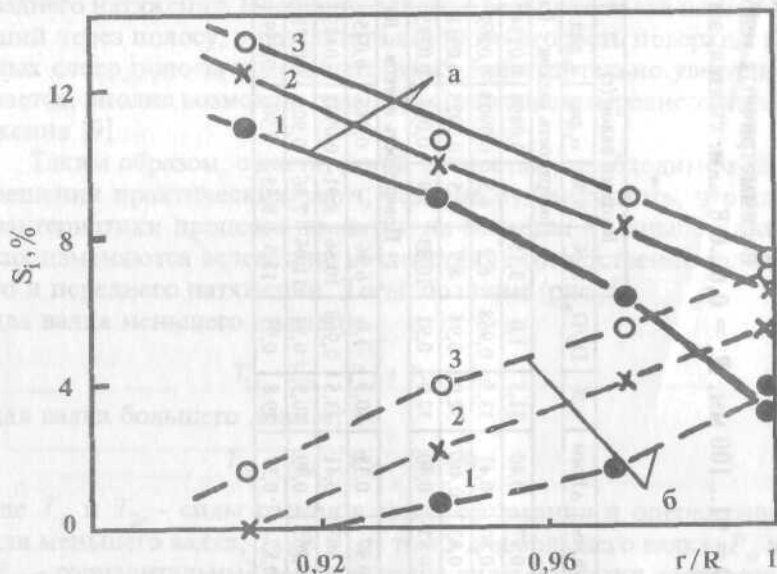


Рис. 5. Изменение опережения на меньшем (а) и большем (б) валках в зависимости от параметра r/R ($D = 91 \dots 100$ мм, $H = 1,27$ мм; $\varepsilon = 32\%$; эмульсол Т). Шероховатость валков R_a , мкм: 1 - 0,8; 2 - 4,05/0,8; 3 - 4,1.

313135

17

Таблица 1. Опережение и энергосиловые параметры при прокатке
в несимметричных условиях прокатки.

$D = 91 \dots 100$ мм, $R_a = 0,6 \dots 0,8$ мкм, смазка, эмульсол Т, ширина полосы $B = 21$ мм

				Верхний валок (г)				Нижний валок (R)				M, кН·см		P, кН
h, мм	Δh, мм	v, %	D _в /D _н	S _г , %	S _г , %	α _г , рад	γ _г , рад.	S _R , %	S _г , %	α _R , рад	γ _R , рад.	верх	низ	
Поверхность валков с Ra = 0,6...0,8 мкм														
0,87	0,40	31,5	1,0	3,15	-	0,0894	0,0234	-	-	-	-	2,43	2,65	13,05
0,80	0,41	33,5	0,968	6,2	4,5	0,0905	0,0269	1,14	3,2	0,090	0,0232	1,33	3,71	13,9
0,83	0,407	32,9	0,94	8,7	5,5	0,0925	0,0311	0,9	3,9	0,090	0,0259	1,39	4,38	13,25
0,85	0,40	32,0	0,91	10,83	5,9	0,093	0,0335	0,2	4,35	0,089	0,0280	0,39	4,88	10,65
Поверхность валков с Ra = 0,4...0,41 мкм														
0,87	0,38	30,3	1,0	6,96	-	0,086	0,035	-	-	-	-	5,42	4,68	26,4
0,80	0,41	33,5	0,968	10,56	8,91	0,0905	0,0385	6,21	7,8	0,091	0,0361	2,15	6,51	25,1
0,865	0,39	30,9	0,94	11,06	7,86	0,905	0,0378	4,21	7,21	0,088	0,036	1,26	6,76	22,45
0,87	0,37	29,8	0,91	13,5	8,55	0,90	0,039	1,57	6,07	0,086	0,0345	0,46	7,37	17,7

1.4. СРЕДНЕЕ ДАВЛЕНИЕ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

При прокатке металла в валках разного диаметра силовые условия деформации на каждом валке не одинаковы. Так, по данным А.П. Чекмарева и А.А. Нефедова, А.И. Целикова, А.А. Королева, В.Г. Синицына (1, 9, 17 и др.) среднее давление меньше на валке большего диаметра. Причиной этого является различие в окружных скоростях валков, способствующее возникновению в объеме очага деформации растягивающих продольных напряжений, более интенсивное действие которых сосредоточено в зоне отставания со стороны большего валка. Как было отмечено выше, валок большего диаметра, имея большую окружную скорость, стремится придать полосе свою скорость, а валок меньшего диаметра препятствует этому. Указанное действие меньшего валка на больший можно уподобить влиянию заднего натяжения. Наоборот, влияние большего валка на меньший через полосу, в результате которого скорость поверхностных слоев полосы у меньшего валка принудительно увеличивается, вполне возможно сравнить с действием переднего натяжения [9].

Таким образом, с достаточной точностью, необходимой для решения практических задач, условно будем считать, что характеристики процесса прокатки на большем и меньшем валках изменяются вследствие воздействия соответственно заднего и переднего натяжений. Тогда получим (рис. 6): для валка меньшего диаметра

$$T_{1r} - T_{2r} - P_{xr} + T_{II} = 0,$$

для валка большего диаметра

$$T_{1R} - T_{2R} - P_{xR} - T_3 = 0,$$

где T_{1r} и T_{2r} - силы трения в зонах отставания и опережения для меньшего валка; T_{1R} и T_{2R} - то же для большего валка; P_{xr} и P_{xR} - горизонтальные составляющие силы прокатки соответственно на меньшем и большем валках; T_{II} и T_3 - усилия натяжения от валков, действующие соответственно на передний и задний концы полосы.

При $B = 1$ получим:

$$\left. \begin{aligned} P_r f_r r (\alpha_r - \gamma_r) - P_r f_r r \gamma_r - P_r r \frac{\alpha_r^2}{2} + \sigma_{II} h &= 0, \\ P_R f_R R (\alpha_R - \gamma_R) - P_R f_R R \gamma_R - P_R R \frac{\alpha_R^2}{2} - \sigma_3 H &= 0, \end{aligned} \right\} \quad (15)$$

где f_r и f_R - коэффициенты трения на соответствующих валках.

После преобразований этих уравнений будем иметь для меньшего и большего валков соответственно:

$$\gamma_r - \gamma = \sigma_{II} h / 2 p_r f_r \cdot r; \gamma_R - \gamma = \sigma_3 H / 2 p_R f_R \cdot R \quad (16)$$

$$n_r = \frac{\sigma_{II}}{p_r} = 2 f_r \cdot r (\gamma_r - \gamma) / h; n_R = \frac{\sigma_3}{p_R} = 2 f_R \cdot R (\gamma - \gamma_R) / H, \quad (17)$$

где γ - угол критического сечения в симметричных условиях прокатки в валках с радиусами r и R ; σ_{II} и σ_3 - продольные внутренние напряжения соответственно от действия на валки меньшего и большего диаметров.

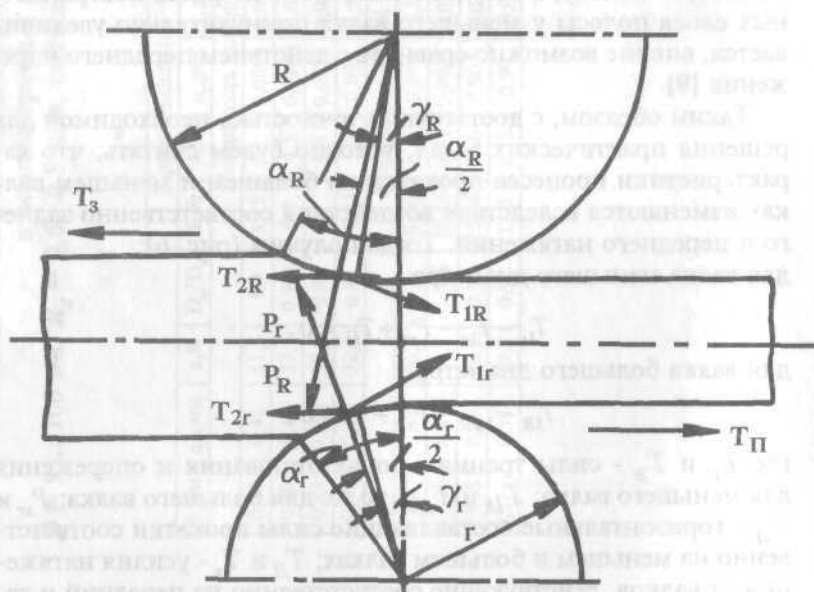


Рис. 6. Схема очага деформации.

Коэффициенты n_r и n_R отражают степень уменьшения среднего давления металла на контактных поверхностях соответствующих валков за счет действия внутренних продольных напряжений σ_{II} и σ_3 .

С учетом выражения (12) - (14), (16) и (17) имеем:

$$n_r = 2f_r \sqrt{r/h} (\sqrt{S_r} - \sqrt{S}); \quad (18)$$

$$n_R = 2f_R \sqrt{Rh} (\sqrt{S} - \sqrt{S_R}) / H, \quad (19)$$

где S - величина опережения при симметричной прокатке.

Отношение средних давлений на валках ранее обозначено через " m ": $m = p_r / p_R$. С учетом работы [17] и выражений (18) и (19) имеем:

$$p_{cp} = \sigma_\phi (1 + 0,48 f_{II} l_\partial / h_{cp}), \quad (20)$$

$$m = \frac{1 + (0,48 f_{II} l_\partial / h_{cp})(1 - n_r)}{1 + (0,48 f_{IR} l_\partial / h_{cp})(1 - n_R)}, \quad (21)$$

где p_{cp} - среднее давление при симметричной прокатке; f_{II} и f_{IR} - показатели трения на соответствующих валках, которые определяют по выражению [15].

$$f_{II} = 1,6 f_i - 0,033. \quad (22)$$

Выражение (21) позволяет рассчитать неравномерность распределения между валками средних давлений только по величинам опережений, не имея данных по кривизне переднего конца полосы, как в уравнении (6).

Среднее давление при прокатке в валках разного диаметра равно (при $n_R H = n_r h$)

$$p_{cp} = \sigma_\phi \left\{ 1 + \left(0,48 f_{II} l_\partial / h_{cp} \right) \left[1 - \frac{n_r}{2} \left(1 + \frac{h}{H} \right) \right] \right\}. \quad (23)$$

Анализ выражений (18) и (19) и расчет по ним параметров n_r и n_R представляет определенные сложности даже при наличии экспериментальных данных S_r и S_R . Действительно, для определения n_r и n_R необходимо в первую очередь определить величины коэффициентов трения f_r и f_R при соответствующих углах контакта со стороны каждого валка. Эту задачу решаем используя выражения (18) и (19). Так как из условия равнове-

сия имеем $n_r h = n_R H$, то решая совместно указанные выражения относительно f_R/f_r , получаем

$$K = \frac{f_R}{f_r} = \sqrt{\frac{r}{R}} \cdot \frac{\sqrt{S_r} - \sqrt{S}}{\sqrt{S} - \sqrt{S_R}}.$$

Имея в виду, что

$$\begin{aligned} 0,5(f_r + f_R) &\approx f, \\ f_R &\approx 2Kf / (1 + K), \end{aligned} \quad (24)$$

где f - средний коэффициент трения в очаге деформации.

Средний коэффициент трения определяем из формулы Эке-лунда-Павлова по среднему опережению применительно к симметричным условиям прокатки. Как следует из рис. 7, различие условий скольжения на контактных поверхностях валков и полосы определяет неодинаковые величины коэффициентов трения со стороны каждого валка. Более интенсивное скольжение в зоне опережения со стороны валка меньшего диаметра приводит к большим значениям коэффициента трения на его поверхности. Увеличение относительной разницы диаметров валков $\delta_R = (R - r)/R$ вызывает увеличение различия между коэффициентами трения f_R и f_r , главным образом за счет интенсивного повышения его величин на валке меньшего диаметра. Очевидно, это обусловлено принудительным увеличением скорости и пути скольжения на контактной поверхности.

Расчеты по формулам (20) - (24) показывают, что отношения $m = p_r/p_R$ возрастают с увеличением несимметрии диаметров валков и при $\delta_R = 9,1\%$ составляют для $R_a = 0,8$ мкм $m = 1,17$ и для $R_a = 4,1$ мкм - $m = 1,11$. Из уравнения (2) следует, что при $m > 1$ и для используемых параметров $r/R < 1$ величины $\Delta h_r/\Delta h < 0,5$ (рис. 8). Из расчетов также следует, что при прокатке в гладких валках наблюдается большая степень влияния несимметрии на параметры m и $\Delta h_r/\Delta h$. Для гладких валков ($R_a = 0,8$ мкм) при $\delta_R = 9,1\%$ параметр $\Delta h_r/\Delta h$ равен 0,445, а при $R_a = 4,1$ мкм параметр $\Delta h_r/\Delta h = 0,475$. При $\delta_R = 5,8\%$ и $\epsilon = 32\%$ данные рис. 3 и 8 мало отличаются между собой.

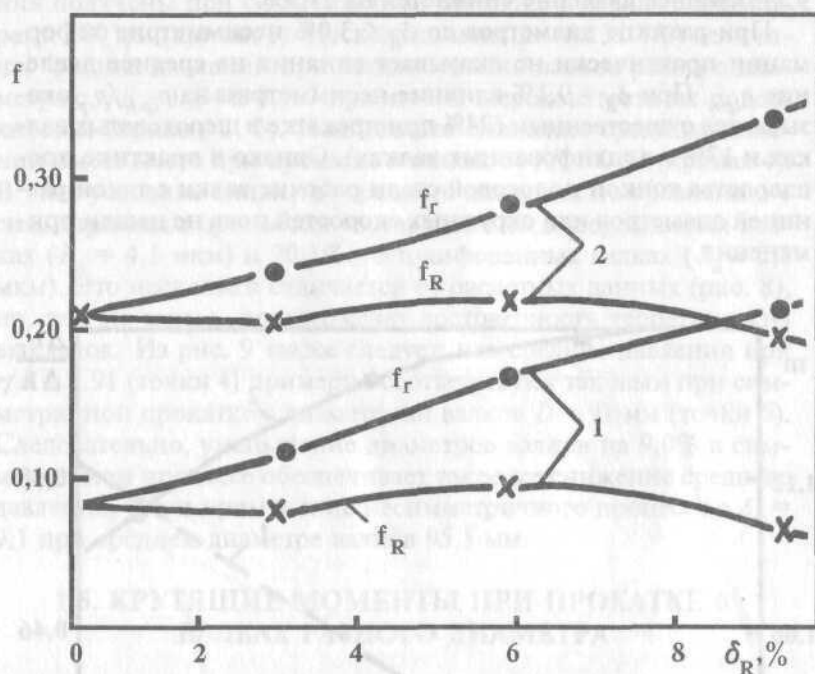


Рис. 7. Изменение коэффициентов трения на контактных поверхностях валков при R_d , мкм: 1 - 0,8; 2 - 4,1. Остальные обозначения на рис. 5.

Из расчетов по выражениям (18) - (22) получены следующие значения n_r , n_R и отношения $p_{ср.н}/p_{ср}$ (средние для гладких и шероховатых валков):

δ_R , %	n_r	n_R	$p_{ср.н}/p_{ср}$
3,1	0,06	0,05	0,96
6,0	0,15	0,11	0,87
9,1	0,26	0,17	0,79

Следовательно, при увеличении разницы диаметров до $\delta_R = 9,1\%$ среднее давление снижается на 21,9%.

При разнице диаметров до $\delta_R < 3,0\%$ несимметрия деформации практически не оказывает влияния на среднее давление $p_{ср.н}$. При $\delta_R = 9,1\%$ влияние несимметрии на $p_{ср.н}/p_{ср}$ оказывается существенным (24% при прокатке в шероховатых валках и 17% - в шлифованных валках). Однако в практике производства тонкой полосовой стали рабочие валки с такой разницей диаметров или окружных скоростей пока не нашли применения.

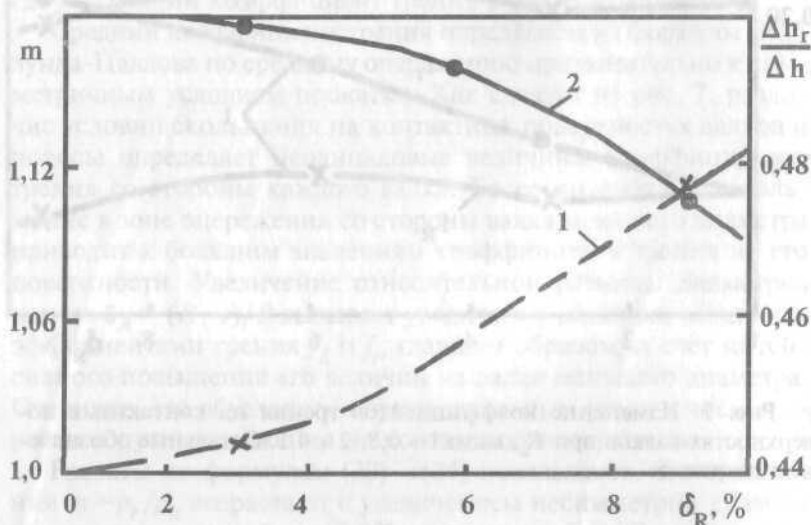


Рис. 8. Влияние параметра δ_R на параметры m (1) и $\Delta h_r/\Delta h$ (2). ($R_a = 4,1$ мкм). Остальные обозначения на рис. 5.

На рис. 9 представлены данные экспериментальных исследований влияния на среднее давление различия диаметров валков и шероховатостей их поверхностей, из которых следует, что с увеличением шероховатости валков с $R_a = 0,8$ мкм до $\sim 4,1$ мкм среднее давление возрастает с 115...145 Н/мм² до

205...250 Н/мм² [6]. Максимальные значения среднего давления получены при симметричной прокатке в валках с диаметрами 100 мм (кривая 1). Несколько меньше (на 3...4%) величины средних давлений при использовании валков разного диаметра с $r/R = 0,94$ и $0,967$ при любой шероховатости их поверхностей (кривые 2, 3). Наибольшее снижение средних давлений имеет место при прокатке в валках с $r/R = 0,91$ (кривая 4). В этих условиях снижение среднего давления по сравнению с симметричным процессом составляет 18% в шероховатых валках ($R_a = 4,1$ мкм) и 20,5% - в шлифованных валках ($R_a \approx 0,8$ мкм). Это несколько отличается от расчетных данных (рис. 8), но, тем не менее, подтверждает достоверность теоретических выкладок. Из рис. 9 также следует, что средние давления при $r/R = 0,91$ (точки 4) примерно соответствуют таковым при симметричной прокатке с диаметрами валков $D = 91$ мм (точки 5). Следовательно, уменьшение диаметров валков на 9,0% в симметричном процессе обеспечивает такое же снижение среднего давления, что и применение несимметричного процесса с $\delta_R = 9,1$ при среднем диаметре валков 95,5 мм.

1.5. КРУТЯЩИЕ МОМЕНТЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ РАЗНОГО ДИАМЕТРА

При прокатке в валках разного диаметра в очаге деформации действуют силы, схема которых представлена на рис. 1. Вследствие того, что нижний валок имеет больший диаметр, он является ведущим, и крутящий момент, приложенный к его хвостовику, имеет большее значение, чем на валке меньшего диаметра. Тормозящее действие валка меньшего диаметра и возникновение уравновешенных дополнительных внутренних сил $\sigma_z H$ и $\sigma_n h$ ($B = 1$) определяют направление равнодействующей сил P и различные величины плеча момента (a_R и a_r). Теоретические и экспериментальные исследования свидетельствуют, что при $\delta_R > 0$ всегда $M_R > M_r$ (M_R и M_r - крутящие моменты соответственно на валках большего и меньшего диаметра). Чем больше разница диаметров, тем меньше отношение моментов M_r/M_R - и в определенных условиях (при $S_R = 0$) оно может быть равно нулю. В этом случае весь крутящий момент прокат-

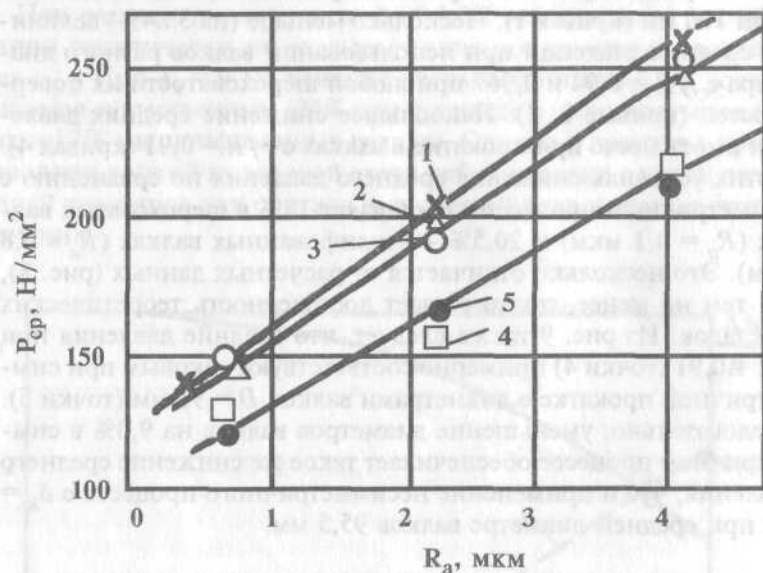


Рис. 9. Среднее удельное давление при прокатке в валках разного диаметра при δ_r , %: 1 - 0 ($D = 100$ мм); 2 - 3,3; 3 - 6,0; 4 - 9,1; 5 - 0 ($D = 91$ мм). Остальные обозначения на рис. 5.

ки сосредоточивается на одном валке большего диаметра, а валок меньшего диаметра работает в генераторном режиме.

Теоретическим путем неравномерность распределения крутящих моментов рекомендуют определять по выражению

$$\frac{M_R}{M} = \frac{f_R}{f} \cdot \frac{1 - 2\gamma_R / \alpha}{1 - 2\gamma / \alpha} \quad (25)$$

где M и M_R - крутящие моменты соответственно суммарный и на большем валке.

Однако это выражение может быть решено при наличии опытных значений коэффициентов трения и углов критического сечения. Кроме того, при большой разнице диаметров

валков опережение на контакте с валком большего диаметра имеет отрицательную величину и угол критического сечения, а следовательно, и отношение моментов на валках могут быть определены. Экспериментальные исследования свидетельствуют о том, что с уменьшением отношения r/R разница в крутящих моментах на валках возрастает и при $r/R = 0,91$ весь крутящий момент передается практически только валком большего диаметра (рис. 10, кривые 1, 2), имеющим большую окружную скорость независимо от шероховатости их поверхностей. В случае использования рабочих валков одинакового диаметра ($r/R = 1$) отношение $M_R/M = 0,48...0,51$, т.е. распределение моментов между валками близко к равномерному.

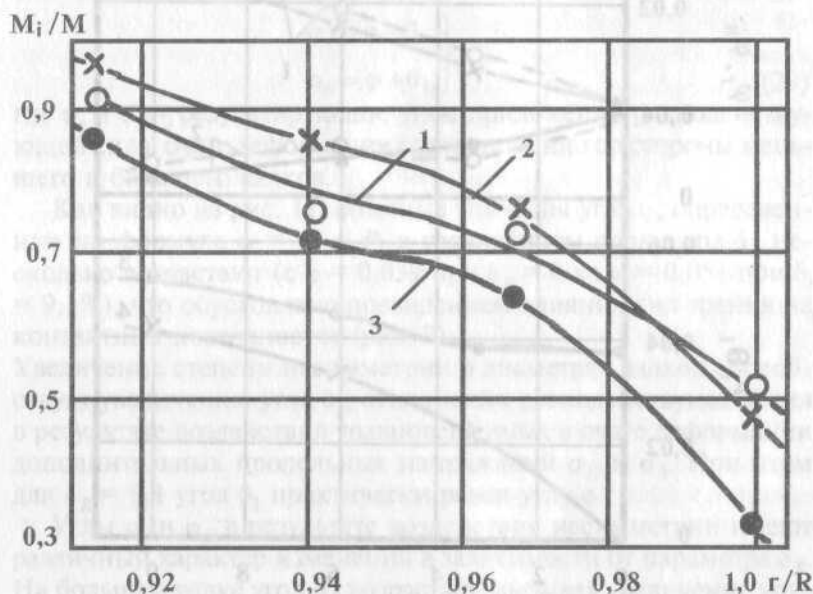


Рис. 10. Изменение отношения крутящего момента на более нагруженном валке к суммарному моменту прокатки: 1 - прокатка в шлифованных валках ($R_a = 0,6...0,8$ мкм); 2 - прокатка в насеченных валках ($R_a = 4,0...4,1$ мкм); 3 - прокатка в разношероховатых валках ($R_{a1} = 4,1$ мкм, $R_{a2} = 0,6$ мкм). ($H = 1,26$ мм, $\Delta h \approx 0,4$ мм, $B = 20,6$ мм, $D_R = 100$ мм, смазка - эмульсол Т).

При прокатке в валках разного диаметра крутящие моменты можно определить по формулам А.И. Целикова

$$M_r = P \cdot R \cdot \sin(\varphi + \theta_1), \quad (26)$$

$$M_R = P \cdot r \cdot \sin(\varphi - \theta_1); \quad (27)$$

где φ - средний угол положения равнодействующей сил в очаге деформации; θ_1 - дополнительный угол наклона равнодействующей сил P относительно вертикальной оси валков при $\delta_R > 0$.

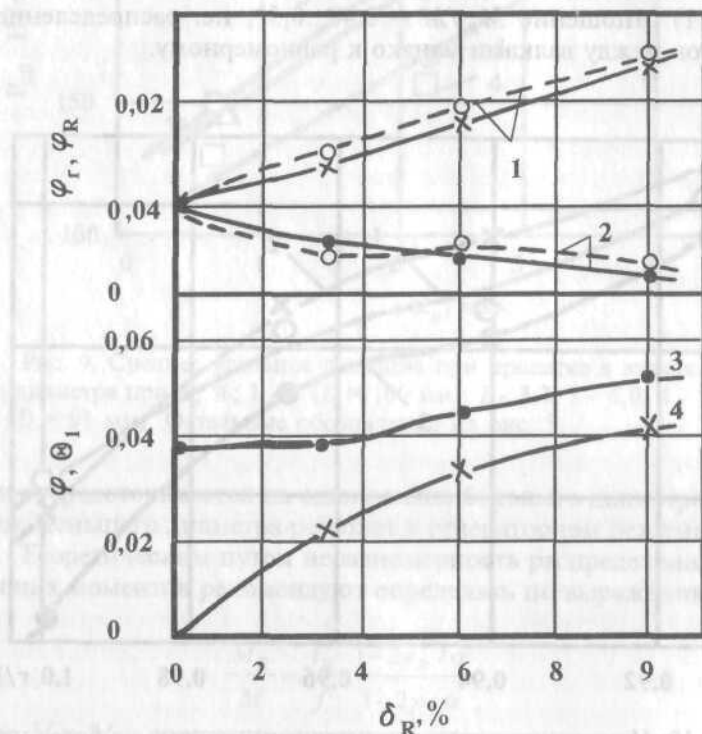


Рис. 11. Влияние несимметрии диаметров валков на углы φ_i и θ_i ; φ_R - для большего валка; φ_r - для меньшего валка; φ - средний в очаге деформации; θ_1 - угол наклона равнодействующей сил при несимметрии диаметров валков ($R_a = 0,8$ мкм). Остальные данные на рис. 5.

Определение моментов по выражениям (26) и (27) затруднено сложностью вычислений угла θ_1 . Полученные выше выражения для расчета внутренних продольных напряжений позволяют определить угол θ_1 . Действительно, на валок меньшего диаметра действует дополнительная горизонтальная сила $\sigma_{II}hb$.

Следовательно,

$$\sin \theta_1 = \sigma_{II}hb / P,$$

где b - ширина полосы после прокатки.

С учетом выражения (16), взамен силы P через нормальное давление, после преобразований получим

$$\sin \theta_1 = n_r h / l_\theta. \quad (28)$$

Тогда результирующие углы положения равнодействующей сил на валках равны ($\sin \theta_1 \approx \theta_1$):

$$\left. \begin{aligned} \varphi_r &= \varphi - \theta_1; \\ \varphi_R &= \varphi + \theta_1, \end{aligned} \right\} \quad (29)$$

где φ_r и φ_R - результирующие углы приложения равнодействующей сил в очаге деформации соответственно со стороны меньшего и большего валков.

Как видно из рис. 11, опытные значения угла φ , определенные по формуле $\varphi = M / l_\theta P$, с увеличением параметра δ_R несколько возрастают (с $\varphi = 0,039$ при $\delta_R = 0$ до $\varphi = 0,051$ при $\delta_R = 9,1\%$), что обусловлено повышением влияния сил трения на контактных поверхностях (рис. 7).

Увеличение степени несимметрии в диаметрах валков способствует увеличению угла θ_1 , отклонения равнодействующей сил в результате воздействия уравновешенных в очаге деформации дополнительных продольных напряжений σ_{II} и σ_3 . При этом для $\delta_R = 9,1$ угол θ_1 практически равен углу φ .

Углы φ_r и φ_R в результате воздействия несимметрии имеют различный характер изменения в зависимости от параметра δ_R . На большем валке угол φ_R возрастает, вызывая увеличение крутящего момента M_R , а на меньшем валке угол φ_r уменьшается, обеспечивая уменьшение момента M_r . Из рис. 11 также следует, что опытные и расчетные величины углов φ_r и φ_R близки между собой, а отношение $\varphi_R / (\varphi_R + \varphi_r) = M_R / M$ при $\delta_R = 9,1\%$ равно 0,92, что соответствует опытным данным на рис. 10.

1.6. ОПРЕДЕЛЕНИЕ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ В КЛЕТИ С ОДНИМ ПРИВОДНЫМ ВАЛКОМ

Технологический процесс прокатки в клетях с одним холостым рабочим валком ранее применяли на двухвалковых станах для горячей пакетной прокатки листов (приводной нижний валок) и на станах трио-Лаута для горячей прокатки листовой стали (приводные верхний и нижний валки). На указанных станах применение прокатки с одним холостым валком упрощало конструкцию привода и перевалку валков. По данным [61], использование процесса дрессировки с одним приводным рабочим валком обеспечило значительное (в 15 раз) уменьшение отсортировки холоднокатаного листа из-за дефектов на поверхности, позволило упростить подбор комплектов валков за счет увеличения допустимой разности их диаметров.

Применение четырехвалковой клетки с одним приводным рабочим валком является одним из эффективных решений, обеспечивающих снижение износа валков и повышение качества поверхности полосовой стали. В любых других случаях, даже при применении индивидуального привода валков [43] не удастся достичь желаемого эффекта. При прокатке в рабочих валках с общим приводом наблюдается значительная несимметрия износа верхнего и нижнего валков, что приводит к увеличению частоты замены валков [22]. Г.Л. Химич и др. [44] отмечают заметное влияние разности диаметров приводных рабочих валков чистой клетки на условия их контактного взаимодействия без полосы. Так, при разности диаметров 0,05% крутящий момент на шпинделе валка большего диаметра получается на 15-20% больше, чем на другом шпинделе. Синхронизация скоростей вращения рабочих валков (при помощи дифференциального редуктора в приводе) позволила устранить "навары" на валки, улучшить качество поверхности листов.

Первые обстоятельные исследования кинематических и силовых параметров прокатки с одним приводным рабочим валком выполнил А.А. Королев [9]. Исследования позволили сделать следующие основные выводы:

- длины дуг захвата на приводном и холостом валках равного диаметра практически одинаковые, что может свидетельст-

вовать о равенстве величин обжатий со стороны каждого вала;

- в большинстве случаев прокатки выходящие из валков полосы оковывали приводной рабочий валок (D_n), хотя имели место случаи, когда полоса оковывала и холостой валок (D_x);

- на приводном валке среднее давление во всех случаях оказалось меньше на 10-20%, чем на холостом валке;

- опережение металла и угол критического сечения, отнесенные к холостому валку, значительно больше, чем указанные параметры, отнесенные к приводному валку; величины опережений возрастают с увеличением обжатия и уменьшением толщины полосы;

- при прокатке полосы окружные скорости приводного (v_n) и холостого (v_x) валков различны; меньшую скорость имеет холостой валок, т.к. ему необходимо преодолевать сопротивление трения в шейках валков.

В работах [62-66] представлены результаты исследований, которые свидетельствуют о том, что при прокатке с одним приводным валком наблюдается следующее:

- величины момента и мощности прокатки по сравнению с двухвалковым приводом уменьшаются на 20-40% (приводным устанавливали нижний валок большего диаметра);

- при прокатке в валках равного диаметра изгиб происходит на приводной валок; устранение или уменьшение его достигается при использовании несимметрии диаметров валков до 5% (приводной валок с большим диаметром).

Использование одновалкового привода в последних четырех клетях чистовой группы непрерывного широкополосного стана горячей прокатки ($D_n = 665$ мм, $D_x = 408$ мм) обеспечивает не только снижение силы и мощности прокатки, но и вдвое уменьшает разнотолщинность полосы [59].

Полученные экспериментальные данные не имеют должного теоретического обоснования, позволяющего выполнять расчеты параметров прокатки при одновалковом приводе. Например, А.А. Королев [9] для расчета крутящего момента на приводном валке рекомендует формулу, в которой угол φ_n является неопределенной величиной

$$M_n = P_n (R_x + R_n + h) \sin \varphi_n, \quad (30)$$

где R_H и R_X - радиусы соответственно приводного и холостого валков; P_H - сила прокатки; h - толщина полосы; φ_H - угол приложения равнодействующей сил на приводном валке, для теоретического определения которого в литературе отсутствуют соответствующие рекомендации.

При одновалковом приводе весь крутящий момент приложен к приводному валку, и равнодействующая сил P проходит из центра не приводного валка через точку приложения на приводном валке (рис. 12). Величины кинематических параметров (опережение S_H и угол критического сечения γ_H) на нем определяются сопротивлением перемещению металла на контактных поверхностях обоих валков. В связи с тем, что γ_H является характеристикой энергетических затрат на прокатку полосы и совместно с фактором формы l_d/h_{cp} определяет положение равнодействующей сил в очаге деформации [25, рис. III], то определив угол γ_H опытным или теоретическим путем, с достаточной точностью можно определить и величину крутящего момента на приводном валке.

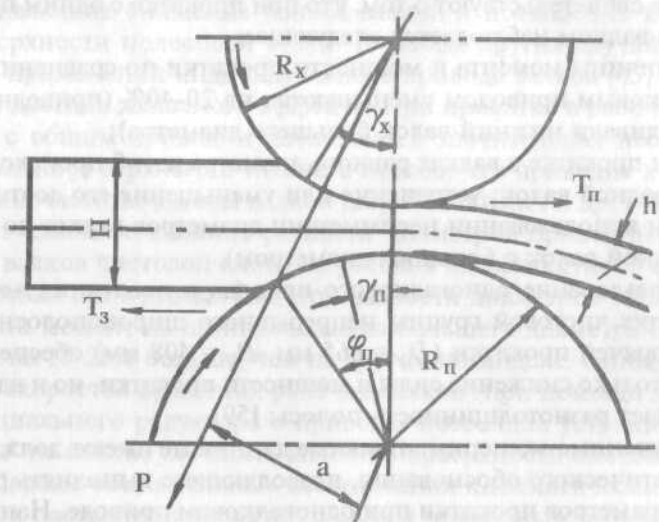


Рис. 12. Схема прокатки в клет с одновалковым приводом.

Силу P_H при несимметричном процессе прокатки необходи-

мо определять с учетом воздействия внутренних продольных растягивающих напряжений в очаге деформации. Значения средних давлений p_x и p_{II} определим используя методику [19], в которой получена связь между изменением углов критического сечения при переходе от симметричного процесса к несимметричному. Коэффициенты, учитывающие несимметрию деформации металла равны соответственно для холостого и приводного валков по аналогии с выражениями (17):

$$\left. \begin{aligned} n_x &= \frac{2f_x R_x}{h} (\gamma_x - \gamma); \\ n_{II} &= \frac{2f_{II} R_{II}}{H} (\gamma - \gamma_{II}), \end{aligned} \right\} \quad (31)$$

где H - толщина полосы до прокатки; f_i - коэффициент трения; γ - угол критического сечения в симметричном процессе (индексы "II" и "x" относятся соответственно к приводному и холостому валкам).

Заменив, с учетом формулы Финка-Дрездена, углы γ_{II} и γ_x через опережения, получим [по аналогии с выражениями (18), (19)]:

$$\left. \begin{aligned} n_x &= 2f_x \sqrt{\frac{R_x}{h}} (\sqrt{S_x} - \sqrt{S}); \\ n_{II} &= \frac{2f_{II}}{H} \sqrt{R_{II} h} (\sqrt{S} - \sqrt{S_{II}}), \end{aligned} \right\} \quad (32)$$

где S_x и S - опережение соответственно на холостом валке и при симметричной прокатке; S_{II} - опережение на приводном валке.

Как следует из выражения (32), чем больше значения S_x и меньше S_{II} , при всех остальных неизменных параметрах, тем больше величины n_x и n_{II} , тем больше влияние несимметрии на изменение энергосиловых параметров прокатки по сравнению с симметричным процессом.

Отношение средних давлений P_x и P_{II} на валках равно [см. уравнение (21)]

$$m = \frac{1 + (0,48 f_{\text{IIx}} l_d / h_{\text{cp}})(1 + n_x)}{1 + (0,48 f_{\text{III}} l_d / h_{\text{cp}})(1 + n_{\text{II}})}, \quad (33)$$

где f_{IIx} и f_{III} - показатели трения соответственно на холостом и приводном валках.

Среднее давление при несимметричной прокатке с одним приводным валком равно [19]

$$P_{\text{ср. II}} = P_{\text{ср}} \left[1 - \frac{1}{2} (n_x + n_{\text{II}}) \right], \quad (34)$$

где $P_{\text{ср}}$ - среднее давление при симметричной прокатке.

Отношение крутящих моментов при несимметричном и симметричном процессах прокатки равно

$$\frac{M_{\text{II}}}{M} = \left(\frac{R_x + R_{\text{II}} + h}{2R_{\text{II}}} \right) \cdot \frac{\varphi_{\text{II}}}{\varphi} \cdot \frac{P_{\text{II}}}{P}, \quad (35)$$

где φ - угол приложения равнодействующей сил в очаге деформации в симметричном процессе прокатки.

1.7. КИНЕМАТИЧЕСКИЕ ПАРАМЕТРЫ ПРОКАТКИ ПРИ ОДНОВАЛКОВОМ ПРИВОДЕ

Для анализа процесса прокатки с одним приводным валком воспользуемся выражениями (12), которые пригодны для любого процесса со скоростной несимметрией. Применительно к прокатке с одновалковым приводом ($R/r = v_{\text{II}}/v_x$) получим

$$S_x = S + 0,5 \left(\frac{v_{\text{II}}}{v_x} - 1 \right), \quad (36)$$

$$S_{\text{II}} = S + 0,5 \left(\frac{v_x}{v_{\text{II}}} - 1 \right), \quad (37)$$

где v_{II} и v_x - кружные скорости приводного и холостого валков; S_n , S_x и S - опережение соответственно со стороны приводного,

холостого валков и в симметричном процессе.

Принимая $v_{\pi}/v_x - 1 \approx 1 - v_x/v_{\pi}$ и решая совместно выражения (36) и (37), получим соотношение окружных скоростей приводного и холостого валков.

$$(4) \quad v_{\pi}/v_x = 1 + S_x - S_{\pi}. \quad (38)$$

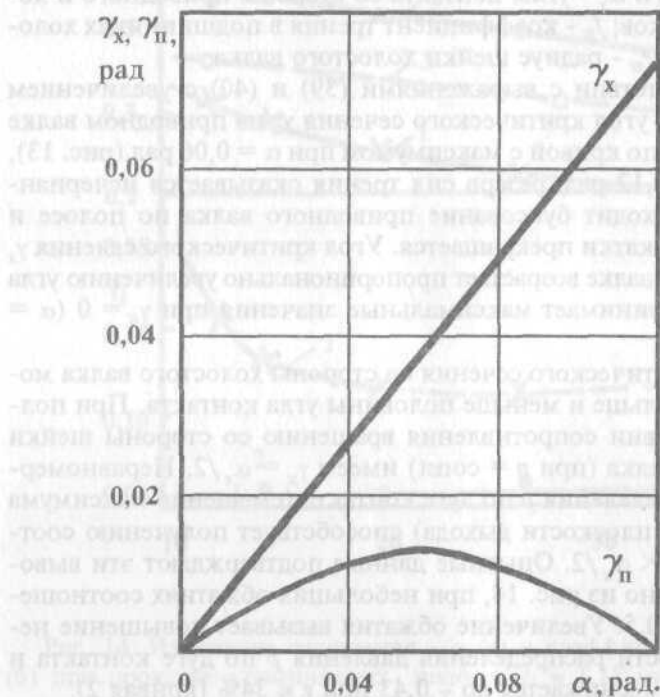


Рис. 13. Изменение углов γ_x и γ_{π} в зависимости от угла контакта α ($r_{III}/R = 0,5$; $f_{III}/f = 0,5$; $f = 0,16$).

При $p_x = p$ и $\alpha_x = \alpha_{\pi} = \alpha$ в работе [25] получены следующие выражения для теоретического определения углов γ_x и γ_{π} :

$$\gamma_x = \alpha_x \left(1 - \frac{\alpha_x}{2f} \right); \quad (39)$$

$$\gamma_{II} = \frac{\alpha_{II}}{2} \left(1 - \frac{\alpha_{II}}{f} - \frac{f_{III} r_{III}}{f \cdot R} \right), \quad (40)$$

где p_{II} и p_x - давления на контакте с приводным и холостым валками; α_{II} и α_x - углы контакта со стороны приводного и холостого валков; f_{III} - коэффициент трения в подшипниках холостого валка; r_{III} - радиус шейки холостого валка.

В соответствии с выражениями (39) и (40) с увеличением угла захвата угол критического сечения γ_{II} на приводном валке изменяется по кривой с максимумом при $\alpha = 0,06$ рад. (рис. 13), а при $\alpha = 0,12$ рад. резерв сил трения оказывается исчерпанным, происходит буксование приводного валка по полосе и процесс прокатки прекращается. Угол критического сечения γ_x на холостом валке возрастает пропорционально увеличению угла захвата и принимает максимальные значения при $\gamma_{II} = 0$ ($\alpha = 0,12$ рад.).

Угол критического сечения со стороны холостого валка может быть больше и меньше половины угла контакта. При полном отсутствии сопротивления вращению со стороны шейки холостого валка (при $p = \text{const}$) имеем $\gamma_x = \alpha_x / 2$. Неравномерность распределения p по дуге контакта (смещение максимума p в сторону плоскости выхода) способствует получению соотношения $\gamma_x < \alpha_x / 2$. Опытные данные подтверждают эти выводы. Как видно из рис. 14, при небольших обжатиях соотношение $\gamma_x / \alpha > 0,5$. Увеличение обжатия вызывает повышение неравномерности распределения давления p по дуге контакта и отношение γ_x снижается до $\sim 0,43$ при $\varepsilon \approx 34\%$ (кривая 2).

Совпадение с теоретическими выводами дает основание использовать формулу (39) для γ_x с целью расчета коэффициента трения на контакте с холостым валком

$$f_x = \psi \alpha_x / (1 - \gamma_x / \alpha_x), \quad (41)$$

где ψ - коэффициент положения равнодействующей сил в симметричном процессе.

Угол критического сечения, по данным М.С. Мутьева и

В.Н. Выдрина, при небольших допущениях должен быть равен

$$\gamma_{II} = 2\gamma - \gamma_x. \quad (42)$$

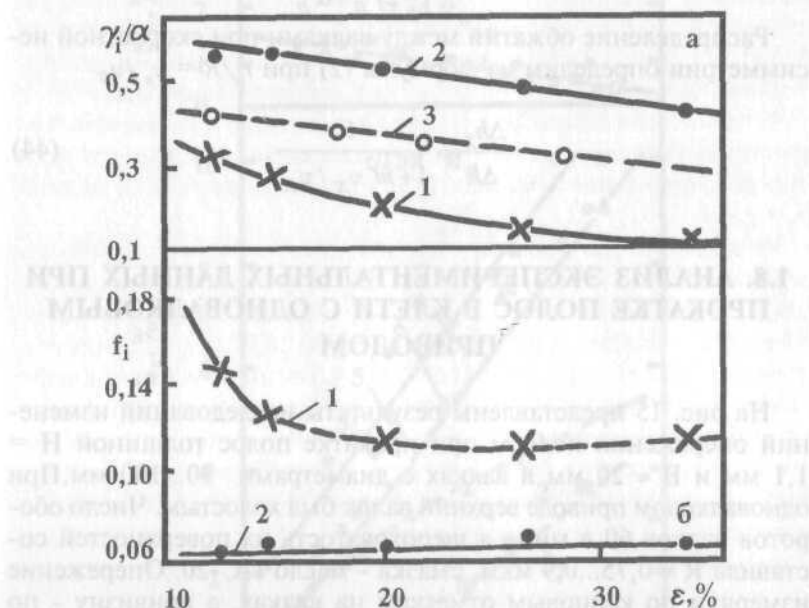


Рис. 14. Изменение отношения γ_i/α (а) и коэффициента трения (б) при прокатке алюминиевых полос с $H \approx 1,15$ мм с нижним приводным валком (1,2) ($D_x = 99,65$ мм; $D_{II} = 99,55$ мм); 1 - со стороны приводного вала; 2 - со стороны холостого вала; 3 - прокатка в приводных валах.

Из рис. 14 следует, что при увеличении обжатия отношение γ_{II}/α существенно уменьшается. Однако в основном диапазоне обжатий ($\varepsilon > 15\%$) с достаточной точностью соблюдается условие (42), что свидетельствует о небольшом влиянии неравно-

мерности распределения давлений и обжатий на величины критических углов и позволяет использовать формулу (40) для γ_{II} с целью определения коэффициента трения на контакте с приводным валком:

$$f_{II} = \frac{2\psi\alpha_{II} + f_{III}r_{III}/R}{1 - 2\gamma_{II}/\alpha_{II}}. \quad (43)$$

Распределение обжатий между валками при скоростной несимметрии определим из формулы (2) при $r/R = v_x/v_{II}$

$$\frac{\Delta h_x}{\Delta h} = \frac{1}{1 + m^2 v_x/v_{II}}. \quad (44)$$

1.8. АНАЛИЗ ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫХ ДАННЫХ ПРИ ПРОКАТКЕ ПОЛОС В КЛЕТИ С ОДНОВАЛКОВЫМ ПРИВОДОМ

На рис. 15 представлены результаты исследований изменений опережения полосы при прокатке полос толщиной $H = 1,1$ мм и $B \approx 20$ мм в валках с диаметрами 90...100 мм. При одновалковом приводе верхний валок был холостым. Число оборотов валков 60 в мин., а шероховатость их поверхностей составила $R \approx 0,75...0,9$ мкм, смазка - масло ИС-20. Опережение измеряли по керновым отметкам на валках, а кривизну - по стрелке изгиба на длине $l_k = 50$ мм конца полосы.

Из рис. 15 следует, что схема привода валков оказывает заметное влияние на величины опережений. При прокатке с двумя приводными валками (кривые 1, 2) опережение S составляет 0,3...1% при $\epsilon \approx 5\%$ и возрастает до 3-4% при $\epsilon \approx 35\%$. Для всех значений относительного обжатия опережение больше при прокатке в валках большего диаметра (кривая 2). При использовании одного приводного валка опережение S_x со стороны холостого валка изменяется в пределах 1-3% до 9-11%. Его значения тем больше, чем больше средний диаметр валков (точки 3 при $\epsilon = const$ находятся выше точек 6). Опережение на полосе

со стороны приводного вала (кривая 7) с увеличением обжата снижается от $\sim 1,5$ до $0,5\%$. Меньшие величины опережений со стороны приводного вала свидетельствует о большей его окружной скорости по сравнению с холостым валком, что соответствует данным [25].

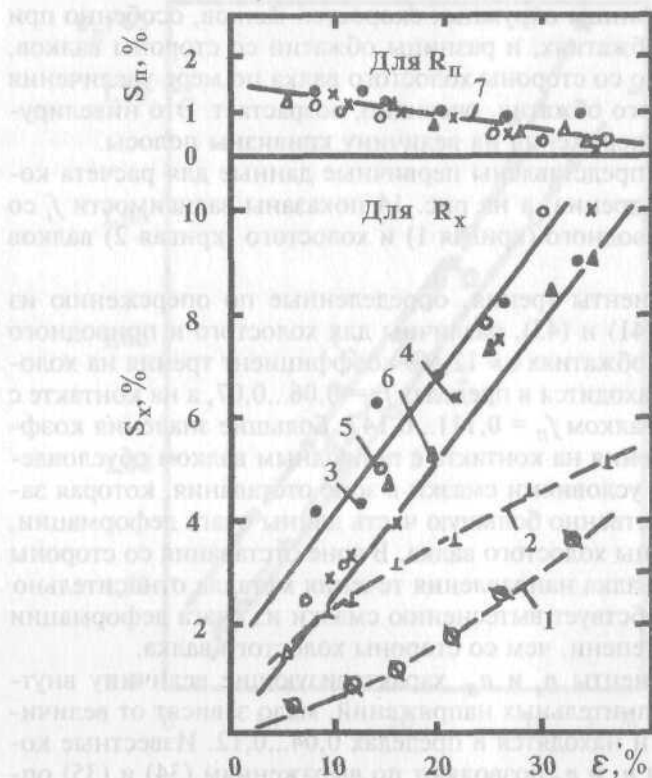


Рис. 15. Опережение при прокатке алюминиевых полос ($H \approx 1,10$ мм, $B \approx 21$ мм) в приводных (1,2) валках и с одним приводным нижним валком (3,4). Число оборотов валков 60 в мин., шероховатость валков и полос $R_a \approx 0,75 \dots 0,9$ мкм, смазка-масло ИС-20. Опережение S_p ; 1 - среднее в приводных валках 90,1/89,85 мм; 2 - 99,65/99,55; 3 - 6 - со стороны холостого вала (диаметры валков D_2/D_{IP} мм: 3 - 99,65/99,55; 4 - 89,85/99,55; 5 - 99,55/89,89; 6 - 90,1/89,85); 7 - со стороны приводного вала.

Несмотря на то, что с увеличением относительного обжатия разность между величинами опережений со стороны холостого и приводного валков возрастает, кривизна переднего конца полосы после очага деформации уменьшается с $(9...18) 10^{-3} \text{ мм}^{-1}$ до $(1...7) 10^{-3} \text{ мм}^{-1}$ (изгиб полосы на приводной валок). Подобное изменение кривизны полосы обусловлено одновременным влиянием разницы окружных скоростей валков, особенно при небольших обжатиях, и разницы обжатий со стороны валков, доля которого со стороны холостого валка по мере увеличения относительного обжатия, очевидно, возрастает. Это нивелирует влияние опережения на величину кривизны полосы.

В табл. 2 представлены первичные данные для расчета коэффициента трения, а на рис. 14 показаны зависимости f_i со стороны приводного (кривая 1) и холостого (кривая 2) валков ($\alpha_x = \alpha_{II} = \alpha$).

Коэффициенты трения, определенные по опережению из выражений (41) и (43), различны для холостого и приводного валков. При обжатиях $\epsilon \approx 12,5\%$ коэффициент трения на холостом валке находится в пределах $f_x = 0,06...0,07$, а на контакте с приводным валком $f_{II} = 0,111...0,147$. Большие значения коэффициента трения на контакте с приводным валком обусловлены худшими условиями смазки в зоне отставания, которая занимает существенно большую часть длины очага деформации, чем со стороны холостого валка. В зоне отставания со стороны приводного валка направления течения металла относительно валков способствует вытеснению смазки из очага деформации в большей степени, чем со стороны холостого валка.

Коэффициенты n_x и n_{II} , характеризующие величину внутренних дополнительных напряжений, мало зависят от величины обжатия и находятся в пределах $0,04...0,12$. Известные коэффициенты n_x и n_{II} позволяют по выражениям (34) и (35) определить отношение "m" средних давлений на контактных поверхностях холостого и приводного валков и изменение среднего давления по сравнению с симметричным процессом. Расчеты показывают, что величины обжатий практически равномерно распределены между валками ($\Delta h_{II} / \Delta h = 0,49...0,5$), а среднее давление при несимметричной прокатке составляет

0,9...0,96 от среднего давления при симметричной прокатке. Степень снижения давления несколько возрастает с увеличением обжатия.

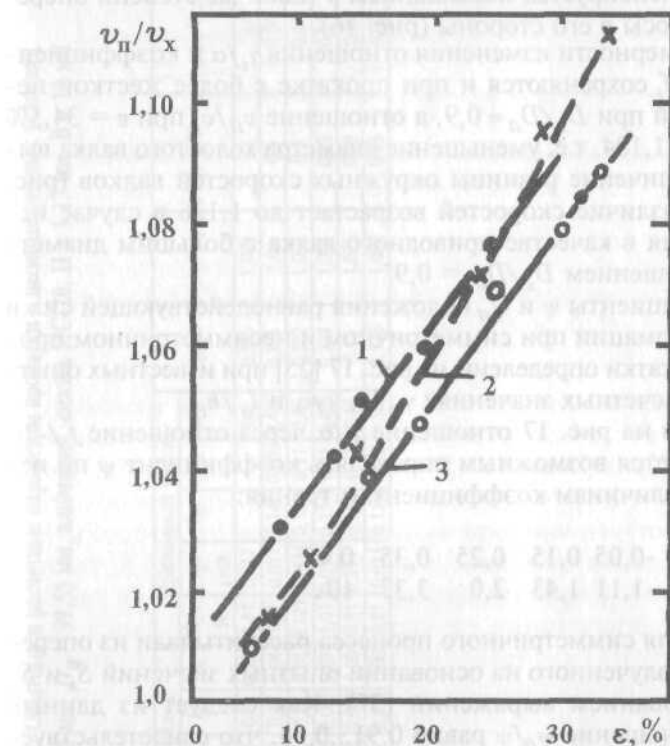


Рис. 16. Изменение отношения скоростей приводного и холодного валков в зависимости от обжатия при D_p/D_x , мм: 1 - 99,65/99,55; 2 - 99,55/89,85; 3 - 90,1/89,85. Остальные обозначения на рис. 15.

Из табл. 2 видно, что по мере увеличения обжатия окружная скорость холостого валака снижается по сравнению с приводным валком и при $\varepsilon = 33,3\%$ отношение $v_{\Pi}/v_x = 1,083$, т.е. окружная скорость холостого валака на $\sim 8\%$ меньше скорости приводного валака. Уменьшение окружной скорости холостого валака компенсируется повышением в такой же степени опережения полосы с его стороны (рис. 16).

Закономерности изменения отношения γ_i/α и коэффициента трения f_i сохраняются и при прокатке с более жесткой несимметрией при $D_x/D_{\Pi} \approx 0,9$, а отношение v_{Π}/v_x при $\varepsilon = 34,5\%$ составляет 1,104, т.е. уменьшение диаметра холостого валака вызывает увеличение разницы окружных скоростей валков (рис. 16). Это различие скоростей возрастает до 1,126 в случае использования в качестве приводного валака с большим диаметром и отношением $D_x/D_{\Pi} = 0,9$.

Коэффициенты ψ и ψ_{Π} положения равнодействующей сил в очаге деформации при симметричном и несимметричном процессах прокатки определены из рис. 17 [25] при известных опытных или расчетных значениях γ_{Π}/α , γ/α и l_d/h_{cp} .

Заменив на рис. 17 отношение γ/α через отношение $f/2\alpha$, представляется возможным определять коэффициент ψ по известным величинам коэффициентам трения:

γ/α	-0,05	0,15	0,25	0,35	0,45;
$f/2\alpha$	-1,11	1,43	2,0	3,33	10.

Угол γ для симметричного процесса рассчитывали из опережения S , полученного на основании опытных значений S_x и S_{Π} с использованием выражений (37). Как следует из данных табл. 2, отношение ψ_{Π}/ψ равно 0,91...0,94, что свидетельствует о меньших значениях крутящего момента при несимметричной прокатке, т.к. $\gamma_{\Pi}/\alpha < \gamma/\alpha$.

На рис. 18 представлены опытные значения силы и крутящего момента для данных табл. 2. Как следует из рис. 18, энергосиловые параметры прокатки увеличиваются с повышением обжатия. Однако при $\varepsilon < 24\%$ сила при несимметричной прокатке несколько выше таковой в условиях симметричной деформации. Снижение силы P при несимметричной прокат-

Таблица 2. Опытные и расчетные параметры прокатки в несимметричных условиях
 $D_x = 99,65$ мм, $D_{II} = 99,55$ мм, алюминий, смазка ИС-20, $H \approx 1,13$ мм, $B \approx 19$ мм

h , мм	Δh , мм	α , рад	Холодстой валок				Приводной валок				γ_{II}/α	v_{II}/v_x	$\Delta h_{II}/\Delta h$	$p_{св}/p_o$	ψ_{II}/ψ
			S_x , %	γ_x , рад	f_x	n_x	S_{II} , %	γ_{II} , рад	f_{II}	n_{II}	ψ_{II}				
1,05	0,09	0,0435	7,9	4,28	0,031	0,08	0,053	1,41	0,017	-	0,5	1,029	-	-	-
0,98	0,14	0,063	12,5	5,38	0,030	0,06	0,04	1,41	0,017	0,147	0,008	1,04	0,5	0,96	0,94
0,95	0,16	0,067	14,4	6,4	0,035	0,07	0,07	1,01	0,0154	0,124	0,11	1,052	0,5	0,91	0,91
0,92	0,23	0,068	20,0	6,97	0,036	0,063	0,07	1,01	0,0137	0,114	0,11	1,069	0,49	0,91	0,91
0,84	0,30	0,077	26,3	8,3	0,038	0,069	0,09	0,81	0,011	0,111	0,12	1,075	0,49	0,90	0,91
0,76	0,38	0,087	33,3	9,06	0,037	0,064	0,08	0,81	0,011	0,116	0,12	1,082	0,49	0,90	0,91

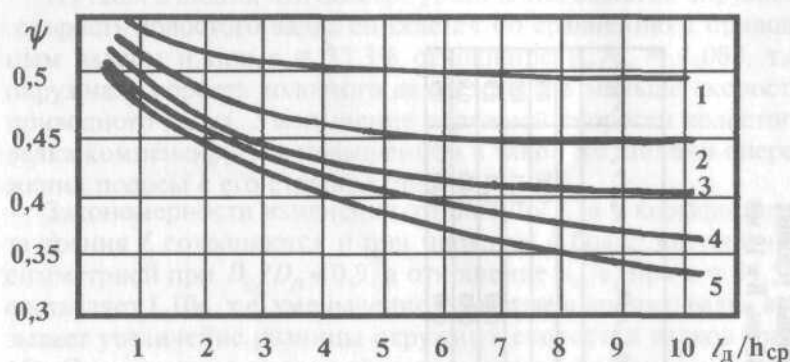


Рис. 17. Зависимость коэффициента положения равнодействующей сил от фактора формы l_d/h_{cp} и отношения γ/α [25]: 1 - 0,45; 2 - 0,35; 3 - 0,25; 4 - 0,15; 5 - 0,05.

ке наблюдается при $\epsilon > 24\%$. Такой характер изменения силы прокатки в зависимости от обжатия наблюдали и в повторных экспериментах. Это позволяет утверждать, что в данном несимметричном процессе при небольших обжатиях возникают условия, повышающие уровень продольных подпирющих напряжений в очаге деформации. К таким условиям относится в первую очередь существенное увеличение зоны опережения со стороны холостого вала ($\gamma_x = 0,71$ при $\epsilon = 7,9\%$) и, следовательно, увеличение контактных сил трения и подпирющих продольных напряжений σ_3 на холостом валке, действие которых превалирует над действием дополнительных продольных напряжений растяжения от несимметрии деформации. С увеличением обжатия до $\epsilon \approx 33,3\%$ зона опережения уменьшается на холостом валке до $\gamma_{II}/a = 0,425$, а на приводном валке - до $\gamma_{II}/a = 0,126$, что приводит к уменьшению доли подпирющих продольных напряжений σ_3 , возникающих при $f_{II} > 0,11$ и увеличивает долю растягивающих продольных напряжений от горизонтальных составляющих нормальных давлений. Совместное действие этих напряжений и дополнительных напряжений

от несимметрии деформации при $\varepsilon > 24\%$ обеспечивает снижение силы несимметричной прокатки по сравнению с симметричной прокаткой. Более эффективным является действие рассматриваемой несимметрии на изменение крутящего момента, так как на его величину влияет не только сила прокатки, но и уменьшение коэффициента положения равнодействующей сил на контакте с приводным валком (см. табл. 2).

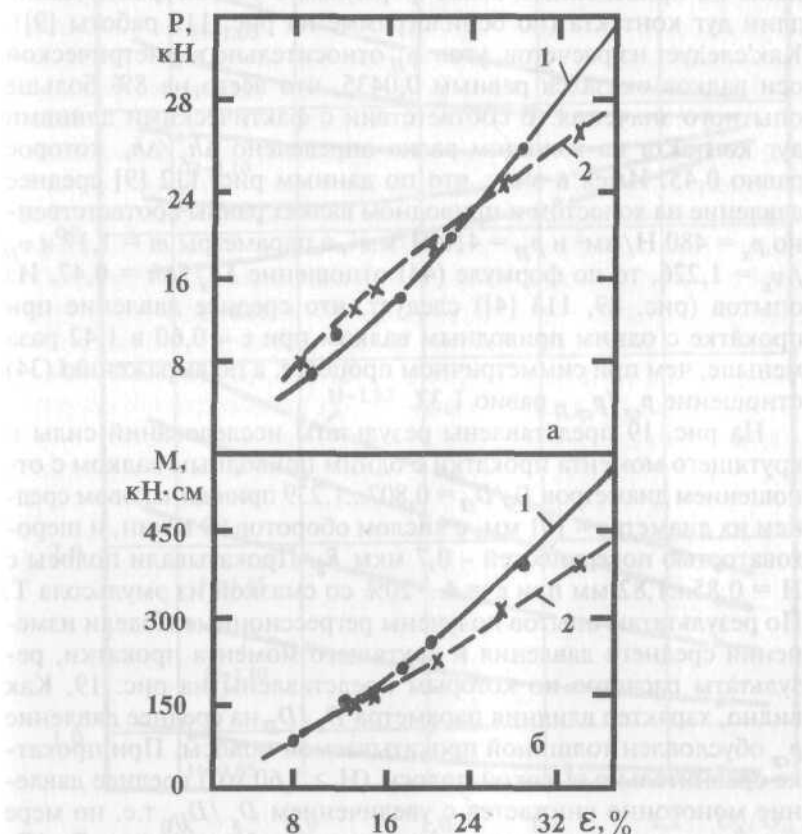


Рис. 18. Изменение силы (а) и крутящего момента (б) прокатки в клетях с двумя (1) и одним (2) нижним приводным валками. Диаметр валков $D = 99,65$ мм (верх) и $D = 99,55$ мм (низ), полосы из алюминия с $H \approx 1,1$ мм, $B \approx 20$ мм, смазка-масло ИС-20.

При больших обжатиях ($\epsilon > 30\%$) крутящий момент при несимметричной прокатке на $\sim 28\%$ меньше, чем при симметричной прокатке.

Ниже даны результаты расчета угла φ_{II} для случая прокатки, представленного на с. 202 работы А.А. Королева [9]. В соответствии с опытными данными, при прокатке полос из меди с $H = 3$ мм угол $\beta_x = \varphi_{II}$ оказался равным 0,0406 рад. Расчеты выполнены по приведенным выше формулам с учетом фактических длин дуг контакта (по осциллограмме на рис. 112 работы [9]). Как следует из расчетов, угол φ_{II} относительно геометрической оси валков оказался равным 0,0435, что всего на 8% больше опытного значения. В соответствии с фактическими длинами дуг контакта на холостом валке определено $\Delta h_x / \Delta h$, которое равно 0,45. Имея в виду, что по данным рис. 112 [9] среднее давление на холостом и приводном валках равны соответственно $p_x = 480$ Н/мм² и $p_{II} = 410$ Н/мм², а параметры $m = 1,17$ и $v_{II} / v_x = 1,226$, то по формуле (44) отношение $\Delta h_x / \Delta h = 0,47$. Из опытов (рис. 89, 113 [4]) следует, что среднее давление при прокатке с одним приводным валком при $\epsilon \approx 0,60$ в 1,42 раза меньше, чем при симметричном процессе, а по выражению (34) отношение $p_{cp} / p_{cp,II}$ равно 1,32.

На рис. 19 представлены результаты исследований силы и крутящего момента прокатки с одним приводным валком с отношением диаметров $D_x / D_{II} = 0,807 \dots 1,239$ при одинаковом среднем их диаметре ~ 101 мм, с числом оборотов 60 в мин, и шероховатостью поверхностей $\sim 0,7$ мкм R_a . Прокатывали полосы с $H = 0,85 \dots 1,82$ мм при $\epsilon = 4 \dots 20\%$ со смазкой из эмульсола Т. По результатам опытов получены регрессионные модели изменения среднего давления и крутящего момента прокатки, результаты расчетов по которым представлены на рис. 19. Как видно, характер влияния параметра D_x / D_{II} на среднее давление p_{cp} обусловлен толщиной прокатываемой полосы. При прокатке сравнительно высокой полосы ($H > 1,60$ мм) среднее давление монотонно снижается с увеличением D_x / D_{II} , т.е. по мере уменьшения диаметра приводного валка. Увеличение D_x / D_{II} при прокатке тонких полос ($H < 1,1$ мм) вызывает увеличение среднего давления. Максимальное изменение среднего давления во всем диапазоне изменения D_x / D_{II} при $H = \text{const}$ не

превышает 10%. В других опытах [66] при прокатке с холостым валком $D_x = 100$ мм и приводным $D_{II} = 65$ мм ($D_x/D_{II} = 1,54$) среднее давление оказалось меньше на 5-15% по сравнению с симметричной прокаткой в валках с диаметрами $D = 65$ мм.

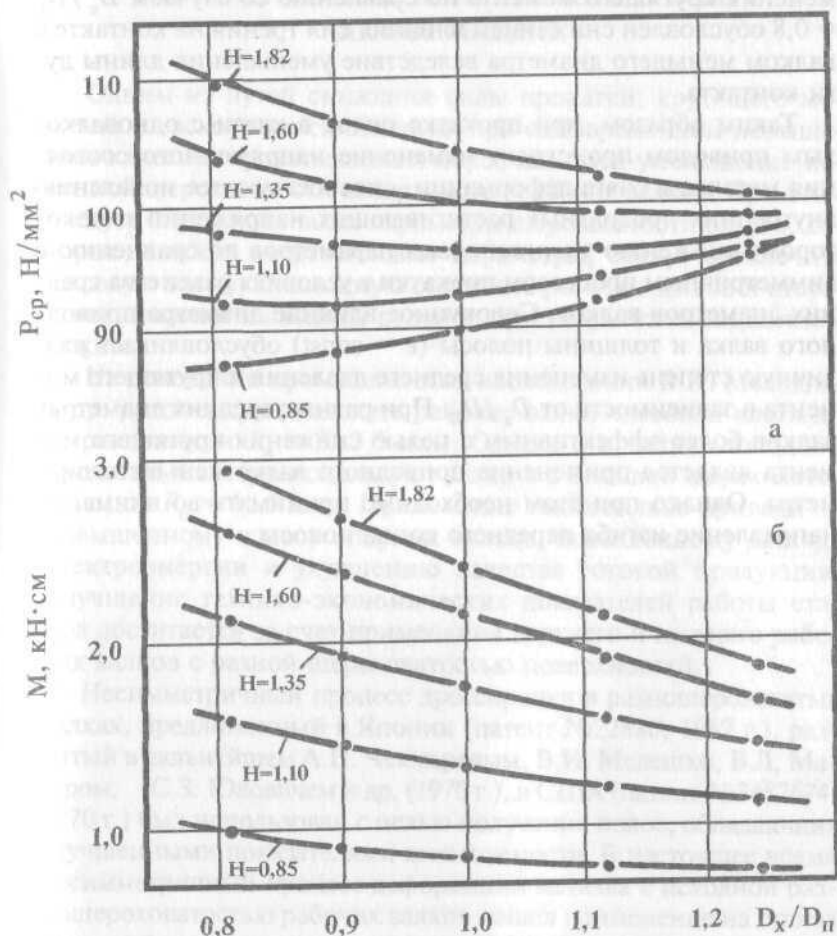


Рис. 19. Влияние D_x/D_{II} на изменение среднего давления и крутящего момента прокатки алюминиевых полос в валках с диаметрами 90,45...112 мм при относительном обжатии $\varepsilon = 0,1$.

Крутящий момент прокатки снижается по мере увеличения D_x/D_{II} , т.е. при уменьшении диаметра приводного вала. Особенно значительное снижение при увеличении D_x/D_{II} наблюдается при прокатке высоких полос. Полученный характер изменения крутящего момента по сравнению со случаем $D_x/D_{II} = 0,8$ обусловлен снижением влияния сил трения на контакте с валком меньшего диаметра вследствие уменьшения длины дуги контакта.

Таким образом, при прокатке полос в клети с одновальковым приводом происходит изменение напряженного состояния металла в очаге деформации, способствующее появлению внутренних продольных растягивающих напряжений и некоторому снижению энергосиловых параметров по сравнению с симметричным процессом прокатки в условиях равенства средних диаметров валков. Совокупное влияние диаметра приводного вала и толщины полосы ($e = \text{const}$) обуславливает различную степень изменения среднего давления и крутящего момента в зависимости от D_x/D_{II} . При равных средних диаметрах валков более эффективным с целью снижения крутящего момента является применение приводного вала меньшего диаметра. Однако при этом необходимо принимать во внимание направление изгиба переднего конца полосы.

2. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ С РАЗЛИЧНОЙ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТЕЙ

2.1. КОНТАКТНЫЕ НАПРЯЖЕНИЯ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ

Одним из путей снижения силы прокатки, крутящего момента и расхода электроэнергии при одновременном повышении качества прокатываемых полос является уменьшение исходной шероховатости поверхностей рабочих валков. При этом следует определить такие параметры шероховатости валков, которые, снижая энергосиловые параметры, смогут обеспечить высокую эксплуатационную стойкость рабочих валков и отсутствие сваривания витков рулонов при рекристаллизационном отжиге.

На основании промышленных исследований В.И. Мелешко и др. рекомендуют накатывать рабочие валки чистовой клети до шероховатости $R_a = 3...3,5$ мкм. Однако в практике холодной прокатки зачастую используют валки и с большей шероховатостью, до $R_a = 4...6$ мкм. Применение таких валков приводит к повышенному износу опорных валков, повышенному расходу электроэнергии и ухудшению качества готовой продукции. Улучшение технико-экономических показателей работы станков достигается за счет применения верхнего и нижнего рабочих валков с разной шероховатостью поверхностей.

Несимметричный процесс дрессировки в разношероховатых валках, предложенный в Японии (патент №22880, 1967 г.), развитый в дальнейшем А.П. Чекмаревым, В.И. Мелешко, В.Л. Мазуром, С.З. Юдовичем и др. (1970 г.), в США (патент №3487674, 1970 г.) был использован с целью получения полос, обладающих улучшенными показателями штампуемости. В настоящее время несимметричный процесс деформации металла с исходной разношероховатостью рабочих валков нашел применение на станках холодной прокатки полосовой стали [14, 22, 23].

В результате влияния внешнего трения на дугах контакта прокатываемого металла с валками в очаге деформации возникают, как известно, зоны скольжения и прилипания, размеры

которых зависят от параметров деформации и значений коэффициента трения (рис. 20). При симметричной прокатке тонких полос с высокими значениями коэффициента трения длина зоны прилипания соизмерима с толщиной полосы.

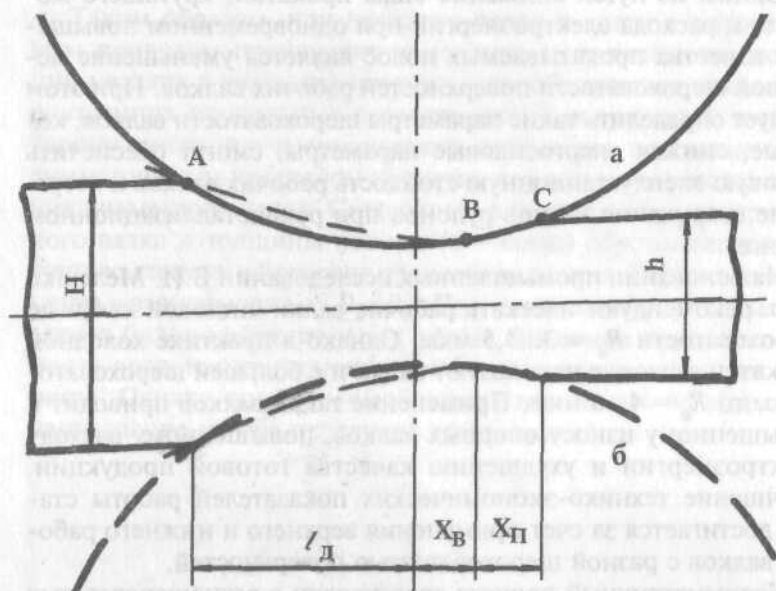


Рис. 20. Схема очага деформации при прокатке в разношероховатых валках: а - валок шероховатый; б - гладкий.

При прокатке в валках с разношероховатыми поверхностями за счет их взаимодействия через металл на контакте со стороны валка с небольшой шероховатостью (гладкого) происходит значительное увеличение скольжения (опережения) по сравнению с симметричной прокаткой [12, 26]. В этих условиях несимметричной прокатки с небольшим коэффициентом трения зона прилипания должна полностью исчезнуть. На контакте со стороны валка с большой шероховатостью (шероховатого) опережение несколько уменьшается по сравнению с симметричной прокаткой полосы в валках с одинаковой шероховатостью. В таких условиях возможно наличие зоны прилипания, и она оказывает некоторое влияние на напряженное состояние металла в очаге деформации. Однако этим влиянием можно пренебречь.

Решив дифференциальное уравнение прокатки при неравномерном распределении сопротивления металла деформации и касательных напряжений по дуге контакта с заменой ее параболой, получили выражения для расчетов давлений в зонах отставания, опережения и упругого восстановления полосы [12, 26]:

зона отставания

$$p_x = \sigma_{\phi_0} \left\{ \left[\xi_n + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l_d^2} \right) \right] + \right. \\ \left. + \left[1 + n_y \left(1 - \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \frac{1 + \frac{x^2}{l_d^2} \frac{\Delta h}{h}}{1 + \frac{\Delta h}{h}} + \right. \\ \left. + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l_d^2} \right) - 2 f_{II} n_y \sqrt{\frac{R}{\Delta h}} \left(1 - \frac{x}{l_d} \right) + \right. \\ \left. + 2 f_{II} \left[\left(1 + n_y \right) \sqrt{\frac{R}{h}} + \frac{n_y \sqrt{Rh}}{\Delta h} \right] \times \right. \\ \left. \times \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \arctg \frac{x}{l_d} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right) \right\}, \quad (45)$$

зона опережения

$$P_x = P_\sigma - \sigma_{\phi 1} + \sigma_{\phi 0} \left\{ \begin{aligned} & \left[1 + n_y \left(1 - \frac{x^2}{l_\partial^2} \right) \right] + \\ & + \left[1 + n_y \left(1 + \frac{h}{\Delta h} \right) \right] \ln \left(1 + \frac{x^2}{l_\partial^2} \frac{\Delta h}{h} \right) - \\ & - n_y \frac{x^2}{l_\partial^2} - 2f_\Pi \sqrt{\frac{R}{h}} n_y \frac{x}{l_\partial} + \\ & + 2f_\Pi \left[(1 + n_y) \sqrt{\frac{R}{h}} + \frac{n_y \sqrt{Rh}}{\Delta h} \right] \operatorname{arctg} \frac{x}{l_\partial} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \end{aligned} \right\}, \quad (46)$$

зона упругого восстановления полосы

$$P_\sigma = \sigma_{\phi 1} \left[\xi_h + \frac{x_\Pi}{h} \left(f_\Pi - \frac{x_\Pi}{R} \right) \right], \quad (47)$$

где $\sigma_{\phi 0}$ и $\sigma_{\phi 1}$ - сопротивление металла деформации соответственно в плоскостях входа в очаг деформации и выхода из него; R - радиус недеформированного вала; ξ_H и ξ_h - коэффициенты, учитывающие влияние заднего и переднего натяжений; n_y - коэффициент, учитывающий упрочнение металла; x_Π - длина зоны упругого восстановления полосы за пластической зоной; f_Π - показатель трения в соответствии с законом Э.Зибеля.

Коэффициенты ξ_H и ξ_h с учетом влияния внешних и внутренних напряжений натяжений равны:

$$\left. \begin{aligned} \xi_H &= \xi_3 \cdot \xi_1; & \xi_h &= \xi_\Pi \cdot \xi_2 \\ \xi_3 &= 1 - \sigma_3 / \sigma_{\phi 0}; & \xi_\Pi &= 1 - \sigma_\Pi / \sigma_{\phi 1} \\ \xi_1 &= 1 - \sigma_1 / p_1; & \xi_2 &= 1 - \sigma_2 / p_2 \end{aligned} \right\}, \quad (48)$$

где ξ_3 и ξ_Π - коэффициенты, соответственно для внешнего за-

днего и переднего натяжений; ξ_1 и ξ_2 - коэффициенты соответственно для внутреннего заднего и переднего натяжений, σ_3 и σ_{II} - напряжения заднего и переднего натяжений от внешней силы, приложенной к концам полосы; σ_1 и σ_2 - растягивающие внутренние напряжения соответственно в зоне отставания и в зоне опережения; p_1 и p_2 - нормальные давления соответственно на шероховатом и гладком валках.

Коэффициенты влияния внутренних продольных растягивающих напряжений ξ_1 и ξ_2 найдем используя выражения (16) и (17), которые являются универсальными для любого несимметричного процесса:

$$\left. \begin{aligned} \xi_1 &= 1 - \sigma_1 / p_1 = 1 - n_1 \\ \xi_2 &= 1 - \sigma_2 / p_2 = 1 - n_2 \end{aligned} \right\} \quad (49)$$

где n_1 и n_2 - коэффициенты растягивающих напряжений в очаге деформации соответственно для шероховатого и гладкого валков.

В соответствии с выражениями (16) и (17) имеем:

$$\left. \begin{aligned} n_1 &= 2f_1 R(\gamma - \gamma_1) / H \\ n_2 &= 2f_2 R(\gamma_2 - \gamma) / h \end{aligned} \right\} \quad (49, a)$$

где γ - угол критического сечения при симметричной прокатке на валках с соответствующей шероховатостью; γ_1 и γ_2 - углы критического сечения на шероховатом и гладком валках.

Длина зоны упругого восстановления полосы x_n может быть определена из известного выражения Хичкова при $P_{cp} = \sigma_{cp1} \xi_h$

$$x_{II} = \frac{8(1-\nu^2)R\sigma_{\phi 1}\xi_h}{\pi E} = \frac{\sigma_{\phi 1}R\xi_h}{95000},$$

где ν - коэффициент Пуассона ($\nu = 0,3$); E - модуль Юнга ($E = 2,2 \cdot 10^5$ Н/мм²).

Коэффициент упрочнения n_y металла в очаге деформации равен

$$n_y = (\sigma_{\phi 1} / \sigma_{\phi 0}) - 1.$$

$P_x, \text{ Н/мм}^2$

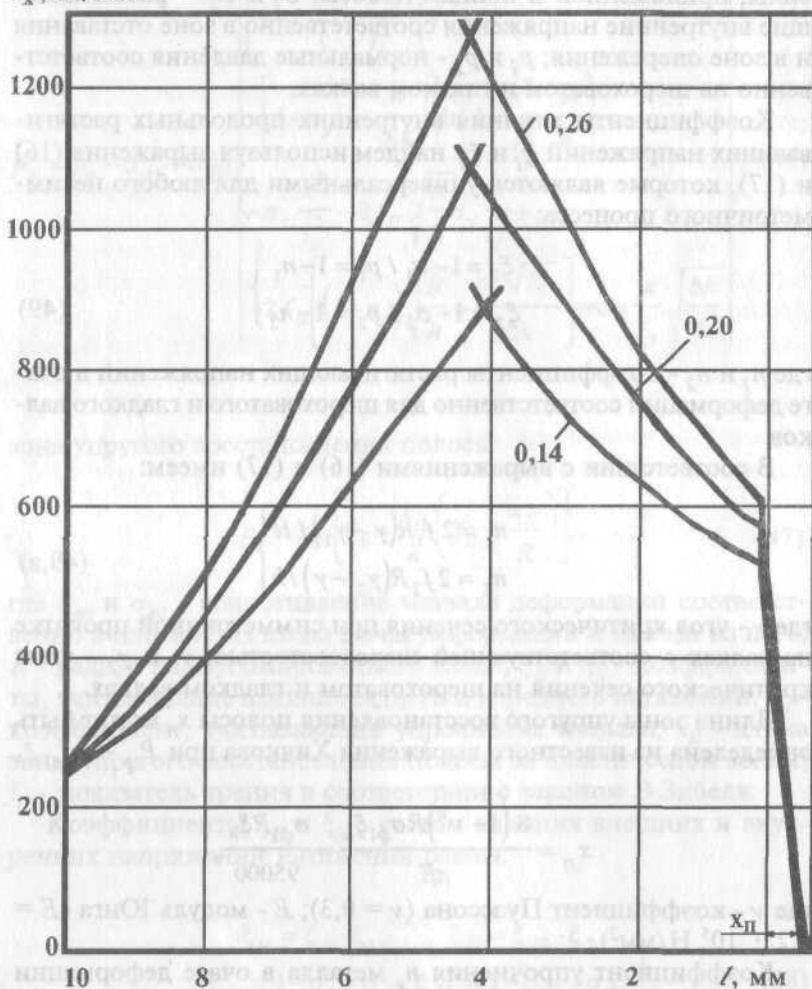


Рис. 21. Влияние показателя трения (цифры у кривых) на P_x :
 $R = 400 \text{ мм}$, $h = 1,0$; $\Delta h = 0,2 \text{ мм}$; $\sigma_{\phi 0} = 250 \text{ Н/мм}^2$; $n_y = 0,73$.

Выражения (45), (46) позволяют получить выражение для определения среднего давления в пластической зоне очага деформации, которое удобно для практики в следующем виде [17]:

$$p_{cp} = \sigma_{\phi} \left[1 + \left(0,5 c_H f_H l_{\partial} / h_{cp} \right) (\xi_H + \xi_h) \right], \quad (50)$$

где σ_{ϕ} - среднее сопротивление металла в очаге деформации.

Коэффициент c_H равен (при $l_{\partial} / h_{cp} \leq 8$):

f_H -	0,04	0,06	0,08	0,10	$\geq 0,125$
c_H -	0,27	0,34	0,4	0,44	0,48.

При $l_{\partial} / h_{cp} > 8$ коэффициент $c_H = 0,48$.

Выражения (45) - (46) позволяют оценить воздействие различных факторов на изменение давлений p_x по дуге контакта.

Из рис. 21 следует, что увеличение показателя трения f_H с 0,14 до 0,26 повышает максимальные значения давлений p_x с 880 до 1260 Н/мм². При этом повышение p_x в зоне опережения происходит не только за счет увеличения влияния трения в самом очаге деформации, но и в зоне упругого восстановления полосы. За счет этого нормальное напряжение p_e в точке В (рис. 20, 21) возрастает с $p_e = 440$ Н/мм² при $x_H = 0$ до $p_e = 575$ Н/мм² при $x_H = 1$ мм и $f_H = 0,26$.

Отметим также, что при учете упругого восстановления полосы увеличение показателя трения практически не сказывается на положении максимума нормальных напряжений (нейтрального сечения). В этом случае увеличение отношения γ / α в результате повышения f_H компенсируется уменьшением γ / α вследствие увеличения подпирющих напряжений в зоне упругого восстановления полосы. Таким образом, наличие упругого восстановления полосы за осью валков несколько искажает влияние f_H на γ / α , что необходимо учитывать при экспериментальном определении опережения и угла критического сечения при холодной прокатке стали.

Повышение сопротивления металла деформации прокатываемого металла при одинаковой длине дуги контакта также оказывает определенное влияние на давления p_e и p_x . Из рис.

22 следует, что при увеличении $\sigma_{\phi 1}$ в 2,5 раза коэффициент подпора $n_{\sigma} = p_x / \sigma_{\phi 0}$ увеличивается на 10-13%. За счет повышения подпирющих напряжений в зоне упругого восстановления полосы отношение γ / α уменьшается, что соответствует данным [28].

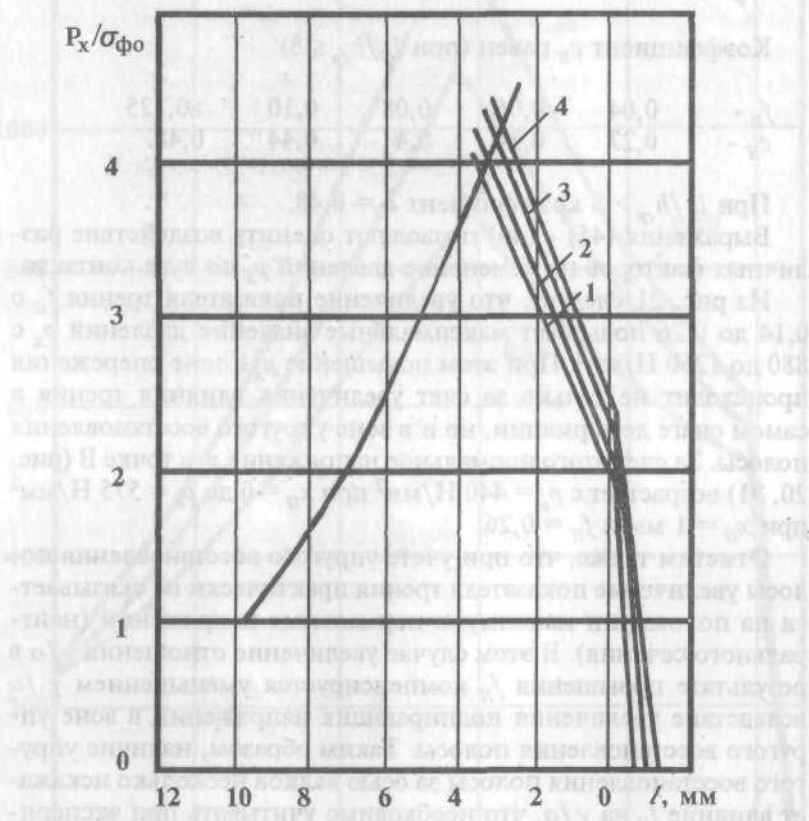


Рис. 22. Влияние сопротивления деформации металла на показатель напряженного состояния: 1 - без учета упругого восстановления полосы; 2, 3, 4 - с учетом упругого восстановления полосы (2 - $\sigma_{\phi 1} = 300 \text{ Н/мм}^2$; 3 - 500 Н/мм^2 ; 4 - 700 Н/мм^2).

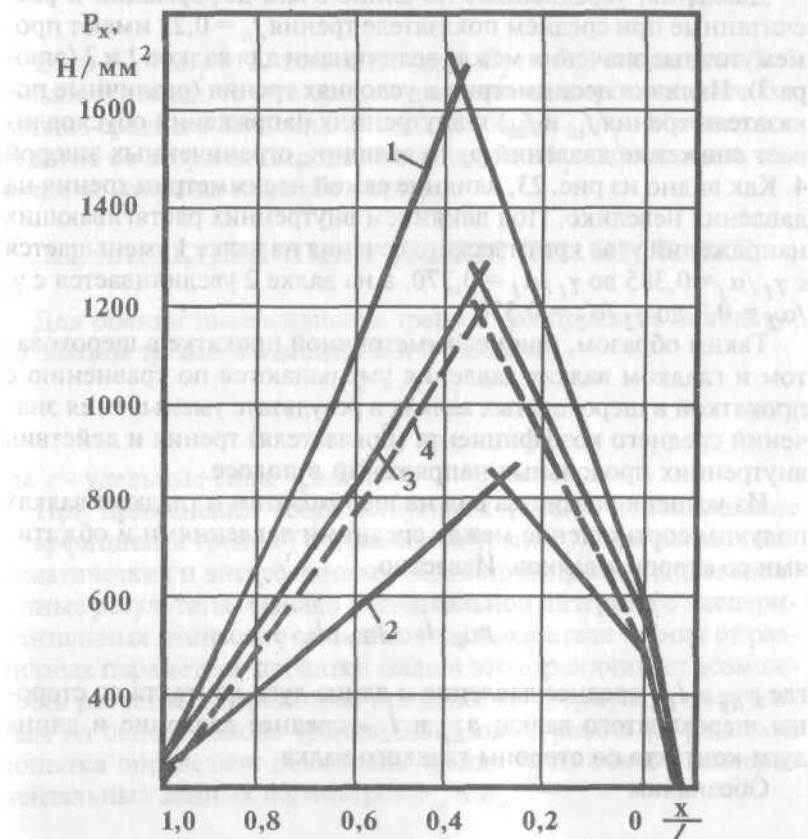


Рис. 23. Распределение давлений в очаге деформации при $R = 350$ мм; $h = 1,0$ мм; $\Delta h = 0,3$ мм; $f_{II} = 0,33$; $f_{2II} = 0,11$; $\sigma_{\phi 0} = 250$ Н/мм²; $\sigma_{\phi 0} = 440$ Н/мм²; $x_{II} = 1$ мм; $\xi_3 = \xi_{II} = 1$. Сплошные линии при $\xi_1 = \xi_2 = 1$, штриховая: $\xi_1 = 0,77$; $\xi_2 = 0,86$.

На рис. 23 показано распределение давлений при симметричной (кривые 1-3) и несимметричной (кривая 4) прокатке.

Эпюры 1, 2 показывают изменение p_x соответственно в шероховатых ($f_{II} = 0,33$) и гладких ($f_{2II} = 0,11$) валках без учета взаимного их влияния друг на друга.

Давления, усредненные по длине очага деформации и рассчитанные при среднем показателе трения $f_{II} = 0,22$ имеют промежуточные значения между величинами для валков 1 и 2 (эпюра 3). Наличие несимметрии в условиях трения (различные показатели трения f_{II} и f_{2II}) и внутренних напряжений обуславливает снижение давлений p_x до величин, ограниченных эпюрой 4. Как видно из рис. 23, влияние самой несимметрии трения на давления невелико. Под влиянием внутренних растягивающих напряжений угол критического сечения на валке 1 уменьшается с $\gamma_1/\alpha_1 = 0,385$ до $\gamma_1/\alpha_1 = 0,370$, а на валке 2 увеличивается с $\gamma_2/\alpha_2 = 0,3$ до $\gamma_2/\alpha_2 = 0,330$.

Таким образом, при несимметричной прокатке в шероховатом и гладком валках давления уменьшаются по сравнению с прокаткой в шероховатых валках в результате уменьшения значений среднего коэффициента (показателя) трения и действия внутренних продольных напряжений в полосе.

Из условия равенства сил на шероховатом и гладком валках получим соотношение между средними давлениями и обжатиями со стороны валков. Известно

$$p_{1cp} \cdot l_1 = p_{2cp} \cdot l_2,$$

где p_{1cp} и l_1 - среднее давление и длина дуги контакта со стороны шероховатого валка; p_{2cp} и l_2 - среднее давление и длина дуги контакта со стороны гладкого валка.

Обозначим

$$m = p_{1cp} / p_{2cp},$$

тогда получим

$$m = l_2 / l_1 = \sqrt{R_2 \Delta h_2},$$

$$\Delta h_2 = \Delta h - \Delta h_1$$

или

$$m = \sqrt{\frac{R_2}{R_1} \left(\frac{\Delta h}{\Delta h_1} - 1 \right)}. \quad (51)$$

Если $\Delta h / \Delta h_1 > 2$, то всегда (при $R_2 = R_1$) отношение "m" больше единицы, то есть среднее давление на шероховатом валке больше среднего давления на гладком валке (Δh_1 - абсолютное обжатие со стороны шероховатого валка; Δh_2 - абсолютное обжатие со стороны гладкого валка).

2.2. ХАРАКТЕРИСТИКИ ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ

Для оценки интенсивности трения при прокатке используют законы трения Г.Амонтона и Э.Зибеля

$$\left. \begin{aligned} \tau &= f \cdot p_{cp} \\ \tau &= f_{II} \cdot \sigma_{\phi} \end{aligned} \right\}, \quad (52)$$

где τ - удельные силы трения.

При применении соответствующих формул использование коэффициента трения f и показателя трения f_{II} при расчете кинематических и энергосиловых параметров прокатки дает адекватные результаты. Однако в специальной литературе экспериментальных данных по зависимостям показателя трения от различных параметров прокатки мало и это ограничивает возможность расчетных параметров прокатки по формулам, полученным на основе закона трения Э.Зибеля. В работе [15] сделана попытка определить показатель трения f_{II} на основе экспериментальных данных параметров p_{cp} и σ_{ϕ} .

$$f_{II} = f \cdot p_{cp} / \sigma_{\phi}. \quad (53)$$

Точность расчета показателя f_{II} по формуле (53) при известном коэффициенте трения f обусловлена точностью экспериментального определения среднего давления p_{cp} и сопротивления металла деформации σ_{ϕ} .

Ниже предлагаются более точные методы расчета показателя трения, основанные на экспериментальном определении опережения и угла критического сечения и совместном решении двух выражений для расчета среднего давления.

Решим дифференциальное уравнение прокатки без натяжения

$$\frac{dp_x}{dx} = \frac{\sigma_\phi}{y} \cdot \frac{dy}{dx} - \frac{\tau_x}{y} \quad (54)$$

с учетом закона трения Э.Зибеля (p_x - нормальное давление; τ_x - контактные касательные напряжения; y - половина текущей высоты полосы в очаге деформации). Дугу захвата заменяем хордой и при этом $dy/dx = x/R$ и $y = (h + \Delta h \cdot x/l)/2$, где x - текущая координата по длине дуги контакта.

Принимаем также, что $\tau_x = \tau$. После решения и интегрирования выражения (54), определения постоянных при $x = l_\partial$ (зона отставания) и $x = 0$ (зона опережения) получим для:

зоны отставания

$$p_x = \sigma_\phi \left\{ 1 + 2 \left[\frac{x}{l_\partial} - 1 + \left(\frac{h}{\Delta h} + \frac{f_\Pi}{\alpha} \right) \ln \frac{H/h}{1 + \frac{\Delta h \cdot x}{h \cdot l_\partial}} \right] \right\}, \quad (55)$$

зоны опережения

$$p_x = \sigma_\phi \left\{ 1 + 2 \left[\frac{x}{l_\partial} - \left(\frac{h}{\Delta h} - \frac{f_\Pi}{\alpha} \right) \ln \left(1 + \frac{\Delta h \cdot x}{h \cdot l_\partial} \right) \right] \right\}. \quad (56)$$

Имея в виду допущение, что максимум p_x совпадает с положением критического сечения, из уравнений (55) и (56) получим выражение для расчета угла критического сечения

$$\ln\left(1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{\gamma}{\alpha}\right) = \frac{\left(\frac{h}{\Delta h} + \frac{f_{II}}{\alpha}\right) \ln \frac{H}{h} - 1}{2f_{II}/\alpha}. \quad (57)$$

Из выражения (57) получим формулу для расчета показателя трения

$$f_{II} = \frac{\alpha \left(1 - \frac{h}{\Delta h} \ln \frac{H}{h}\right)}{\ln \frac{H}{n} - 2 \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{\gamma}{\alpha}\right)}. \quad (58)$$

Используя выражение (58) и расчет коэффициента трения методом итераций по выражению А.И. Целикова для h_{γ}/h при известных опытных величинах угла критического сечения установили связь между f_{II} и f [15].

Эксперименты по определению коэффициента и показателя трения выполнены на стане с диаметром валков $D = 91$ и 100 мм при числе оборотов $n = 60 \text{ мин}^{-1}$. Прокатывали полосы из алюминия толщиной $H = 0,5 \dots 1,5$ мм, шириной $B = 21$ мм при обжати $\epsilon = 18 \dots 45\%$. Шероховатость валков $R_a = 0,6 \dots 5$ мкм, а полос $R_{an} = 0,6 \dots 4,5$ мкм. Результаты расчета коэффициента и показателя трения по опережению представлены на рис. 24, из которого следует, что независимо от геометрических параметров деформации связь между параметрами трения f_{II} и f имеет слабopараболический характер, и во всем диапазоне изменения f показатель трения больше, чем коэффициент трения. С достаточной для практики точностью эту зависимость можно аппроксимировать линейной функцией

$$f_{II} = 1,6f - 0,033. \quad (59)$$

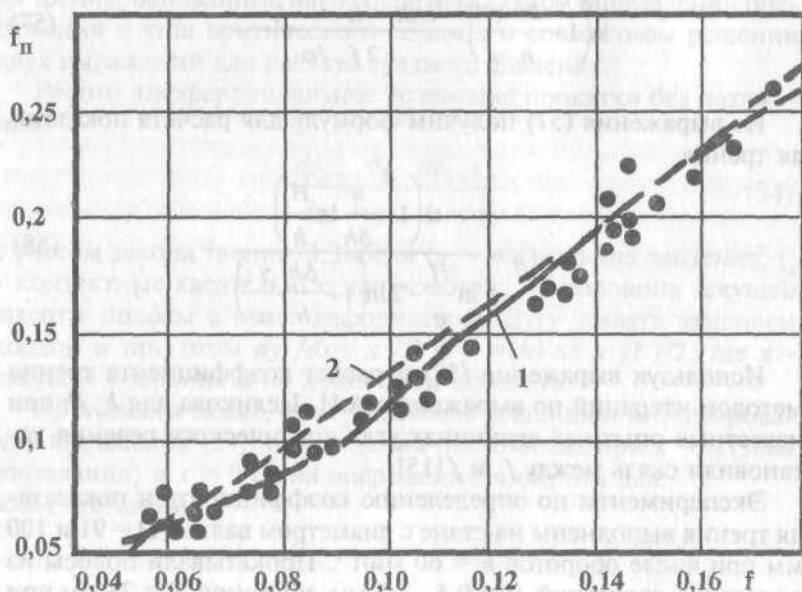


Рис. 24. Зависимость показателя трения f_{II} от коэффициента трения f : 1 - экспериментальные данные; 2 - расчет по формуле (13). Валки с $D = 91 \dots 100$ мм, $H = 0,5 \dots 1,5$ мм, $R_a = 0,6 \dots 5$ мкм, полосы из алюминия, смазка из эмульсола Т.

2.3. РАСПРЕДЕЛЕНИЕ ОБЖАТИЙ ПОЛОСЫ МЕЖДУ РАЗНОШЕРОХОВАТЫМИ ВАЛКАМИ

При прокатке полосы в валках с неодинаковой шероховатостью на контакте, также как и при прокатке в валках с различными диаметрами неравномерное распределение обжатия по ее высоте обусловлено различными давлениями в очаге деформации. Согласно правилу наименьшего сопротивления течения металла, величины обжатий со стороны каждого из валков

могут быть определены из выражения [29]

$$\Delta h_1 / \Delta h = 0,5 \sqrt{f R \sigma_\phi / f_1 R_1 \sigma'_\phi}, \quad (60)$$

где f , R , σ_ϕ - средние в очаге деформации коэффициент трения, радиус валков и сопротивление металла деформации; f_1 , R_1 , σ'_ϕ - то же на контакте с шероховатым валком, где действует больший коэффициент трения.

Так как $0,5 \leq f/f_1 < 1$, то при $\sigma_\phi = \sigma'_\phi$ и $R = R_1$ по уравнению (60) отношение $\Delta h_1 / \Delta h = 0,35 \dots 0,5$. Фактически $\sigma_\phi / \sigma'_\phi > 1$, поэтому при $f/f_1 < 1$ минимальное значение $\Delta h_1 / \Delta h$ будет несколько больше, чем 0,35. Если предположить, что достигнуто отношение $\Delta h_1 / \Delta h = 0,35$, то в диапазоне обжатий $\epsilon = 20 \dots 40\%$ для малоуглеродистой стали отношение $\sigma_\phi = \sigma'_\phi$ будет находиться в пределах $\sim 1,1$. С учетом этого минимальное значение $\Delta h_1 / \Delta h$ на 3...4% превышает величину $\Delta h_1 / \Delta h$, полученную при $\sigma_\phi = \sigma'_\phi$.

С учетом этого имеем ($R = R_1$)

$$\Delta h_1 / \Delta h = 0,5 \sqrt{f / f_1}. \quad (61)$$

Формула (61) может быть использована для расчета отношения $\Delta h_1 / \Delta h$ и в других несимметричных процессах, где коэффициенты трения на валках имеют различные значения.

Используя показатель трения, соответственно получим

$$\Delta h_1 / \Delta h = 0,5 \sqrt{f_\Pi / f_{1\Pi}}. \quad (62)$$

Это уравнение, очевидно, будет более точным, так как оно учитывает через показатели трения f_Π и $f_{1\Pi}$ также влияние параметров процесса деформации.

Метод трехслойных пакетов, хотя и не воспроизводит полностью условий деформации целой полосы вследствие отсутствия идеальной жесткой связи между слоями по всей длине, позволяет получить количественную и качественную оценку влияния несимметрии на распределение обжатий со стороны каждого валка, без учета влияния одного валка на другой.

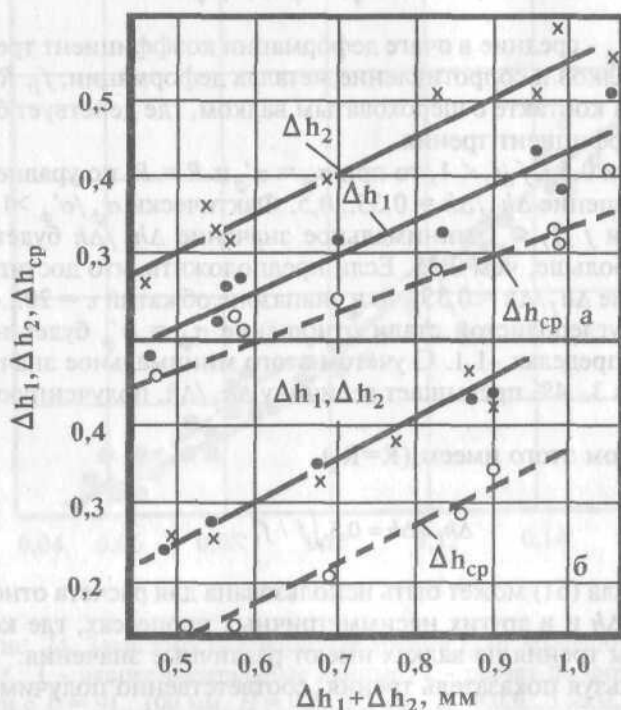


Рис. 25. Изменение обжатий полос при прокатке пакетов в разношероховатых (а) и шлифованных (б) валках: $D = 91$ мм, $H = 1,2$ мм, смазка - эмульсол Т (Δh_{cp} - обжатие средней полосы).

Алюминиевые полосы в пакетах имели толщину 0,3-1,5 мм, полосы из стали 08кп - толщину 0,25 мм. Исследования выполнены при различных условиях несимметрии на станах с диаметром валков $D = 69...250$ мм и частотой вращения 60 мин^{-1} . В качестве смазки использовали товарный эмульсол марки Т. Шероховатость шлифованных валков составляла $R_{a2} = 0,5...1,2$

мкм, а в насеченных $R_{a1} = 4...5$ мкм и была определена переносным профилометром модели "Диавит". С целью исключения влияния зазоров в главной линии на процесс прокатки оба вала при холостом вращении тормозили специальным устройством.

При прокатке пакетов в шлифованных валках обжатия со стороны обоих валков одинаковые (Δh_1 и Δh_2 на рис. 25,б). Обжатие средней предварительно упрочненной полосы заметно меньше (Δh_{cp}). При прокатке в разношероховатых валках величина обжатия (Δh_1) со стороны насеченного вала с большим коэффициентом трения на поверхности оказывается меньше, чем со стороны шлифованного (Δh_2) (рис. 25,а).

Как следует из рис. 26, при прокатке в разношероховатых валках (верхний насеченный - $R_{a1} = 4$ мкм, нижний шлифованный - $R_{a2} = 1,2$ мкм) величина обжатия со стороны насеченного вала (Δh_1) меньше $0,5\Delta h$. Уменьшение обжатия со стороны насеченного вала обусловлено влиянием больших контактных напряжений. Отношение $\Delta h_1 / \Delta h$ линейно зависит от относительного обжатия, а его увеличение способствует выравниванию частных обжатий. Однако определение обжатий на валках методом трехслойных пакетов, как отмечали выше, дает в количественном плане несколько искаженные результаты вследствие отсутствия материальной связанности полос.

В §1.2 описан метод определения обжатий на валках разного диаметра, основанный на экспериментальных данных величин опережений на контактных поверхностях и кривизны полосы. По нашему мнению, этот метод позволяет определять истинное распределение обжатий между валками.

Исследование технологических параметров при прокатке в разношероховатых валках выполнены на стане с диаметрами валков $D = 99,6$ мм при прокатке алюминиевых полос с $H = 2,0$ мм, $B \approx 21$ мм и технологической смазкой из эмульсола Т.

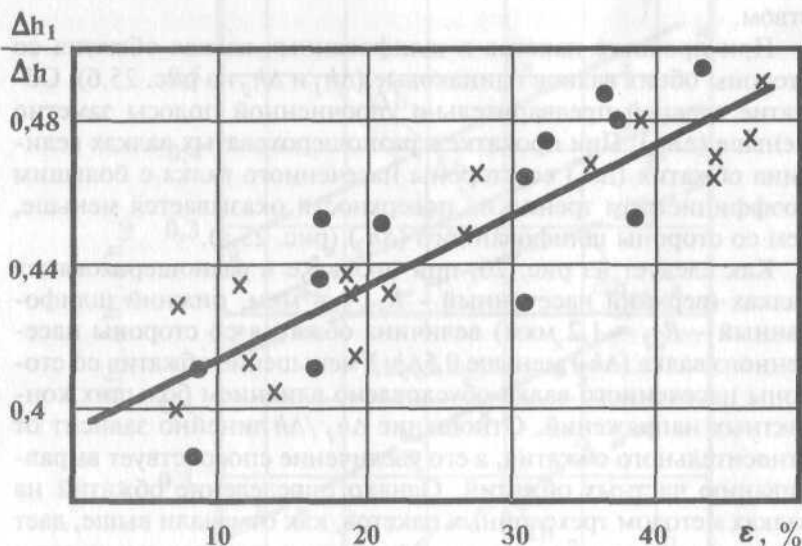


Рис. 26. Зависимость отношения $\Delta h_1/\Delta h$ от обжатия при прокатке в валках с разношерховатыми поверхностями трехслойных пакетов Al - ст. 08кп - Al : ● - первая серия опытов; × - вторая серия опытов ($D = 91$ мм).

Нижний гладкий валок имел шерховатость $R_{a2} \approx 0,85$ мкм, а верхний шерховатый с $R_{a1} \approx 3,7$ мкм. Как и для предыдущего случая несимметричного процесса, считаем, что изгиб переднего конца полосы происходит (при $r = R$) вследствие неравномерных опережения и обжатий со стороны гладкого и шерховатого валков. Неравномерность деформации оцениваем параметрами:

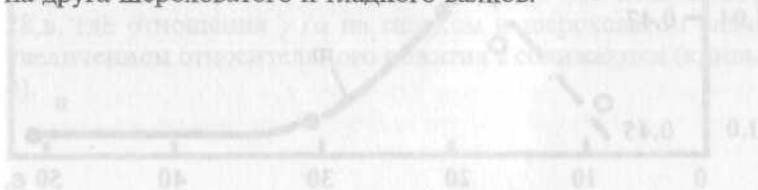
$$\left. \begin{aligned} \Delta S &= S_1 - S_2; \\ \Delta \mu_p &= \mu_1 - \mu_2; \end{aligned} \right\} \quad (63)$$

где S_1 и μ_1 - опережение и коэффициент вытяжки со стороны шероховатого вала; S_2 и μ_2 - то же со стороны гладкого вала.

Опережения S_1 и S_2 определяли kernовым методом.

Ранее отмечали, что параметр $\Delta\mu_p$ не отражает действительной разницы в величинах обжатий в очаге деформации, а является результирующим между действительной разницей обжатий полосы шероховатым и гладким валками и разницей в величинах опережений при прокатке на поверхностях полосы.

По аналогии с прокаткой в валках разного диаметра считаем, что при $\rho = 0$ и $\Delta S \neq 0$ фактическая разница коэффициентов вытяжек верхнего и нижнего слоев полосы $\Delta\mu$ равна величине ΔS . В соответствии с рис. 27,а кривизна полосы ρ изменяется в зависимости от обжатия. При обжатиях $\varepsilon < 9\%$ полоса изгибается на гладкий валок, что является результатом большей величины опережения на шероховатом валке ($\Delta S > 0$). Последнее обуславливает получение и $\Delta\mu_p > 0$. Из рис. 27,а,б видно, что при $\rho = 0$ разница опережения составляет $\Delta S = 0,019$. Следовательно, при $\varepsilon \approx 9\%$ и $\rho = 0$ имеем $\Delta\mu = \Delta S = 0,019$. При этих параметрах из формул (2) и (6) получим $m = 1,10$ и $\Delta h_1 / \Delta h = 0,456$ (рис. 27,в). В соответствии с выражением (4) рассчитаны промежуточные значения $\Delta\mu$ и определены величины параметров " m " и $\Delta h_1 / \Delta h$. Как следует из рис. 27,в, отношение " m " средних давлений на контактных поверхностях имеет максимальное значение при небольших обжатиях и для $\varepsilon = 9\%$ отношение " m " равно всего 1,10. При этом отношение обжатий на шероховатом валке к полному составляет $\Delta h_1 / \Delta h = 0,456$. По мере увеличения обжатий неравномерность деформации уменьшается вследствие взаимодействия двух валков через полосу и усреднения всех параметров деформации. Уже при $\varepsilon = 30\%$ параметры неравномерности деформации равны: $m = 1,01$ и $\Delta h_1 / \Delta h = 0,495$. Эти данные существенно ниже по сравнению с данными на рис. 25, 26, которые определены без учета влияния друг на друга шероховатого и гладкого валков.



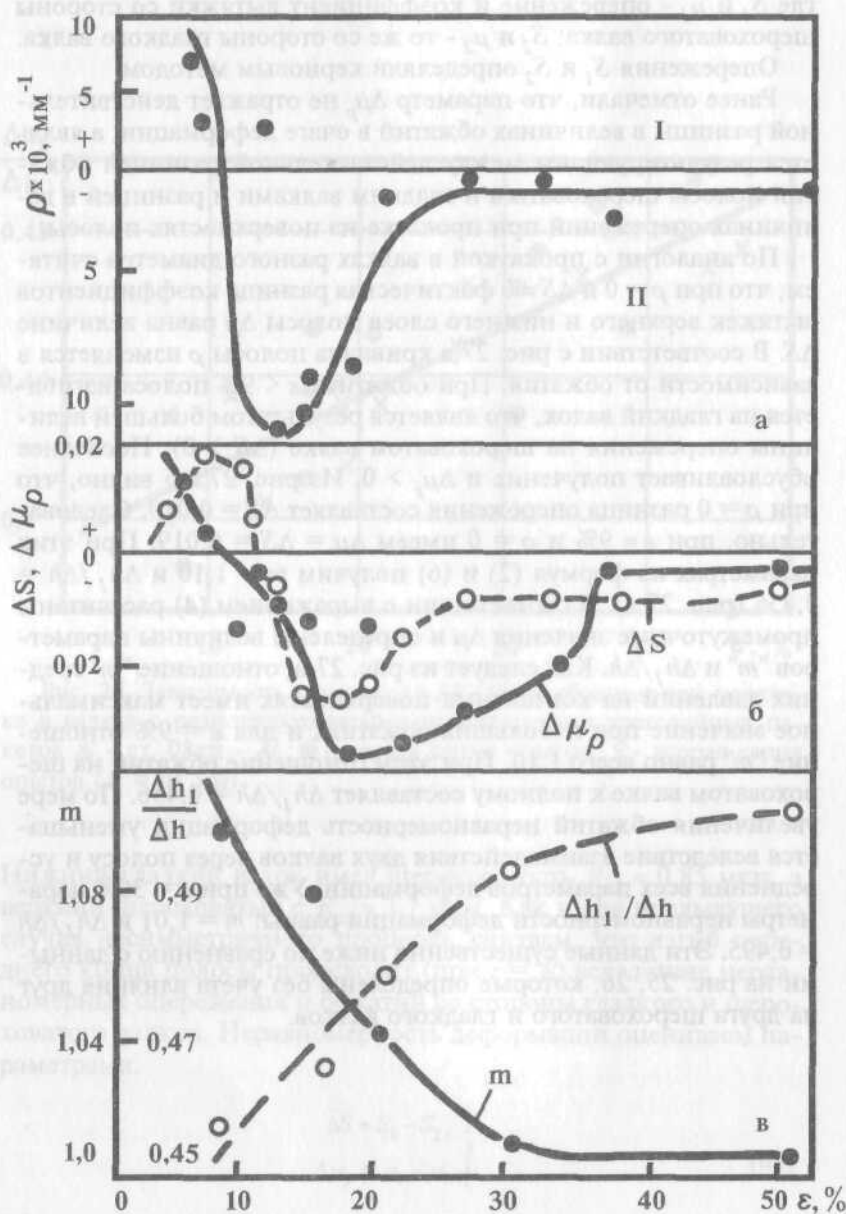


Рис. 27. Изменение параметров ρ (а), ΔS и $\Delta \mu_p$ (б), " m " и $\Delta h_1/\Delta h$ (в) в зависимости от относительного обжатия (прокатка в разношероховатых валках).

2.4. КИНЕМАТИКА ТЕЧЕНИЯ МЕТАЛЛА НА КОНТАКТНЫХ ПОВЕРХНОСТЯХ ПОЛОСЫ

При прокатке в валках с разношероховатыми поверхностями верхний и нижний слои полосы имеют различную скорость продольного течения металла. Определить это различие можно путем расчета или замера величин опережений. В работах [12, 26, 29] получены выражения для расчета величин углов критического сечения и опережений при прокатке в валках с разношероховатыми поверхностями, которые учитывают влияние всей гаммы технологических параметров. При симметричной прокатке опережение всегда меньше в случае применения гладких валков (рис. 28, а, кривая 1), чем в шероховатых валках (кривая 2), где коэффициент внешнего трения больше. В несимметричном процессе со стороны валка с гладкой поверхностью опережение (S_2) увеличивается, а со стороны шероховатого валка (S_1) - уменьшается (кривые 3, 4) по сравнению с соответствующими симметричными процессами.

Приведенные ниже результаты исследований позволили установить обобщенную картину влияния параметров очага деформации на закономерности изменения опережения в зависимости от относительного обжатия при разных толщинах полос при прокатке в валках с шероховатостью $R_{a1} = 2,3...2,6$ мкм и $R_{a2} = 0,95...1,10$ мкм. Опыты свидетельствуют, что с увеличением обжатия различие между величинами опережения на насеченном (шероховатом) и шлифованном (гладком) валках уменьшается (табл. 3, рис. 28, б), а отношение γ_1/γ_2 стремится к единице (γ_1 и γ_2 - углы критического сечения соответственно со стороны шероховатого и гладкого валков). Это следует из рис. 28, в, где отношения γ/α на гладком и шероховатом валках с увеличением относительного обжатия ε сближаются (кривые 3, 4).

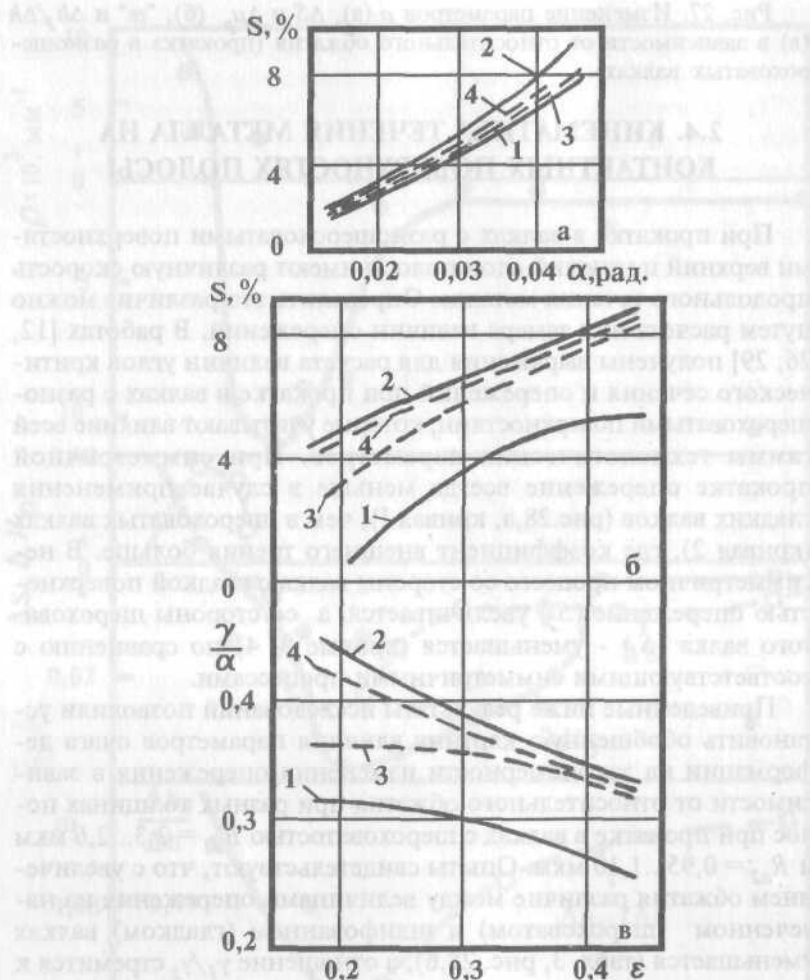


Рис. 28. Изменение расчетного (а), опытного (б) опережений и отношения γ/α (в) в зависимости от параметров деформации. Опережение и отношение γ/α на валках: 1 - гладких; 2 - шероховатых; 3 - со стороны гладкого; 4 - со стороны шероховатого при несимметричной прокатке (а - расчет при $R/h = 300$; $f_1 = 0,12$; $f_2 = 0,08$; б, в, - опытные на валках с $D = 91$ мм и $H = 1,0$ мм; полосы из алюминия с технологической смазкой из эмульсола Т).

**Таблица 3. Опытные данные по прокатке отожженных полос
 $B \approx 21,6$ мм из алюминия в валках ($D = 91$ мм) с разным состоянием поверхностей**

Состояние поверхности *) верх/низ	H, мм	h, мм	Δh , мм	P, кН	S, %	α , рад.	γ^{**} , рад.	f
ш/ш	1,38	1,09	0,29	12,7	1,7	0,08	0,0203	0,08
н/ш	1,34	1,07	0,27	14,1	4,2/2,9	0,078	0,0317/0,0262	
н/н	1,38	1,10	0,28	15,2	4,4	0,079	0,0321	0,233
ш/ш	1,12	0,83	0,29	13,2	1,9	0,08	0,0187	0,075
н/ш	1,11	0,83	0,28	14,3	4,6/3,7	0,079	0,0292/0,0263	-
н/н	1,13	0,86	0,27	16,6	5,0	0,078	0,0310	0,184
ш/ш	0,75	0,46	0,29	13,8	3,7	0,08	0,0195	0,073
н/ш	0,73	0,51	0,22	15,2	7,0/6,2	0,07	0,0283/0,0255	-
н/н	0,73	0,50	0,23	18,4	7,3	0,072	0,0285	0,182
ш/ш	0,57	0,28	0,29	16,0	6,5	0,08	0,0202	0,08
н/ш	0,54	0,30	0,24	19,4	9,2/8,9	0,072	0,0248/0,0243	-
н/н	0,55	0,33	0,22	22,4	9,1	0,07	0,0258	0,132

*) Ш - шлифованный валок; Н - насеченный.

**) Числитель - насеченный валок, знаменатель - шлифованный.

Закономерности изменения опережения в зависимости от обжатия ϵ сохраняются при различных толщинах полос (рис. 29). В зависимости от величин относительного обжатия и толщины полосы большие значения опережения могут быть на шероховатом или гладком валках. Так, например, в условиях прокатки тонких полос ($H \approx 0,8$ мм), когда влияние трения на процесс значительно, опережение на шероховатом валке несколько больше, чем на гладком во всем диапазоне относительных обжатий. Увеличение толщины полосы до $H = 1,0$ мм вызывает изменение закономерностей течения металла в очаге деформации. В этих условиях при сравнительно небольших обжатиях ($\epsilon > 28\%$) (рис. 29,в) большие значения опережений оказываются на гладком валке. При прокатке полос с $H = 1,3$ критическое обжатие, когда кривые опережений S_1 и S_2 пересекаются, увеличивается до $\epsilon = 32\%$ (рис. 29,б). При $\epsilon < 32\%$ опережение больше на гладком валке (S_2), а при $\epsilon > 32\%$ - на шероховатом (S_1).

При прокатке полос с $H \geq 2$ мм критическое обжатие сдвигается в область больших обжатий. Так, для $H = 2$ мм критическое обжатие равно $\epsilon = 37\%$, а для $H = 3$ мм - $\epsilon > 50\%$ (рис. 29,а).

Закономерности изменения опережения полосы обусловлены совместным влиянием контактного трения и распределения обжатий на валках. Со стороны шероховатого валка всегда контактные касательные напряжения выше, чем со стороны гладкого. Но с другой стороны, доля обжатия, производимая шероховатым валком, всегда меньше, чем со стороны гладкого. Известно, что повышение роли контактного трения способствует увеличению опережения, а уменьшение обжатия приводит к уменьшению опережения. В соответствии с этим при прокатке тонких полос ($H = 0,8$ мм) превалирующее влияние на процесс прокатки оказывают более высокие контактные касательные напряжения на шероховатом валке, в результате этого опережение со стороны его оказывается несколько выше. С увеличением толщины полосы влияние трения на процесс уменьшается и в диапазоне меньших обжатий, когда обжатие со стороны гладкого валка превышает таковое

на насеченном валке (рис. 27), опережение оказывается большим со стороны гладкого валка.

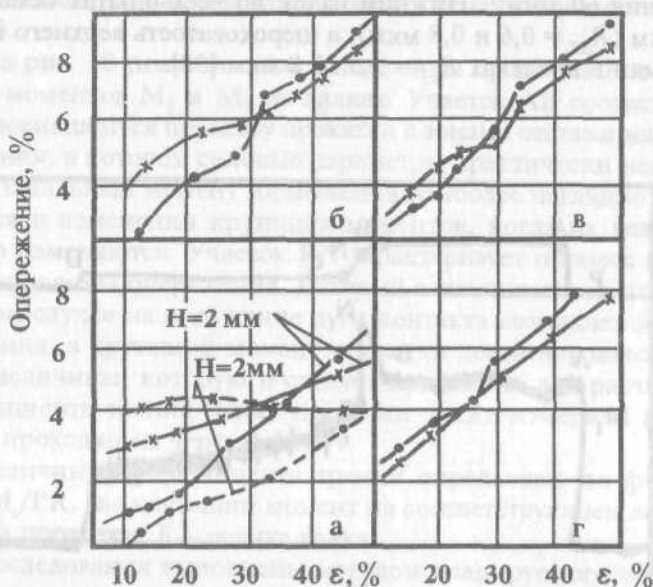


Рис. 29. Изменение опережения при прокатке в разношероховатых валках при H , мм; а - 2 и 3; б - 1,3; в - 1,0; г - 0,8 (1 - насеченный валок с $R_{a1} = 2,3...3,6$ мкм; 5 - шлифованный валок с $R_{a2} = 0,95...1,1$ мкм; смазка эмульсол Т).

2.5. УСЛОВИЯ ТРЕНИЯ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ С РАЗЛИЧНОЙ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Зависимости коэффициента трения от технологических параметров получают на основании экспериментальных исследований, используя различные методы. Наиболее точными явля-

ются метод крутящего момента при однозначном скольжении на контакте полосы с валками и метод опережения при $l_d/h_{cp} > 3...4$ [6 - 8, 30].

Опыты при использовании метода торможения полосы выполнены на стане с диаметром валков $D = 100$ мм и частотой вращения 60 мин^{-1} . Нижний валок во всех опытах оставался гладким ($R_{a2} = 0,6$ и $0,8$ мкм), а шероховатость верхнего валка изменяли в пределах $R_{a1} = 1,5...2,8$ мкм [30].

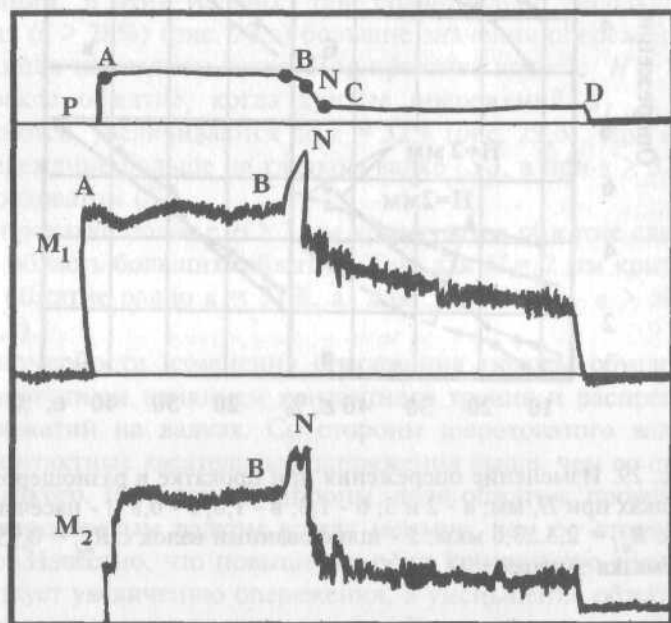


Рис. 30. Осциллограммы силы прокатки P , крутящих моментов на насеченном M_1 ($R_{a1} = 2,8$ мкм) и шлифованном M_2 ($R_{a2} = 0,6$ мкм) валках ($H = 1,5$ мм, $\varepsilon = 0,3$).

Насечку на поверхность шероховатого валка наносили путем прокатки наждачной бумаги с различной зернистостью, а

высоту микропрофиля измеряли при помощи переносного профилометра. Полосы из алюминия прокатывали с технологической смазкой в виде товарного эмульсола Т. Перед каждой прокаткой проводили тщательную подготовку всех поверхностей. В процессе прокатки измеряли усилие прокатки и крутящий момент на каждом валке с записью на самописец типа Н-338-3.

На рис. 30 показано изменение силы прокатки P и крутящих моментов M_1 и M_2 на валках. Участок АВ соответствует установившемуся процессу прокатки с зонами отставания и опережения, в котором силовые параметры практически неизменны. Начальный момент торможения наиболее наглядно проявляется в изменении крутящих моментов, когда их величины резко изменяются. Участок ВN характеризует процесс выклинивания зоны опережения, который заканчивается в точке N. В этом случае на всей длине дуги контакта возникает зона отставания, а крутящий момент прокатки достигает максимальной величины, которую и следует принимать для расчета коэффициента трения. Силу прокатки также измеряли в сечении, проходящем через точку N.

Величину коэффициента трения определяли по формуле $f_i = M_i / PR$, где крутящий момент на соответствующем валке; P - сила прокатки; R - радиус валка.

Исследования выполнены методом планируемого эксперимента в соответствии с линейной моделью влияния варьируемых параметров (табл. 4).

На основании обработки результатов исследований получены уравнения, описывающие зависимости коэффициента трения от параметров деформации:

$$\left. \begin{aligned} f_1 &= 0,13 + 1,9H/D - 0,26\varepsilon + 0,015R_{a1}(1 + R_{a1}/R_{a2}); \\ f_2 &= 0,09 + 2,9H/D - 0,09\varepsilon + 0,006R_{a2}(1 + R_{a1}/R_{a2}). \end{aligned} \right\} \quad (64)$$

где ε - относительное обжатие в долях.

Расчетные и опытные значения коэффициентов трения f_1 и f_2 близки между собой, что свидетельствует о достоверности выражений (табл. 4).

Таблица 4. Экспериментальные и расчетные значения коэффициента трения при прокатке в валках с разной шероховатостью ($B_{\text{ср}} \approx 20,5 \text{ мм}$)

Номер опыта	H, мм	Δh , мм	ε , %	Максимальные значения		P, H	R_{a1} , мкм	R_{a2} , мкм	f_1		f_2		f_1/f_2
				M_1 , H см	M_2 , H см				опыт	расчет по уравн. (64)	опыт	расчет по уравн. (64)	
1	0,33	0,37	11,2	2240	1515	3100	1,5	0,8	0,144	0,142	0,098	0,085	1,47
2	1,5	0,165	11,0	5110	4150	6600	1,5	0,8	0,156	0,154	0,125	0,118	1,25
3	0,34	0,10	29,7	2710	1585	6330	1,5	0,8	0,086	0,10	0,05	0,058	1,72
4	1,5	0,435	29,0	6980	6270	1E+04	1,5	0,8	0,097	0,104	0,087	0,093	1,11
5	0,34	0,043	13,1	2420	1036	3030	2,8	0,6	0,161	0,156	0,068	0,077	2,37
6	1,5	0,16	10,7	8050	3560	7950	2,8	0,6	0,202	0,184	0,090	0,111	2,24
7	0,34	0,097	28,6	3050	1110	6600	2,8	0,6	0,092	0,112	0,0335	0,051	2,74
8	1,5	0,473	31,7	8560	5930	1E+04	2,8	0,6	0,126	0,127	0,088	0,084	1,43

Анализ уравнений (64) свидетельствует о заметном влиянии на величины коэффициентов трения f_1 и f_2 толщины полосы (H/D) и относительно обжатия ε . При этом значения f_1 и f_2 для $\varepsilon = \text{const}$ увеличиваются при увеличении толщины полосы. Это обусловлено тем, что при увеличении толщины полосы, а следовательно, и абсолютного обжатия при $\varepsilon = \text{const}$ касательные контактные напряжения увеличиваются более интенсивно, чем давления. Так, в опытах 3 и 4 касательные контактные напряжения для $H/D = 0,0034$ и $H/D = 0,015$ возрастают соответственно с $\tau_1 = 11,7 \text{ Н/мм}^2$ до $\tau_2 = 14,6 \text{ Н/мм}^2$ и с $\tau_1 = 6,8 \text{ Н/мм}^2$ до $\tau_2 = 13,2 \text{ Н/мм}^2$, а давления увеличиваются всего с $P_{cp} = 135 \text{ Н/мм}^2$ до $P_{cp} = 152 \text{ Н/мм}^2$. Аналогичные результаты получены и в других опытах. Из уравнений (64) также следует, что на контакте с шероховатым валком большее влияние на коэффициент трения оказывает относительное обжатие и меньшая толщина полосы. Увеличение шероховатости насеченного валка (при $R_{a2} = \text{const}$) вызывает на его контакте повышение коэффициента трения, более заметное при небольших относительных обжатиях. На гладком валке в этих условиях коэффициент трения снижается. Это обстоятельство, очевидно, обусловлено преобладающим влиянием на процесс шероховатого валка.

По опытным величинам опережения с использованием формулы Экслунда-Павлова определены значения коэффициентов трения при симметричной прокатке в шероховатых и гладких валках и при прокатке в разношероховатых валках (рис. 31).

При симметричной прокатке в шероховатых валках (Δ) с увеличением обжатия коэффициент трения снижается, а в гладких валках ($\bullet$) увеличивается. Такой характер изменения коэффициента трения вполне объясним. Так, при прокатке в гладких валках увеличение коэффициента трения с повышением обжатия обусловлено ухудшением условий захвата технологической смазки в очаг деформации, а снижение коэффициента трения при прокатке в шероховатых валках - повышением температуры контактных слоев полосы с увеличением обжатия и уменьшением, вследствие этого, сопротивления срезу шероховатостей полосы при скольжении по поверхности валков. При несимметричной прокатке в разношероховатых валках харак-

тер изменения коэффициента трения со стороны гладкого вала (●) подчиняется закономерности изменения коэффициента трения на шероховатом валке (х), т.е. уменьшается по мере увеличения обжатия. Однако средние величины коэффициента трения в обоих случаях прокатки при $\epsilon = \text{const}$ практически одинаковые. Полученные зависимости при несимметричной прокатке свидетельствуют о взаимном влиянии шероховатого и гладкого валков друг на друга.

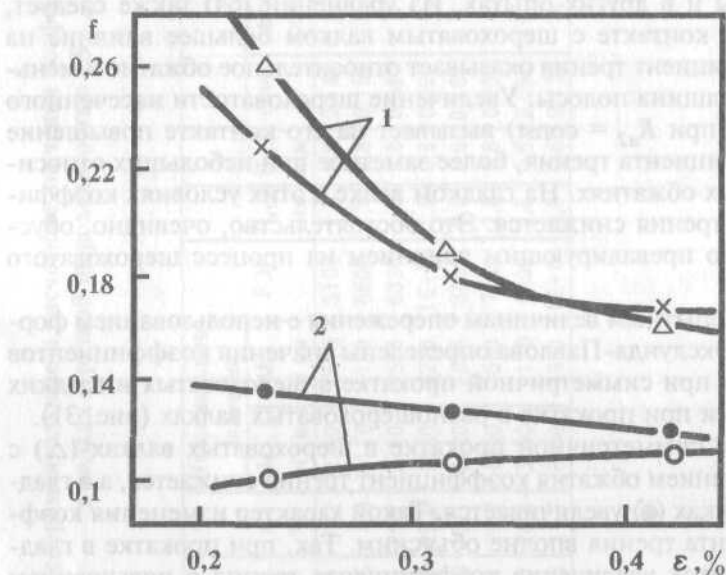


Рис. 31. Изменение коэффициента трения при симметричной (Δ ; $\circ$) и несимметричной ($\times$; $\bullet$) прокатке алюминиевых полос в валках с $D = 91$ мм и частотой вращения 60 мин^{-1} . Шероховатость валков: 1 - $R_{a1} \approx 4...5$ мкм; 2 - $R_{a2} = 0,9...1,2$ мкм. Толщина полос $H = 1,02$ мм, смазка - эмульсол Т.

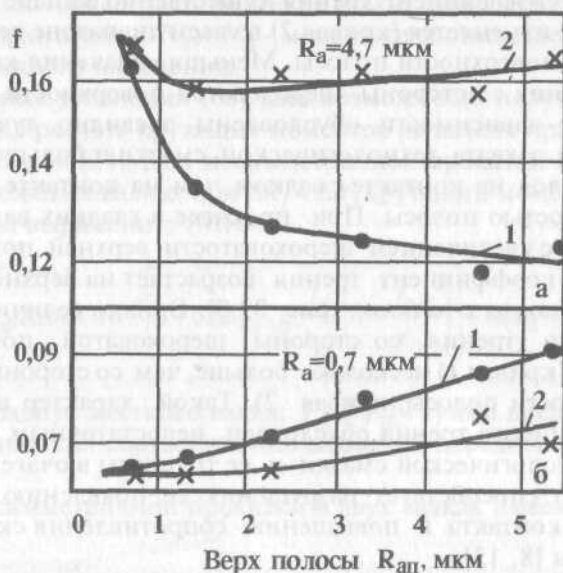


Рис. 32. Коэффициент трения при прокатке алюминиевых полос с различной шероховатостью поверхностей (верх - $R_{a\text{п}} \approx 0,7 \dots 5,50$ мкм; низ - $R_{a\text{п}} \approx 0,7$ мкм) на шероховатых (а) и гладких (б) валках: 1 - со стороны шероховатой поверхности полосы; 2 - со стороны гладкой поверхности полосы ($D = 100$ мм; $H \approx 1,2$ мм; $\Delta h \approx 0,35$ мм. Эмульсол Т).

После прокатки в разношероховатых валках поверхности полосы также имеют неодинаковую шероховатость, и это сказывается на условиях трения в очаге деформации при последующей прокатке этих полос. Подтверждением этого являются данные по прокатке разношероховатых полос в шлифованных и насеченных валках. Как следует из рис. 32, влияние неодинаковой шероховатости поверхностей полос различно при прокатке в гладких и шероховатых валках.

При прокатке в шероховатых валках (рис. 32,а) с увеличением шероховатости R_{an} верхней поверхности полосы коэффициент трения на контакте ее с валком уменьшается (кривая 1). На контакте с гладкой (нижней) поверхностью полосы коэффициент трения существенно больше и практически не изменяется (кривая 2) во всем диапазоне величин R_{an} верхней поверхности полосы. Меньшие значения коэффициента трения со стороны шероховатой поверхности полосы и характер зависимости обусловлены, очевидно, лучшими условиями захвата технологической смазки и большей толщиной ее слоя на контакте с валком, чем на контакте с гладкой поверхностью полосы. При прокатке в гладких валках ($R_a \approx 0,7$ мкм) с увеличением шероховатости верхней поверхности полосы коэффициент трения возрастает на верхнем и нижнем контактах с валками (рис. 32,б). Однако величины коэффициента трения со стороны шероховатой поверхности полосы (кривая 1) несколько больше, чем со стороны гладкой поверхности полосы (кривая 2). Такой характер изменения коэффициента трения обусловлен недостаточным количеством технологической смазки и ее толщины в очаге деформации. Это способствует разрушению ее, появлению металлического контакта и повышению сопротивления скольжения и трения [8, 13].

2.6. КРУТЯЩИЙ МОМЕНТ ПРОКАТКИ

Анализ условий деформации металла в валках с разношерховатыми поверхностями показывает, что возникновение в деформируемом металле дополнительных продольных растягивающих напряжений вызывает некоторое снижение давлений (рис. 23) и, несомненно, неравномерное распределение крутящих моментов между валками. Определить эту неравномерность крутящих моментов можно путем использования уравнений равенства внешних (N_g) и внутренних мощностей (при $B=1$) [24].

$$N_b = \tau_s \int_0^{l_x} \int_0^h H dx dz + \tau_{s1} \psi_1 \int_0^{l_x} v_{1x} dx + \tau_{s2} \psi_2 \int_0^{l_x} v_{2x} dx + N_3 - N_{II}, \quad (65)$$

где τ_s , τ_{s1} и τ_{s2} - сопротивление чистого сдвига соответственно среднее для очага деформации, для верхнего и нижнего слоев

полосы; H - интенсивность скоростей деформации в вертикальной плоскости; ψ_1 и ψ_2 - отношение контактных сил трения к величине сопротивления чистого сдвига соответственно на валках с шероховатой и гладкой поверхностями; v_{1x} и v_{2x} - скорости скольжения соответственно на валках с шероховатой и гладкой поверхностями; N_3 и N_{II} - мощности соответственно заднего и переднего натяжений.

Решение уравнения (65) дает возможность получить выражения для расчета крутящих моментов на валках при прокатке тонких полос [24]. Для несимметричной прокатки в двух разношероховатых валках при $\Delta h_1 \approx \Delta h_2$ крутящий момент определяется по выражению (МНм):

$$M_H = \sigma_\Phi R \Delta h B \cdot 10^{-9} \left[1 + 0.5 c_H f_{1II} \frac{l_d}{h_{cp}} \left(1 + \frac{f_{2II}}{f_{1II}} \right) \right] + R(T_3 - T_{II}), \quad (66)$$

где R - радиус жесткого валка; T_3 и T_{II} - сумма внешних и внутренних сил соответственно заднего и переднего натяжений.

Для симметричной прокатки в двух валках имеем (МНм):

$$M = \sigma_\Phi R \Delta h B \cdot 10^{-9} \left[1 + c_H f_{II} \frac{l_d}{h_{cp}} + \frac{H}{h} \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_\Phi} - \frac{\sigma_{II}}{\sigma_\Phi} \frac{h}{H} \right) \right]. \quad (67)$$

Выражения (66) и (67) могут быть использованы при условиях деформации, когда коэффициент положения равнодействующей $\psi = 0,5$. Более справедливым для расчета крутящего момента является выражение

$$M_i = \psi P_i l_{di}. \quad (68)$$

Однако выражения (66) и (67) дают возможность определить отношение крутящих моментов на шероховатом валке к суммарному:

$$\frac{M_I}{M_H} = \frac{0,5 + c_{H1} f_{1П} \frac{l_d}{h_{cp}} + \frac{H}{\Delta h} \left(\frac{\sigma_3 + \sigma_1}{\sigma_3} - \frac{\sigma_{Пh}}{\sigma_3 H} \right)}{1 + c_H f_{1П} \frac{l_d}{h_{cp}} \left(1 + \frac{f_{П2}}{f_{П1}} \right) + \frac{H}{\Delta h} \left(\frac{\sigma_3}{\sigma_3} - \frac{\sigma_{Пh}}{\sigma_3 H} \right)}. \quad (69)$$

В выражении (69) в числителе даны параметры для расчета крутящего момента на шероховатом валке, а в знаменателе - для суммарного момента несимметричной прокатки. В идеальном случае, когда $f_{1П} = f_{2П}$, а третьи слагаемые числителя и знаменателя равны нулю, отношение M_I/M равно 0,5, имеем случай симметричной прокатки. Если $f_{1П} > f_{2П}$, а $\sigma_1 > 0$, процесс прокатки переходит в разряд несимметричного. Третье слагаемое в числителе отличается от такового в знаменателе наличием внутреннего напряжения растяжения σ_1 , который обеспечивает увеличение абсолютного значения третьего слагаемого в числителе.

По выражению (67) рассчитаны величины крутящего момента для симметричного процесса прокатки, а по выражению (69) отношение моментов для несимметричного процесса по данным, опубликованным в работе [34]. Расчеты показали удовлетворительную сходимость (до 10%) с опытными значениями M и M_I/M_H [24].

На рис. 33, 34 показан характер изменения крутящих моментов и отношения M_I/M_H в различных условиях контактного трения на валках. При симметричной прокатке (рис. 33, кривые 1, $f = 0,11$) величины удельного крутящего момента ($M/(\sigma_\phi R \Delta h B)$) (кривая 1) очень мало отличаются от значений $M_H/(\sigma_\phi R \Delta h B)$ при несимметричной прокатке (кривая 2, $f_1 = 0,16$; $f_2 = 0,06$). Это обусловлено тем, что возникающие в зонах отставания и опережения очага деформации продольные растягивающие напряжения имеют противоположные знаки и поэтому уравниваются. При симметричной прокатке в шероховатых валках (кривая 3, $f = 0,16$) удельный крутящий момент ($M_I/(\sigma_\phi R \Delta h B)$) существенно превышает удельные величины крутящих моментов M и M_H , что обусловлено увеличением коэффициента трения.

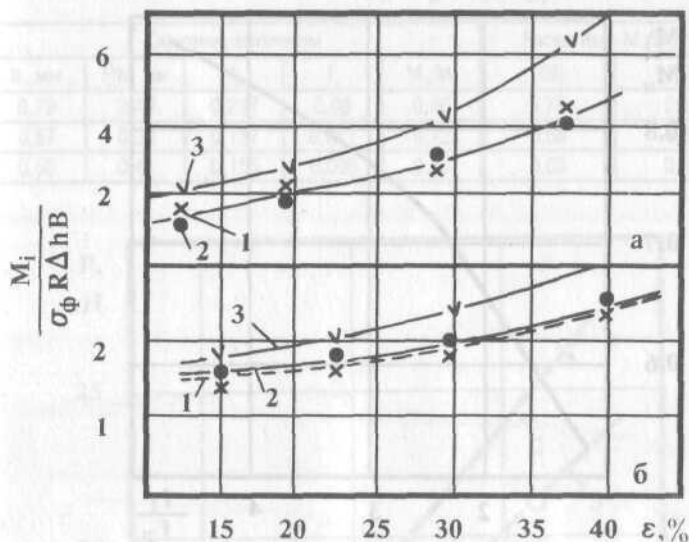


Рис. 33. Изменение удельного крутящего момента на двух валках при прокатке полос толщиной $H = 1,6$ мм (а) и $H = 4$ мм (б) для: 1 - $f = 0,11$ (симметричный процесс); 2 - $f_1 = 0,16$; $f_2 = 0,06$ (несимметричный процесс). Практический радиус валков $R = 500$ мм,

$$\frac{\sigma_3}{\sigma_\phi} = \frac{\sigma_\Pi}{\sigma_\phi} = 0,2; \quad \frac{\sigma_1}{\sigma_\phi} = \frac{\sigma_2}{\sigma_\phi} = 0,1.$$

Отношение $M_I/M_H > 0,5$ (рис. 34), т.е. крутящий момент на шероховатом валке всегда больше, чем на валке с меньшим коэффициентом трения на контакте. При этом увеличение различия в коэффициентах трения на контактных поверхностях обуславливает повышение значений M_I/M_H . Этому также способствует уменьшение относительного обжатия ϵ полосы. Подобное влияние f_1/f_2 и ϵ на отношение M_I/M_H связано с уменьшением степени взаимного влияния валков друг на друга.

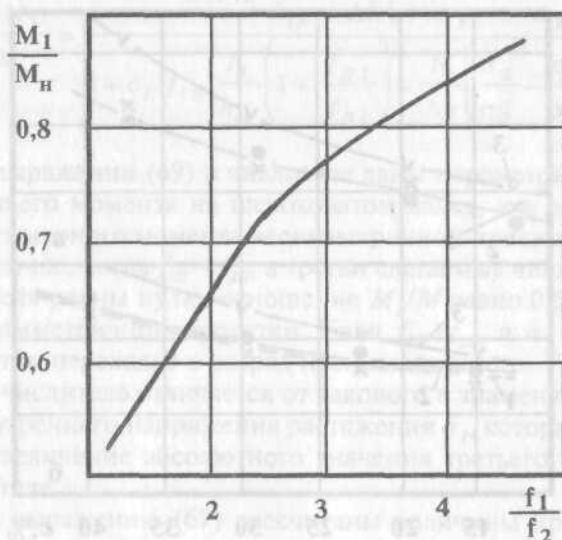


Рис. 34. Влияние f_1/f_2 на отношение M_1/M при $f_2 = 0,06$ и $\varepsilon = 28,8\%$ ($f_1 = 0,1; 0,16; 0,2; 0,24$). Радиус валков $R = 500$ мм, $H = 1,6$

$$\text{мм, } \frac{\sigma_z}{\sigma_\phi} = \frac{\sigma_\pi}{\sigma_\phi} = 0,2; \quad \frac{\sigma_1}{\sigma_\phi} = \frac{\sigma_2}{\sigma_\phi} = 0,1.$$

Достаточную точность в расчете отношения M_1/M_H можно получить при использовании приближенного теоретического выражения [34]

$$M_1 / M_H = f_1 / 2 f_2. \quad (70)$$

Как следует из табл. 5, выражения для M_1/M_H дают хорошие совпадения с опытными значениями, что позволяет использовать их для оценки неравномерности распределения крутящих моментов в практических условиях прокатки в разношероховатых валках одинакового диаметра.

Применительно к опытным данным [34] получены следующие расчетные результаты (табл. 5).

Таблица 5. Сравнение экспериментальных и расчетных величин M_1/M_n ($\sigma_\phi/\sigma_{\phi I} = 1,04$)

Опытные величины					Расчетные M_1/M_n по:	
h , мм	Δh , мм	f_1	f_2	M_1/M_n	(69)	(70)
0,79	0,19	0,297	0,08	0,86	0,78	0,79
0,67	0,30	0,187	0,081	0,72	0,66	0,69
0,56	0,41	0,155	0,096	0,63	0,63	0,62

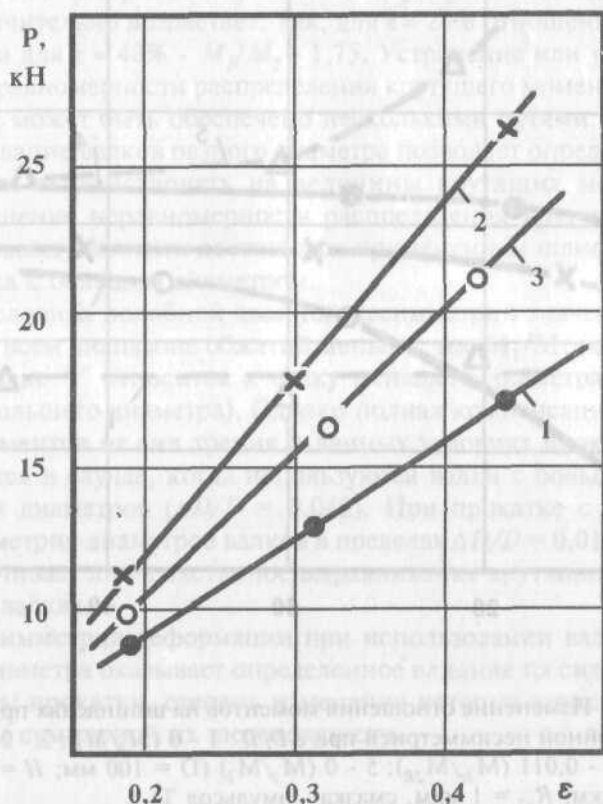


Рис. 35. Изменение силы при прокатке в валах с R_a , мкм: 1 - 1,0; 2 - 4,0; 3 - 1,0/4,0 ($D = 91$ мм, $H = 1,0$ мм, полосы из алюминия, смазка из эмульсола Т).

Опыты [34] показывают, что увеличение относительного обжатия и шероховатости валков приводит к повышению силы прокатки (рис. 35). При этом переход от прокатки в насеченных валках к разношероховатым вызывает снижение силы прокатки, в основном в соответствии со снижением среднего коэффициента трения.

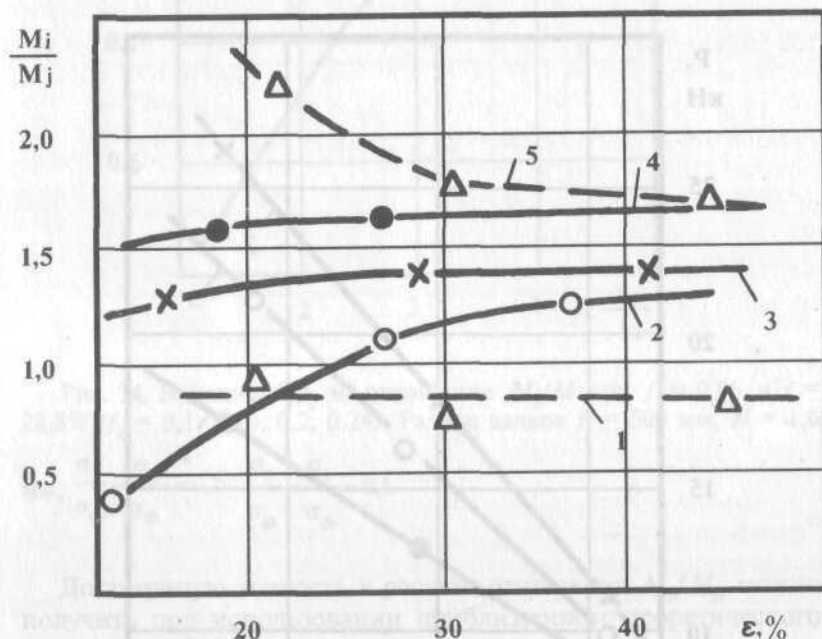


Рис. 36. Изменение отношения моментов на шпинделях при прокатке с двойной несимметрией при $\Delta D/D$: 1 - 0 (M_{II}/M_I); 2 - 0,042; 3 - 0,0163; 4 - 0,011 (M_{II}/M_{2R}); 5 - 0 (M_{II}/M_I) ($D = 100$ мм; $H = 1$ мм, $R_{a1} \approx 4,5$ мкм; $R_{a2} = 1$ мкм, смазка - эмульсол Т).

На рис. 36 показано изменение отношения моментов при прокатке с двойной несимметрией. Как видно из данных, при симметричных условиях деформации в насеченных валках моменты практически равномерно распределены между валками (M_1/M_2) (кривая 1). Установка одного валка со шлифованной поверхностью вызывает перераспределение моментов (M_1/M_2) (кривая 5) с увеличением абсолютного значения момента на насеченном и уменьшением - на шлифованном валке. По сравнению с симметричной прокаткой (M_1/M_2) отношение моментов значительно возрастает. Так, для $\epsilon \approx 20\%$ отношение $M_1/M_2 = 2,3$, а для $\epsilon \approx 40\%$ - $M_1/M_2 = 1,75$. Устранение или уменьшение неравномерности распределения крутящего момента от сил трения может быть обеспечено несколькими путями. Так, использование валков разного диаметра позволяет определенным образом воздействовать на величины крутящих моментов. Уменьшение неравномерности распределения крутящего момента между валками достигается применением шлифованного валка с большим диаметром.

В условиях подобной двойной несимметрии значения M_{1r}/M_{2R} во всем диапазоне обжатий меньше, чем M_1/M_2 (кривые 2-4) (индекс "r" относится к валку меньшего диаметра, индекс "R" - большего диаметра). Однако полная компенсация разности моментов от сил трения в данных условиях прокатки достигается в случае, когда используются валки с большим различием диаметров ($\Delta D/D = 0,042$). При прокатке с $\epsilon > 30\%$ несимметрия диаметров валков в пределах $\Delta D/D = 0,011 \dots 0,042$ обеспечивает лишь частичное выравнивание крутящих моментов на валках.

Несимметрия деформации при использовании валков разного диаметра оказывает определенное влияние на силовые параметры прокатки, степень изменения которых зависит от величины суммарной их шероховатости.

3. ПРОКАТКА ПОЛОС С НАКЛОНОМ К ВАЛКУ

3.1. АНАЛИЗ УСЛОВИЙ ЗАХВАТА ПЕРЕДНЕГО КОНЦА ПОЛОСЫ ВАЛКАМИ

При прокатке, как правило, полоса входит в валки под некоторым углом θ , обуславливая несимметричность высотной деформации с неравномерным распределением между валками всех параметров процесса [2, 35 - 37]. Анализ известных работ позволяет сделать следующие основные выводы:

- при прокатке высокой полосы наклон ее в вертикальной плоскости перед валками обеспечивает перераспределение крутящих моментов с увеличением момента на валке, к которому отклонена полоса;
- при прокатке тонкой полосы с натяжением и технологической смазкой наклон ее, например, к нижнему валку вызывает уменьшение на нем обжатия и крутящего момента и увеличение толщины слоя смазки.

Рассмотрим условия захвата высокой полосы горизонтальными валками при отсутствии и наличии заднего натяжения T_3 ($D_R = D_r$). В первом случае ($T_3 = 0$) раскат входит в валки под углом θ , а основная часть раската опирается на ролики рольганга перед клетью без отрыва от них. Вследствие такого наклона поверхности торца раската относительно валков длины дуг контакта будут различны, и при этом длина дуги контакта со стороны верхнего валка (l_B) оказывается больше, чем со стороны нижнего валка (l_H):

$$l_B = R(\alpha + \theta); \quad l_H = R(\alpha - \theta),$$

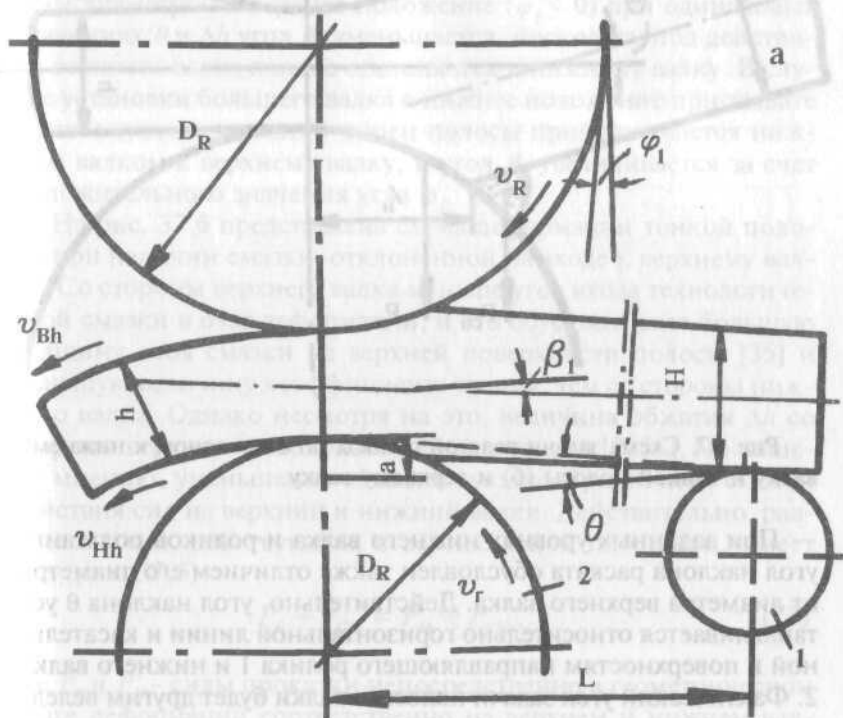
где R - радиус валков.

Большая длина дуги контакта и, следовательно, большие обжатия и скорость течения верхних слоев металла способствуют изгибу переднего конца полосы в сторону нижнего валка. Такой случай деформации металла в момент захвата наиболее вероятен при прокатке высокой полосы в валках равного диаметра, когда угол θ не изменяется после захвата ее конца валками.

Иная картина условий деформаций наблюдается при задаче

высокого раската в валки при наличии заднего натяжения T_3 , возникающего, например, от обжатия в вертикальных валках универсальной черновой клети непрерывного стана горячей прокатки. В этом случае вертикальная составляющая силы T_3 прижимает полосу к нижнему валку с силой T_Z , создавая дополнительную деформацию нагретого металла. Вследствие этого длина дуги контакта и обжатие со стороны нижнего валка будет больше, чем со стороны верхнего валка ($l_B < l_H$).

При таких условиях деформации коэффициент вытяжки и скорость течения нижних слоев металла будет больше, чем со стороны верхних слоев, т.е. $v_{нип} > v_{вп}$, и полоса будет изгибаться на верхний валок. Подобные условия деформации возникают и в случае прокатки высокой полосы без натяжения, когда в момент захвата валками, раскат своей массой давит на нижний валок, создавая силу T_Z .



б

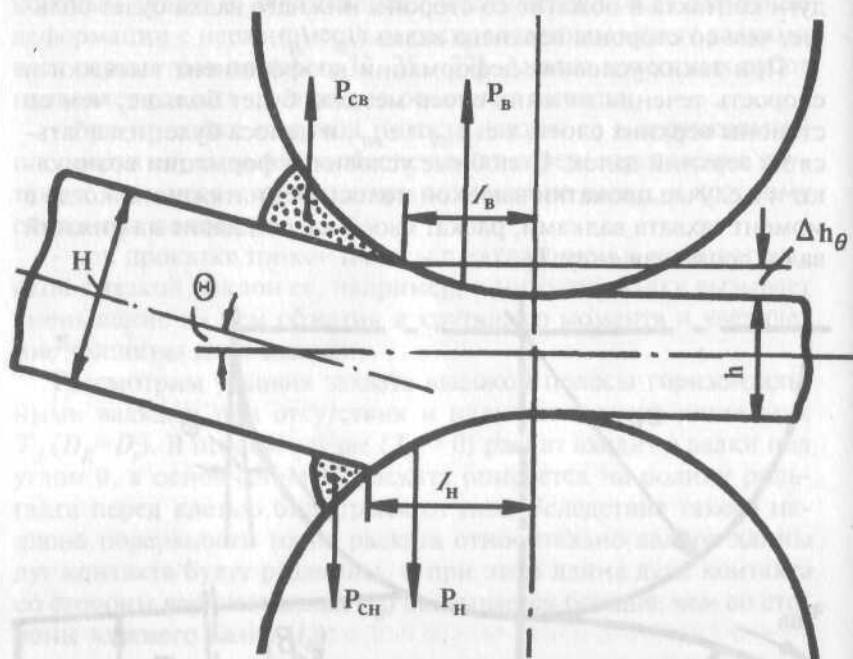


Рис. 37. Схема задачи толстой полосы (а) с наклоном к нижнему валку и тонкой полосы (б) и верхнему валку.

При заданных уровнях нижнего валка и роликов рольганга угол наклона раската обусловлен также отличием его диаметра от диаметра верхнего валка. Действительно, угол наклона θ устанавливается относительно горизонтальной линии и касательной к поверхностям направляющего ролика 1 и нижнего валка 2. Фактический угол задачи полосы в валки будет другим след-

ствие того, что торец полосы касается валков, не доходя до их осевой линии, и поэтому угол β_1 равен (рис. 37,а)

$$\beta_1 = \theta \pm \varphi_1 - \Delta h / 2L, \quad (71)$$

где Δh - обжатие полосы в валках; L - расстояние между осями ролика и валком 2; φ_1 - угол между вертикальной линией и касательной к крайним точкам валков (знак плюс при установке большего вала в нижнее положение, знак минус - в верхнее положение)

$$\varphi_1 = (D_R - D_r) / (D_R + D_r), \quad (72)$$

где D_R и D_r - диаметры большего и меньшего валков.

Если $D_R = D_r$, $\varphi_1 = 0$, то $\theta = \Delta h / 2L$ и захват полосы происходит одновременно двумя валками. При установке вала с большим диаметром в верхнее положение ($\varphi_1 < 0$) при одинаковых значениях θ и Δh угол β_1 уменьшается, поскольку под действием верхнего вала полоса отклоняется к нижнему валку. В случае установки большего вала в нижнее положение при захвате торца валками передний конец полосы приподнимается нижним валком к верхнему валку, и угол β_1 увеличивается за счет положительного значения угла φ_1 .

На рис. 37,б представлена схема деформации тонкой полосы при наличии смазки, отклоненной на входе к верхнему валку. Со стороны верхнего вала меньше угол входа технологической смазки в очаг деформации, и это обуславливает большую толщину слоя смазки на верхней поверхности полосы [35] и меньшую величину коэффициента трения, чем со стороны нижнего вала. Однако несмотря на это, величина обжатия Δh со стороны верхнего вала оказывается меньшей [2, 38]. По нашему мнению, уменьшение обжатия связано с различной схемой действия сил на верхний и нижний валки. Действительно, равновесие сил, действующих в вертикальной плоскости, имеет вид (рис. 37,б)

$$P_B + P_{CB} = P_H + P_{CH}, \quad (73)$$

где P_B и P_H - силы прокатки непосредственно в геометрическом очаге деформации соответственно на верхнем и нижнем вал-

ках; P_{CB} и P_{CH} - силы, действующие от маслянного клина соответственно со стороны верхнего и нижнего валков.

Поскольку длина смазочного клина со стороны верхнего вала больше

$$P_{CB} > P_{CH},$$

то тогда из уравнения (73) следует, что

$$P_B < P_H.$$

Это неравенство возможно в том случае, если величина обжатия Δh и длина дуги контакта l_B со стороны верхнего вала будут меньше Δh_H и l_H со стороны нижнего вала. Опыты [2] подтверждают приведенный анализ влияния наклона полосы на технологические параметры прокатки, в том числе на неравномерность распределения крутящих моментов между валами.

3.2. ВЛИЯНИЕ НЕСИММЕТРИИ ПО ДИАМЕТРАМ ВАЛКОВ И НАКЛОНА ВЫСОКОЙ ПОЛОСЫ НА РАСПРЕДЕЛЕНИЕ КРУТЯЩИХ МОМЕНТОВ

В предшествующих работах (М.М. Сафьян, В.П. Полухин, В.Н. Скороходов, С.Л. Коцарь, В.С. Горелик, В.Г. Сеницын, А.А. Нефедов и др.) показано влияние различных технологических параметров на неравномерность распределения крутящих моментов между рабочими валами. Отмечается, что при значительной несимметрии весь крутящий момент передается через один валок, а другой валок является ведущим, подчеркивается влияние случайных факторов, в результате действия которых при прокатке одной и той же партии полос больший крутящий момент возможен на верхнем или нижнем валах. По этой причине во всех наших исследованиях были предприняты меры, снижающие вероятность появления случайных факторов. Основной из них - устранение свободного перемещения валков относительно шпинделей в момент захвата полосы.

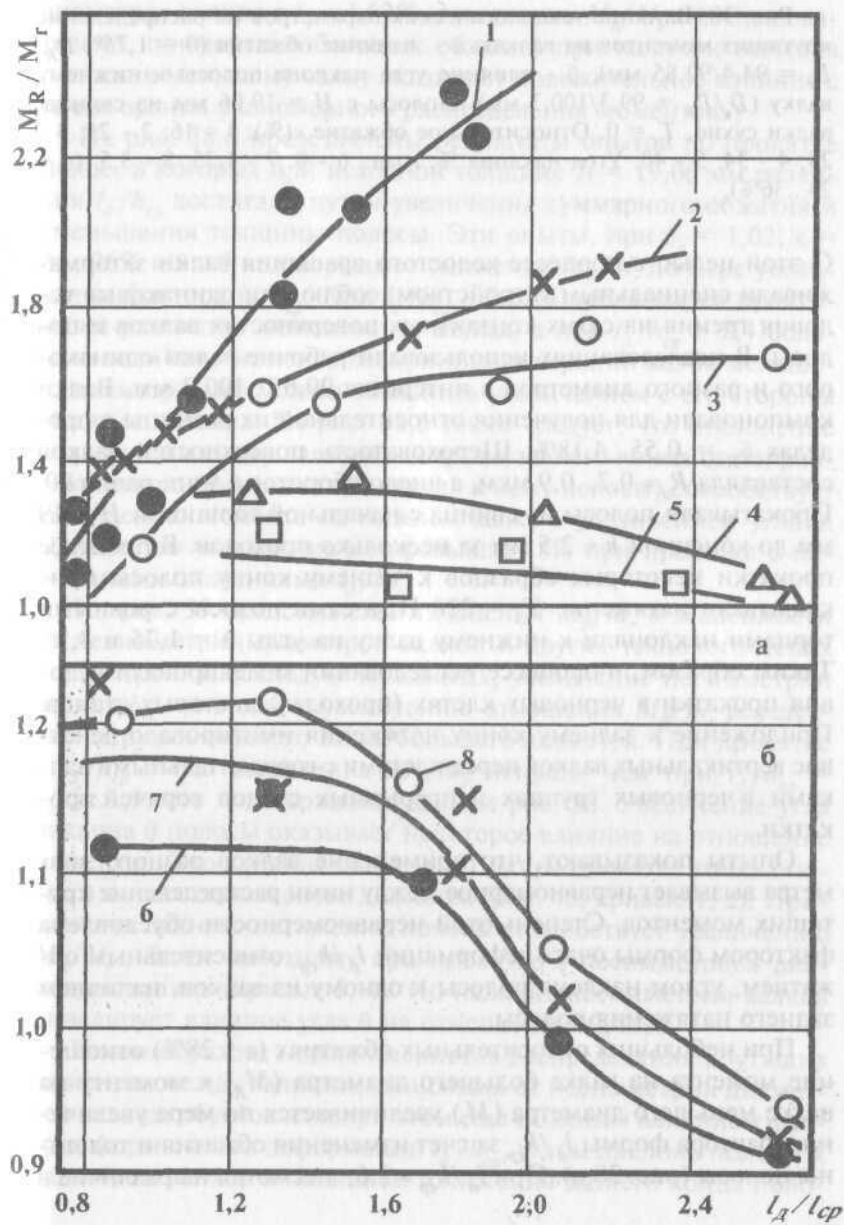


Рис. 38. Влияние технологических параметров на распределение крутящих моментов на валках: а - влияние обжатия ($\theta = 1,75^\circ$; $D_R/D_r = 94,4/92,85$ мм); б - влияние угла наклона полосы к нижнему валку ($D_r/D_R = 99,3/100,3$ мм). Полосы с $H = 19,06$ мм из свинца, валки сухие, $T_z = 0$. Относительное обжатие $\varepsilon(\%)$: 1 - 16; 2 - 21; 3 - 28; 4 - 34; 5 - 40. Угол наклона θ , град.: 6 - 0; 7 - 1,75; 8 - 3,5. ($\varepsilon = 24...36\%$).

С этой целью в процессе холостого вращения валки затормаживали специальным устройством, соблюдали одинаковые условия трения на сухих контактных поверхностях валков и полосы. В исследованиях использовали рабочие валки одинакового и разного диаметров в интервале 90,65...100,3 мм. Валки компоновали для получения относительной их разницы в пределах $\delta_R = 0,55...4,18\%$. Шероховатость поверхностей валков составляла $R_a \approx 0,7...0,9$ мкм, а число оборотов в мин. равно 60. Прокатывали полосы из свинца с начальной толщиной $H = 19$ мм до конечной $h \approx 2,5$ мм за несколько проходов. В процессе прокатки некоторых образцов к заднему концу полосы прикладывали натяжение $T_z = 220$ Н, а сами полосы с ровными торцами наклоняли к нижнему валку на углы $\theta = 1,75$ и $3,5^\circ$. Таким образом, в процессе исследований моделировали условия прокатки в черновых клетях (проходах) листовых станов. Приложение к заднему концу натяжения имитировало действие вертикальных валков перед клетями с горизонтальными валками в черновых группах непрерывных станов горячей прокатки.

Опыты показывают, что применение валков разного диаметра вызывает неравномерное между ними распределение крутящих моментов. Степень этой неравномерности обусловлена фактором формы очага деформации l_d/h_{cp} , относительным обжатием, углом наклона полосы к одному из валков, наличием заднего натяжения полосы.

При небольших относительных обжатиях ($\varepsilon < 28\%$) отношение момента на валке большего диаметра (M_R) к моменту на валке меньшего диаметра (M_r) увеличивается по мере увеличения фактора формы l_d/h_{cp} за счет изменения обжатия и толщины полосы (рис. 38,а). При $l_d/h_{cp} \approx 2,6$, несмотря на различие в

диаметрах валков в $\delta_r \approx 1,62\%$, отношение $M_R/M_r \approx 1$. Следовательно, применение больших обжатий при наличии наклона полосы к меньшему валку оказывает положительное влияние с точки зрения равномерного распределения моментов.

На рис. 38,б представлены результаты опытов по прокатке полос, в которых при исходной толщине $H = 19,06$ мм различия l_d/h_{cp} достигали путем увеличения суммарного обжатия и уменьшения толщины полосы. Эти опыты, при $\delta_r = 1,02$, $\varepsilon = 24...36\%$ и $\theta \geq 0$ подтверждают снижение M_R/M_r по мере увеличения фактора l_d/h_{cp} . При $l_d/h_{cp} \approx 2...2,4$ наблюдается практически равенство моментов на валках, а при $l_d/h_{cp} > 2,4$ большую величину момента воспринимает верхний валок меньшего диаметра, что можно объяснить увеличением с его стороны обжатия металла. Из рис. 38,б также следует, что отклонение полосы к нижнему валку (без отрыва заднего конца от направляющего ролика за счет поджатия к нему полосы) способствует увеличению момента на нижнем валке с увеличением угла θ . Однако это увеличение не превышает 8% при прокатке с небольшими значениями l_d/h_{cp} .

На рис. 39 представлены изменения M_R/M_r в зависимости от несимметрии диаметров валков и других технологических параметров. Как следует из данных, увеличение несимметрии валков δ_R приводит к увеличению отношения M_R/M_r вследствие загрузки нижнего валка большего диаметра. При прокатке с $l_d/h_{cp} = 3,5$ отношение M_R/M_r меньше, чем при $l_d/h_{cp} = 1,35...1,9$, что подтверждают данные рис. 38. Увеличение угла наклона θ полосы оказывает некоторое влияние на отношение моментов. Это влияние более заметно при прокатке тонких полос в валках одинакового диаметра (рис. 40, кривые 1, 2). Применение заднего натяжения полосы способствует увеличению M_R/M_r , более заметному при прокатке с несимметрией диаметров валков (кривые 3, 4). Но наличие несимметрии валков нивелирует влияние угла θ на отношение M_R/M_r .

Таким образом, неравномерность распределения крутящих моментов между валками, зависящая от несимметрии диаметров валков, обусловлена при этом еще сложным влиянием фактора формы очага деформации l_d/h_{cp} , углом наклона полосы к одному из валков и наличием натяжения заднего конца поло-

сы. В связи с влиянием геометрических параметров прокатки на угол β , [выражение (71)], очевидно, при прокатке полосы с наклоном к одному из валков положение вала большего диаметра будет оказывать влияние на распределение крутящих моментов на валках. Опыты выполнены без натяжения заднего конца полосы, но с различными условиями задачи ее в валки. В первой серии задачу полосы в валки производили без поджатия заднего конца к направляющему ролику и в этом случае наблюдали отход полосы от ролика в момент ее захвата валками. В следующей серии задний конец полосы прижимали к ролику, обеспечивая захват полосы валками без отрыва от ролика, т.е. при фиксированном угле наклона полосы.

В табл. 6 представлены данные по изменению средних крутящих моментов на валках и изменение их отношения в зависимости от угла θ задачи полосы.

При прокатке полосы с $\theta = 0$ коэффициенты вытяжек больше со стороны вала большего диаметра, и при этом отношение моментов $M_R/M_r = 1,28 \dots 1,32$ (табл. 6). Прокатка полосы с наклоном к нижнему валку способствует перераспределению коэффициентов вытяжек с увеличением их значений на нижнем валке. При этом прижатие полосы к направляющему ролику обеспечивает повышение величин $\Delta\mu$.

Увеличение наклона полосы к нижнему валку в общем случае увеличивает отношение M_R/M_r . Однако установка вала большего диаметра в верхнее положение обеспечивает при $\theta < 3$ меньшую неравномерность распределения крутящих моментов, что обусловлено наличием большего обжатия полосы со стороны нижнего вала меньшего диаметра.

Менее благоприятное распределение моментов имеет место в случае установки в нижнее положение (куда наклонена полоса) вала с большим диаметром. Применение поджатия заднего конца полосы к ролику 1 влияет на отношение M_R/M_r и на 5...10% увеличивает суммарный крутящий момент (табл. 6).

В экспериментах установлено, что при использовании валков разного диаметра наибольшие динамические явления возникают в деталях главной линии меньшего вала. При этом в случае устранения зазоров в деталях главной линии стана путем противоторможения валков во время холостого вращения

перед захватом полосы валками отношение M_{r3}/M_r находится в пределах 1,1...1,25 (M_{r3} - крутящий момент на валке меньшего диаметра в период захвата полосы). При свободных зазорах в деталях главной линии стана отношение M_{r3}/M_r значительно возрастает и находится в пределах 1,6...2. Таким образом, устранение любым путем зазоров в деталях главной линии обеспечивает снижение динамических нагрузок и повышение стойкости деталей главной линии стана.

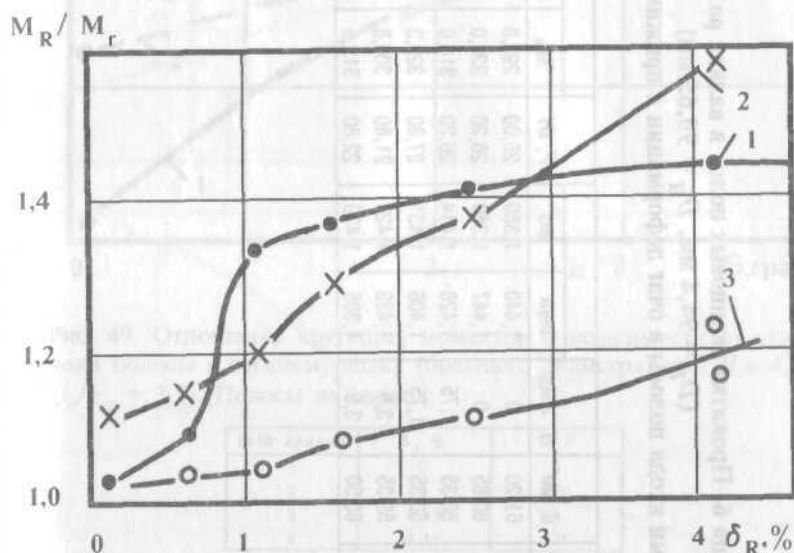


Рис. 39. Отношение крутящих моментов на валках в зависимости от $\delta_R = \Delta D/D$. $D_r = 90,65...99,6$ мм; $D_R = 92,85...100,3$ мм, $R_a = 0,70...0,90$ мкм, полосы из свинца с $H = 4,2...9,6$ мм, натяжение $T_s = 220$ Н, валки сухие, $\theta = 0$. Фактор формы l_d/h_{cp} : 1 - 1,35; 2 - 1,90; 3 - 3,5.

Таблица 6. Прокатка свинцовых полос в валках разного диаметра
 $(D_B = 94,4 \text{ мм}, D_H = 90,65 \text{ мм})$
 с различными углами входа полосы в очаг деформации с прижимом и без прижима к ролику

$H, \text{мм}$	$h, \text{мм}$	$\Delta h, \text{мм}$	$B, \text{мм}$	$\theta, \text{град.}$	μ		$P, \text{кН}$	$M, \text{Нм}$			M_R/M_r	Примечание
					верх	низ		M_R	M_r	Общий		
14,88	10,40	4,48	61,20	0	1,440	1,380	26,00	292,8	292,6	515,4	1,32	без прижима
14,74	10,40	4,34	60,85	0	1,447	1,380	26,20	320,0	250,0	570,0	1,28	с прижимом
14,86	10,37	4,49	60,35	1,75	1,426	1,414	26,20	316,0	237,5	553,5	1,33	без прижима
14,84	10,43	4,41	60,35	1,75	1,406	1,431	27,80	329,3	246,5	575,8	1,33	с прижимом
15,01	10,37	4,64	59,35	3,5	1,423	1,428	21,80	300,8	204,5	505,3	1,46	без прижима
14,99	10,40	4,59	60,50	3,5	1,396	1,430	22,80	312,0	217,8	529,8	1,43	с прижимом

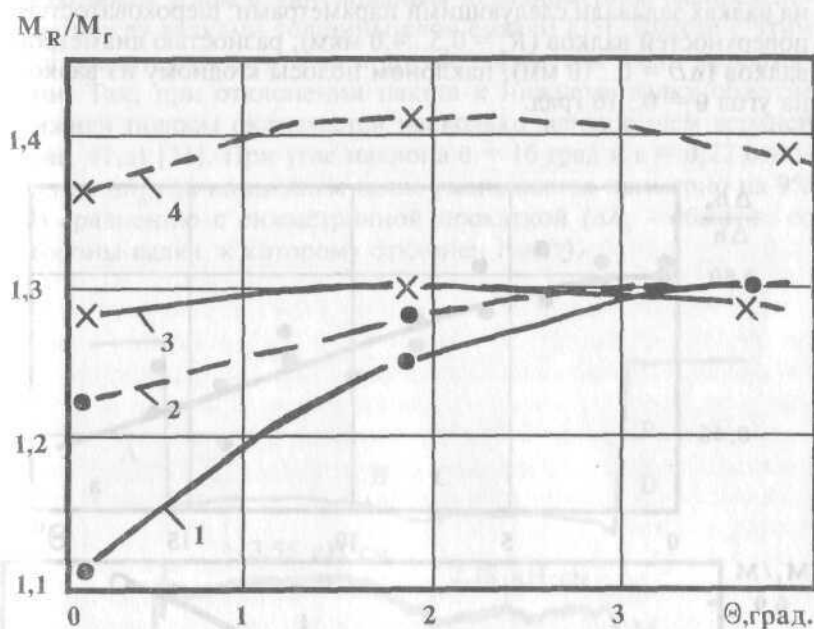


Рис. 40. Отношение крутящих моментов в зависимости от угла наклона полосы к нижнему валку (большого диаметра) при $H \approx 4,2$ мм ($l_0/h_{cp} = 3,5$). Полосы из свинца:

№ № кривых	$\delta_n, \%$	T_2, H
1	0	0
2	0	220
3	4,18	0
4	4,18	220

3.3. ВЛИЯНИЕ НАКЛОНА ТОНКОЙ ПОЛОСЫ НА ПАРАМЕТРЫ ПРОКАТКИ

Здесь представлены результаты исследований распределения между верхним и нижним валками абсолютного обжатия и момента прокатки. Исследования выполнены на двухвалковом стане при прокатке алюминиевых полос толщиной $H \approx 1...2$ мм, с обжатием $\varepsilon = 0,15...0,40$ при смазке полос эмульсом типа Т.

Окружная скорость валков 60 об/мин. Несимметрию прокатки на валках задавали следующими параметрами: шероховатостью поверхностей валков ($R_a = 0,5 \dots 4,0$ мкм), разностью диаметров валков ($\Delta D = 0 \dots 10$ мм), наклоном полосы к одному из валков на угол $\theta = 0 \dots 16$ град.

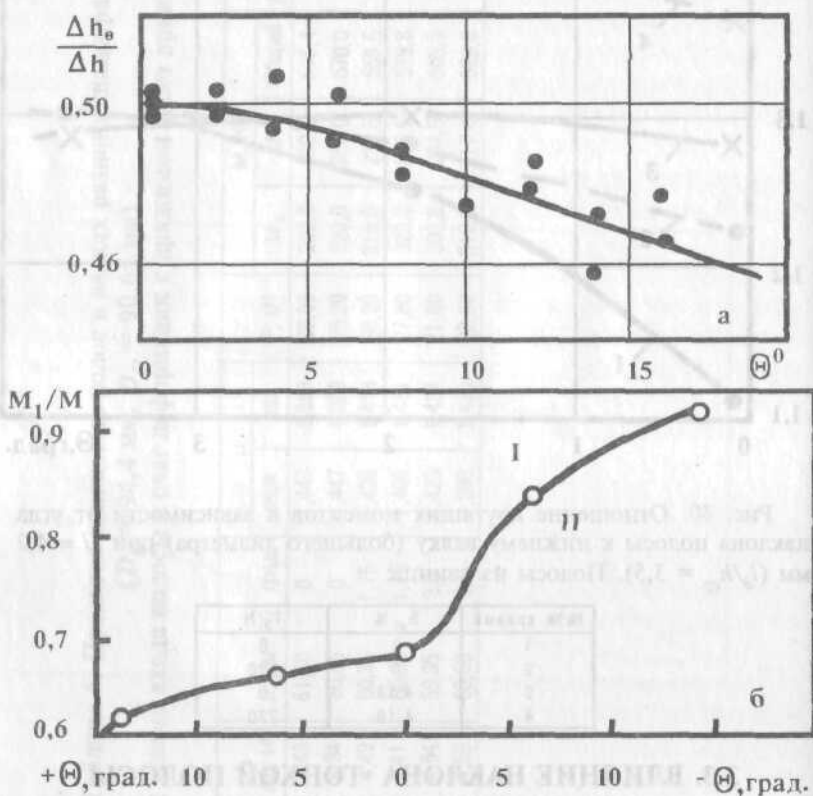


Рис. 41. Изменение отношений $\Delta h_0/\Delta h$ (а) и M_i/M (б) в зависимости от угла наклона полосы при $D = 91$ мм. Условия прокатки для а: $H \approx 0,5 \dots 1$ мм, $R_a \approx 1,3$ мкм, $\epsilon \approx 0,2$ (наклон к нижнему валку); б: $H \approx 1,3$ мм, $\epsilon \approx 0,2$; $R_{a1} = 3,4$ мкм; $R_{a2} = 1,3$ мкм, заднее натяжение полосы $T_3 = 200$ Н. I и II - наклон полосы соответственно к верхнему насеченному и к нижнему шлифованному валку.

При холодной прокатке полоса зачастую входит в валки под некоторым углом θ , обуславливая неравномерное распределение между валками толщины слоя смазки [35]. Вместе с этим оказываются различными и другие параметры очага деформации. Так, при отклонении пакета к нижнему валку обжатие нижней полосы оказывается несколько меньше, чем верхней (рис. 41,а) [31]. При угле наклона $\theta = 16$ град и $\epsilon = 0,22$ отношение $\Delta h_0 / \Delta h$ на нижнем валке уменьшается примерно на 9% по сравнению с симметричной прокаткой (Δh_0 - обжатие со стороны валка, к которому отклонен пакет).

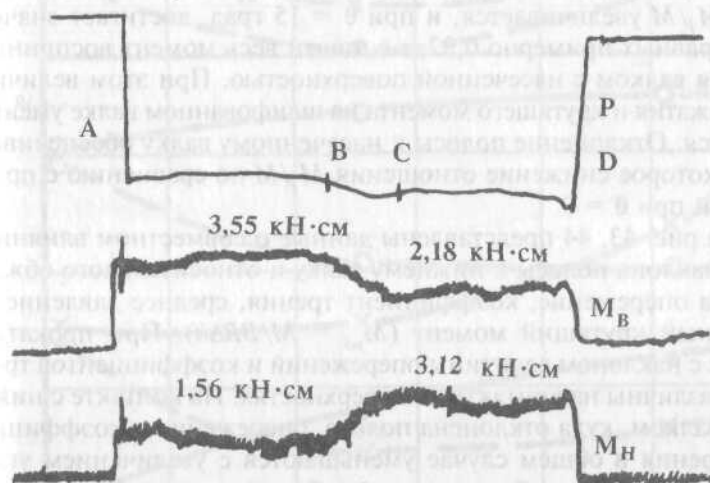


Рис. 42. Сила (P) и крутящие моменты (M_B , M_H) прокатки с наклоном (AB) и без наклона (CD) полосы. Условия прокатки. $D = 91$ мм, $H = 1$ мм, полосы из алюминия, смазка-эмульсол Т. Наклон к нижнему валку на угол $\theta = 12^\circ$.

Наклон полосы при входе в валки оказывает существенное влияние на распределение крутящего момента между шпинделями. Это наглядно показано на рис. 42 при прокатке полосы без наклона и с наклоном к нижнему валку. При наклоне полосы

к нижнему валку величина крутящего момента равна 1,56 кН см, а на верхнем валке значительно больше - 3,55 кН см (участок АВ). На участке СД, где полоса прокатывается без наклона, наблюдается перераспределение момента с увеличением его значений на нижнем шпинделе до $M_H = 3,12$ кН см и уменьшением его на верхнем до $M_B = 2,18$ кН см. При этом суммарный момент возрастает на $\approx 5\%$, несколько увеличивается сила прокатки P .

При прокатке в разношероховатых валках и $\theta = 0$ (рис. 41, б) отношение момента M_I на насеченном валке ($R_{a1} = 3,4$ мкм) к общему моменту M на валках равно $M_I/M = 0,685$. При наклоне полосы к шлифованному валку ($R_{a2} \approx 1,3$ мкм) отношение M_I/M увеличивается, и при $\theta = 15$ град. достигает значений, равных примерно 0,92, т.е. почти весь момент воспринимается валком с насеченной поверхностью. При этом величины обжатия и крутящего момента на шлифованном валке уменьшаются. Отклонение полосы к насеченному валку обеспечивает некоторое снижение отношения M_I/M по сравнению с прокаткой при $\theta = 0$.

На рис. 43, 44 представлены данные о совместном влиянии угла наклона полосы к нижнему валку и относительного обжатия на опережение, коэффициент трения, среднее давление и удельный крутящий момент ($M_{уд} = M/BR\Delta h$). При прокатке полос с наклоном величины опережений и коэффициентов трения различны на контактных поверхностях. На контакте с нижним валком, куда отклонена полоса, опережение и коэффициент трения в общем случае уменьшаются с увеличением угла наклона. Однако наблюдается неглубокий минимум S и f при $\theta \approx 0,13$ град. и $\epsilon = 0,23$ и $0,33$. Со стороны верхнего вала параметры S и f несколько увеличиваются. Подобные изменения опережения и коэффициента трения обусловлены различной толщиной слоя смазки на контактных поверхностях полосы с валками. По данным [35], наклон полосы к нижнему валку обеспечивает улучшение условий захвата смазки и увеличение толщины ее слоя, а следовательно, способствует снижению коэффициента трения. Этот эффект действует, очевидно, в большей степени при небольших углах наклона ($\theta < 0,13$ град.).

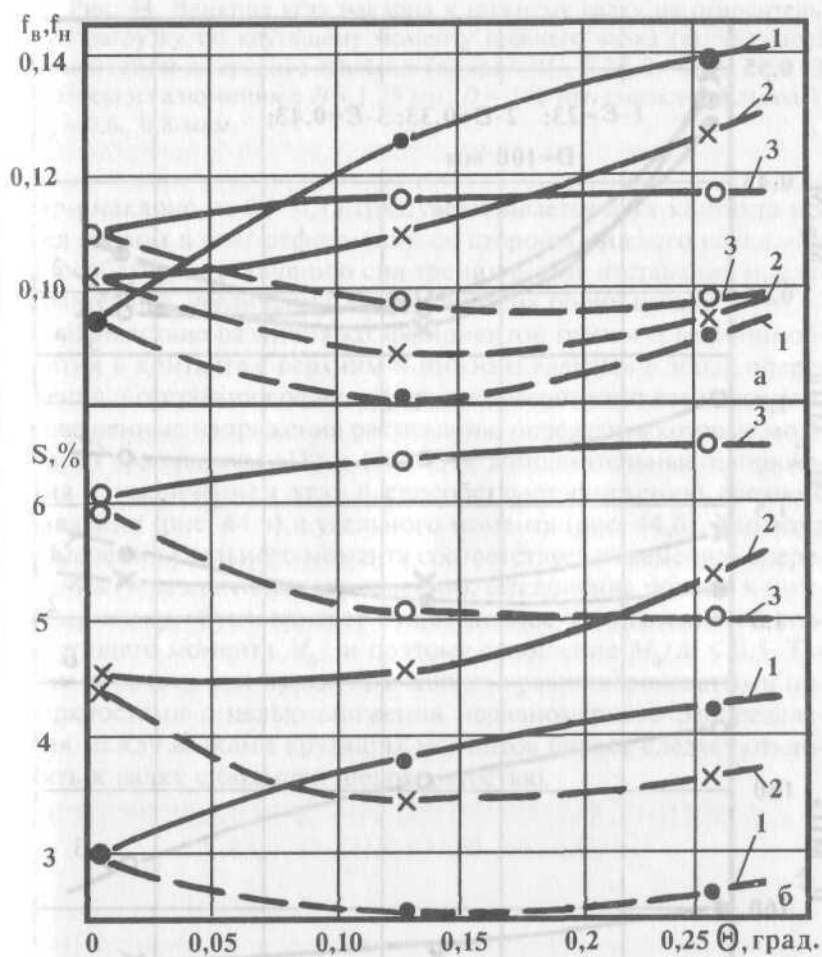


Рис. 43. Влияние угла наклона полосы к нижнему валку на коэффициент трения (а) и опережение (б) при обжатии ϵ : 1 - 0,23; 2 - 0,33; 3 - 0,43. Полосы из алюминия с $H = 1,25$, $D = 100$ мм, смазка-эмульсол Т. (— - со стороны верхнего вала; --- со стороны нижнего вала).

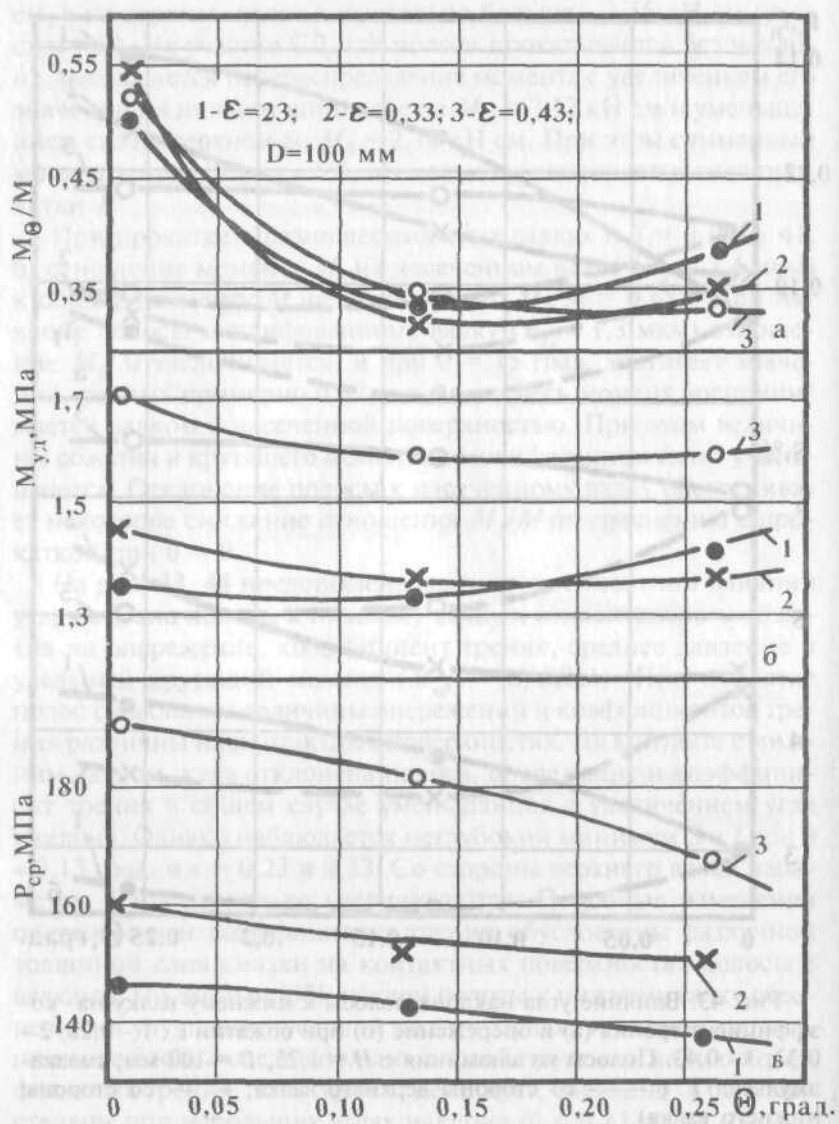


Рис. 44. Влияние угла наклона к нижнему валку на относительную загрузку по крутящему моменту нижнего валка (а), удельный момент (б) и на среднее давление (в) при ε : 1 - 0,23; 2 - 0,33; 3 - 0,43. Полосы из алюминия с $H \approx 1,25$ мм, $D = 100$ мм, смазка-эмульсол Т, $R_a \approx 0,6 \dots 0,8$ мкм.

При наклоне на $\theta > 0,13$ град. увеличивается дуга контакта перед входом в очаг деформации со стороны нижнего валка, что способствует увеличению сил трения в зоне отставания и, следовательно, увеличению опережения на обоих валках.

Вследствие различия коэффициентов трения и величин обжатия в контакте с верхним и нижним валками в зонах опережения и отставания очага деформации возникают взаимно уравновешенные напряжения растяжения, определить которые можно по уравнениям (18) и (19). Эти дополнительные напряжения с увеличением угла θ способствуют снижению среднего давления (рис. 44,в) и удельного момента (рис. 44,б). Характер изменения удельного момента соответствует изменению опережения (угла критического сечения). Отклонение полосы к нижнему валку обуславливает существенное уменьшение на нем крутящего момента M_0 , и поэтому отношение $M_0/M < 0,5$. Таким образом, при прокатке в валках с разношероховатыми поверхностями с целью снижения неравномерного распределения между валками крутящих моментов полосу следует отклонять к валку с большей шероховатостью.

4. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И НЕСИММЕТРИИ ПРОКАТКИ НА ИЗГИБ ПЕРЕДНЕГО КОНЦА ПОЛОСЫ

Как отмечали выше, в практических условиях прокатки полосовой и листовой стали процесс происходит при той или иной степени несимметрии, которая возникает вследствие различных коэффициентов трения на контактных поверхностях, различия диаметров валков и степени нагрева поверхностных слоев сляба (раската), наклона полосы к одному из валков и ряда других факторов. Наличие контактной несимметрии приводит к неодинаковым обжатиям полосы и величинам опережения со стороны верхнего и нижнего валков. Результатом действия такой несимметрии является изгиб переднего конца полосы на выходе из валков. Изгиб полосы на выходе из валков приводит к застреванию ее между роликами рольганга, затрудняет задачу полосы в валки последующей клетки.

Опубликованные работы по исследованию изгиба полосы позволяют найти ответ на многие практические вопросы. В связи с этим приведенные ниже результаты исследований дают возможность расширить представления о закономерностях поведения переднего конца полосы в зависимости от различия диаметров валков, геометрических параметров деформации и угла наклона полосы к одному из валков.

4.1. ВЛИЯНИЕ РАЗНОСТИ ДИАМЕТРОВ ВАЛКОВ ПРИ ПРОКАТКЕ ВЫСОКИХ ПОЛОС

Одной из особенностей прокатки в валках неодинакового диаметра является изгиб полосы в вертикальной плоскости при выходе из очага деформации. При этом, как установлено А.А. Нефедовым [25] в зависимости от геометрических параметров деформации передний конец полосы может получать изгиб в сторону меньшего и большего валков. По данным А.А. Нефедова кривизна полос в зависимости от фактора формы изменяется по сложной кривой. При $l_0/h_{cp} < 2$ передний конец поло-

сы изгибается на валок меньшего диаметра, а при $l_d/h_{cp} > 2$ - на валок большего диаметра. Независимо от разницы диаметров валков ($r/R = 0,88...0,985$) при факторе $l_d/h_{cp} \approx 2$ кривизна полосы равна нулю. Это обстоятельство позволило автору предложить обобщенную зависимость критических значений l_d/h_{cp} , при которых отсутствует изгиб переднего конца полосы (рис. 45). Как следует из рис. 45, при прокатке полос с $H/D < 0,08$, когда фактор $l_d/h_{cp} > 2$, передний конец полосы изгибается на валок большего диаметра, а при прокатке высоких полос ($H/D > 0,08$) с фактором $l_d/h_{cp} < 2$ передний конец получает изгиб на валок меньшего диаметра.

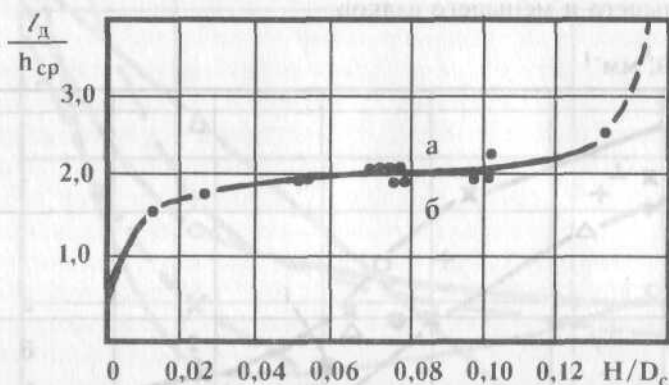


Рис. 45. Зависимость критического значения l_d/h_{cp} от отношения H/D_c .

При одних и тех же значениях l_d/h_{cp} , находящихся вне зоны критических обжатий, когда кривизна не равна нулю ($\rho \neq 0$), абсолютное значение кривизны существенно зависит от разности диаметров валков. Увеличение несимметрии диаметров δ_r приводит к существенному увеличению кривизны полосы. Аналогичные результаты получены также в работе [1].

Ниже представлены результаты исследований влияния разности диаметров валков и фактора формы очага деформации

на кривизну полос из свинца с исходной толщиной $H = 2,5...19$ мм, шириной $B = 50...52$ мм. Полосы прокатывали в сухих валках с $D = 90,6...100,3$ мм и шероховатостью $R_a = 0,7...0,9$ мкм при частоте вращения 60 в мин. Полосы задавали в валки без наклона с задним натяжением $T_3 = 220$ Н. Распределение обжатий со стороны каждого вала, при небольшом влиянии внешнего трения, оценивали по величине коэффициентов вытяжек на верхней и нижней поверхностях переднего конца полосы на длине 50 мм. Разницу коэффициентов вытяжек определяли по выражению (3)

$$\Delta\mu = \mu_r - \mu_R,$$

где μ_r и μ_R - коэффициенты вытяжек соответственно со стороны большего и меньшего валков.

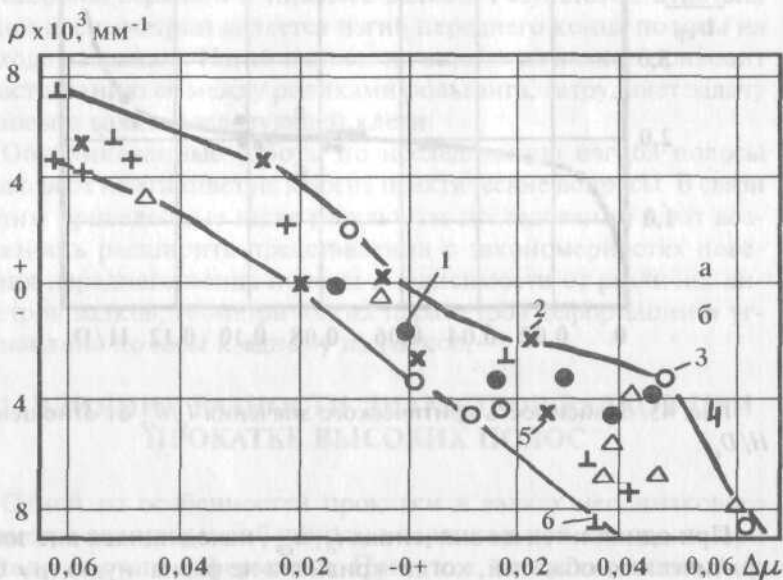


Рис. 46. Влияние разницы коэффициентов вытяжек верхнего и нижнего слоев полосы на величину кривизны и направление изгиба (а - изгиб на валок меньшего диаметра, б - изгиб на валок большего диаметра, $H = 4,2...9,6$ мм, $l/h_{cp} = 1,35...3,5$, $\theta = 0...3,5$ град. Разница диаметров валков σ_R , %: 1 - 0; 2 - 0,55; 3 - 1,02; 4 - 1,55; 6 - 4,18.

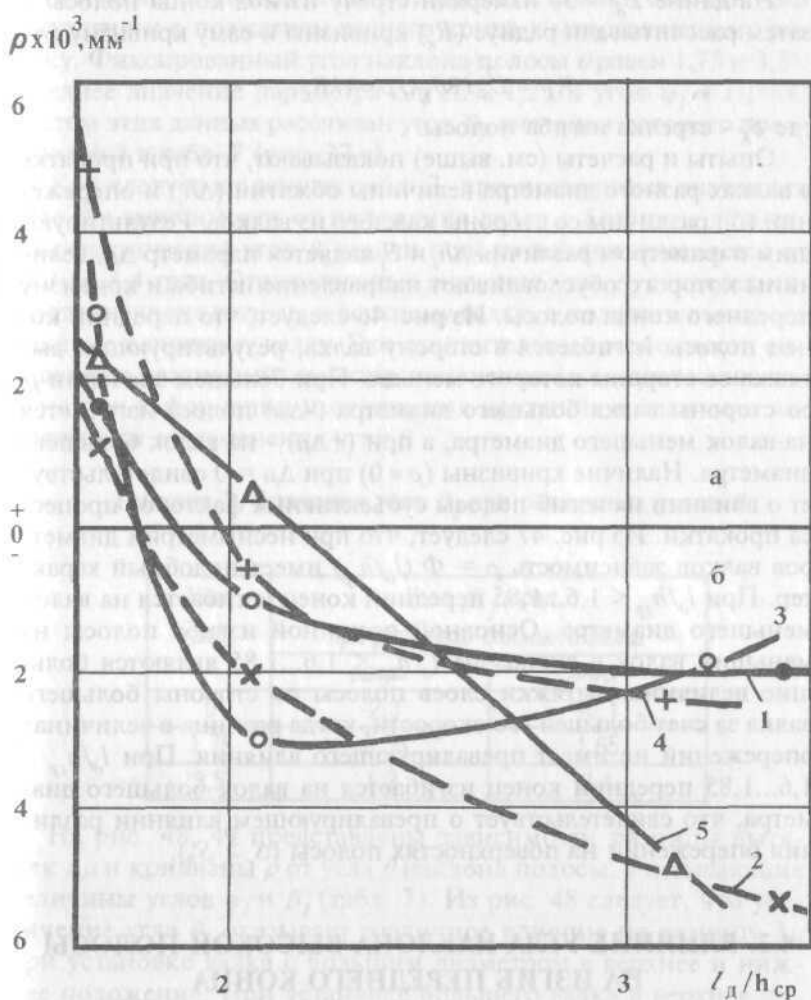


Рис. 47. Изменение кривизны переднего конца полосы в зависимости от фактора l_ϕ/h_{cp} при $T_3 = 220\text{Н}$ и $\theta = 0$. Полосы из свинца с $H \approx 4,2 \dots 9,6$ мм. Изгиб на валок: а - верхний меньшего диаметра; б - нижний большего диаметра. Несимметрия диаметров валков δ_R : 1 - 0,55; 2 - 1,02; 3 - 1,55; 4 - 2,42; 5 - 4,18.

На длине $L_\delta = 50$ измеряли стрелу изгиба конца полосы и затем рассчитывали радиус (R_K) кривизны и саму кривизну (ρ):

$$R_K = L_\delta^2 / 8\delta_K; \rho = 1/R_K,$$

где δ_K - стрелка изгиба полосы.

Опыты и расчеты (см. выше) показывают, что при прокатке в валках разного диаметра величины обжатий (Δh_i) и опережений (S_i) различны со стороны каждого из валков. Результирующим параметром различия Δh_i и S_i является параметр $\Delta\mu$, величины которого обуславливают направление изгиба и кривизну переднего конца полосы. Из рис. 46 следует, что передний конец полосы изгибается в сторону валка, результирующая вытяжка со стороны которого меньше. При большем значении μ_i со стороны валка большего диаметра ($-\Delta\mu$) полоса изгибается на валок меньшего диаметра, а при ($+\Delta\mu$) - на валок большего диаметра. Наличие кривизны ($\rho \neq 0$) при $\Delta\mu = 0$ свидетельствует о влиянии на изгиб полосы субъективных факторов процесса прокатки. Из рис. 47 следует, что при несимметрии диаметров валков зависимость $\rho = \Phi(l_\delta/h_{cp})$ имеет подобный характер. При $l_\delta/h_{cp} < 1,6...1,85$ передний конец изгибается на валок меньшего диаметра. Основной причиной изгиба полосы на меньший валок в диапазоне $l_\delta/h_{cp} < 1,6...1,85$ являются большие величины вытяжки слоев полосы со стороны большего валка за счет большей его скорости, когда разница в величинах опережений не имеет превалирующего влияния. При $l_\delta/h_{cp} > 1,6...1,85$ передний конец изгибается на валок большего диаметра, что свидетельствует о превалирующем влиянии различия опережений на поверхностях полосы ($S_r > S_R$).

4.2. ВЛИЯНИЕ УГЛА НАКЛОНА ВЫСОКОЙ ПОЛОСЫ НА ИЗГИБ ПЕРЕДНЕГО КОНЦА

Исследования выполнены на стане с диаметрами валков $D_R = 94,4$ мм и $D_r = 90,6$ мм при шероховатости их поверхностей $R_a = 0,8...0,9$ мкм, число оборотов 60 в мин. Прокатывали полосы из свинца с $H \approx 14,8$ мм, обжатием $\Delta h = 4,5...5$ мм и $B = 60$ мм в сухих валках. В верхнее положение устанавливали боль-

ший и меньший валки, а полосу задавали в валки свободно без поджатия и с поджатием заднего конца к направляющему ролику. Фиксированный угол наклона полосы θ равен 1,75 и 3,5°. Среднее значение параметра $\Delta h/2L \approx 1,2^\circ$, а угол $\varphi_1 \approx 1,1^\circ$. С учетом этих данных рассчитан угол β_1 , значения которого представлены в табл. 7 (рис. 37,а).

Как следует из данных табл. 7, при постоянных значениях угла θ в зависимости от положения валка с большим диаметром фактический угол β_1 задачи полосы в валки изменяется от -2,3 до 3,4 град. Отрицательные значения угла β_1 свидетельствуют о наклоне полосы к верхнему валку, а положительные - о наклоне к нижнему валку. Эти отличительные особенности определяют различный характер изменения геометрических параметров деформации и отношения крутящих моментов в зависимости от изменения угла θ .

Таблица 7. Значения угла β_1 при различных углах θ

Угол град.	Угол β_1 (град.) при установке большего валка	
	вверх	вниз
0	-2,3	-0,1
1,75	-0,55	1,65
3,5	1,2	3,4

На рис. 48, 49 представлены зависимости разницы вытяжек $\Delta\mu$ и кривизны ρ от угла θ наклона полосы, учитывающие величины углов φ_1 и β_1 (табл. 7). Из рис. 48 следует, что увеличение угла θ оказывает различное влияние на разницу $\Delta\mu$ при установке валка с большим диаметром в верхнее и нижнее положение. При установке большего валка в верхнее положение (кривые 1) при угле $\theta = 0$ угол β_1 равен -2,3° (табл. 7), т.е. полоса заходит в валки с отклонением к верхнему валку и захват полосы верхним валком большего диаметра происходит не по торцевой кромке, а по плоскости, а со стороны нижнего валка полоса захватывается по торцевой кромке. Такие особенности захвата полосы валками обуславливают боль-

шую длину дуги контакта со стороны вала большего диаметра ($\Delta\epsilon > 0$) и, вследствие этого, большую вытяжку и скорость верхних слоев металла (v_{RH}), по сравнению с нижними (v_{rh}) (рис. 48, кривые 1).

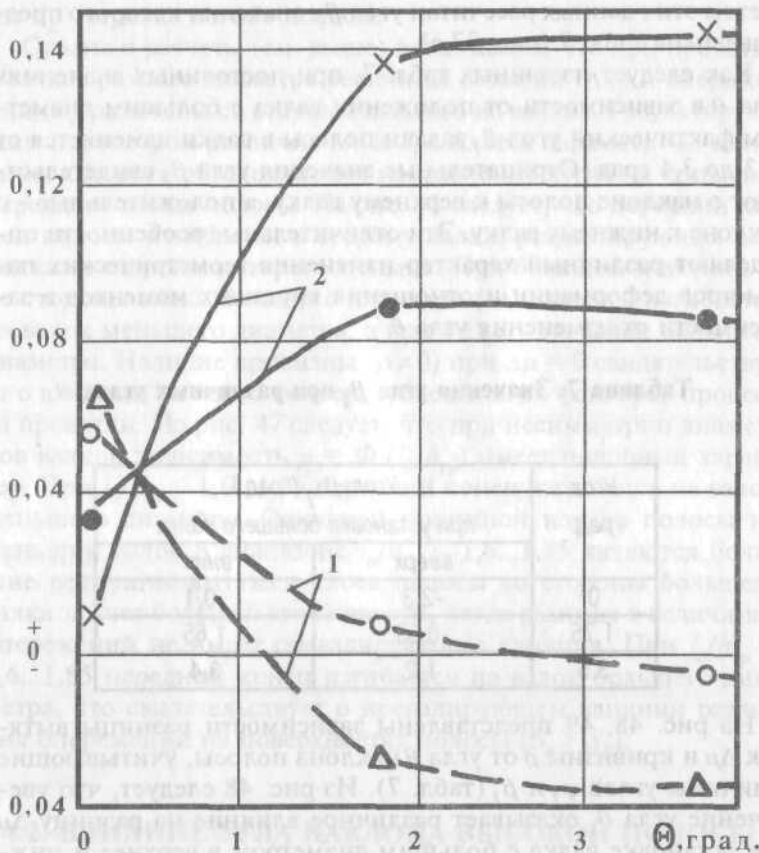


Рис. 48. Влияние угла θ на разницу обжатий слоев полосы со стороны большего и меньшего валков при прокатке свинцовых полос с $H \approx 14,8$ мм в сухих валках. Диаметры валков: большего $D_R = 94,4$ мм, меньшего $D_r = 90,65$ мм. Расположение валков: 1 - верхний валок большего диаметра; 2 - нижний валок большего диаметра. Задача полосы в валки: ●, ○ - свободная; X, Δ - с прижатием заднего конца полосы к направляющему ролику.

Увеличение угла θ (наклон к нижнему валку) обуславливает снижение угла β_1 в отрицательной области и переход значений угла β_1 в положительную область, когда полоса отклоняется к нижнему валку ($\beta_1 = 1,2^\circ$). В этом случае большее обжатие выполняет нижний валок меньшего диаметра и $\Delta\mu < 0$ (рис. 48, кривая 1). Очевидно, при таких параметрах деформации большая дуга контакта имеет место со стороны нижнего валка. Поджатие заднего конца к ролику 1 (рис. 37,а), т.е. создание сопротивления самопроизвольному поднятию заднего конца полосы при захвате переднего конца валками, обуславливает появление вертикальной силы, прижимающей передний конец к нижнему валку и способствующей увеличению обжатия с его стороны (рис. 48, кривая 1).

Установка в нижнее положение валка с большим диаметром приводит к увеличению угла β_1 задачи полосы по сравнению с приведенным выше случаем (табл. 7) и обуславливает появление большей дуги контакта и большей вытяжки нижних слоев полосы ($\Delta\mu > 0$). При этом чем больше угол задачи полосы, тем больше разница вытяжек между слоями полосы (рис. 48, кривые 2). Создание сопротивления отрыву заднего конца полосы от ролика 1 приводит к увеличению обжатия на нижнем валке большего диаметра (рис. 48, кривая 2).

Направление изгиба полосы и ее кривизна (рис. 49) полностью соответствует неравномерности обжатия верхних и нижних слоев полосы. При этом независимо от угла наклона и положения валка большего диаметра большее обжатие с его стороны приводит к изгибу на валок меньшего диаметра. Прижатие заднего конца полосы к направляющему ролику увеличивает обжатие и кривизну ρ полосы. Из рис. 49 также следует, что изменение положения валка большего диаметра из верхнего в нижнее в корне изменяет направление и величину кривизны переднего конца полосы. Последнее обусловлено существенным влиянием несимметричных условий задачи полосы в валки с наклоном и несимметрией обжатия верхних и нижних слоев полосы.

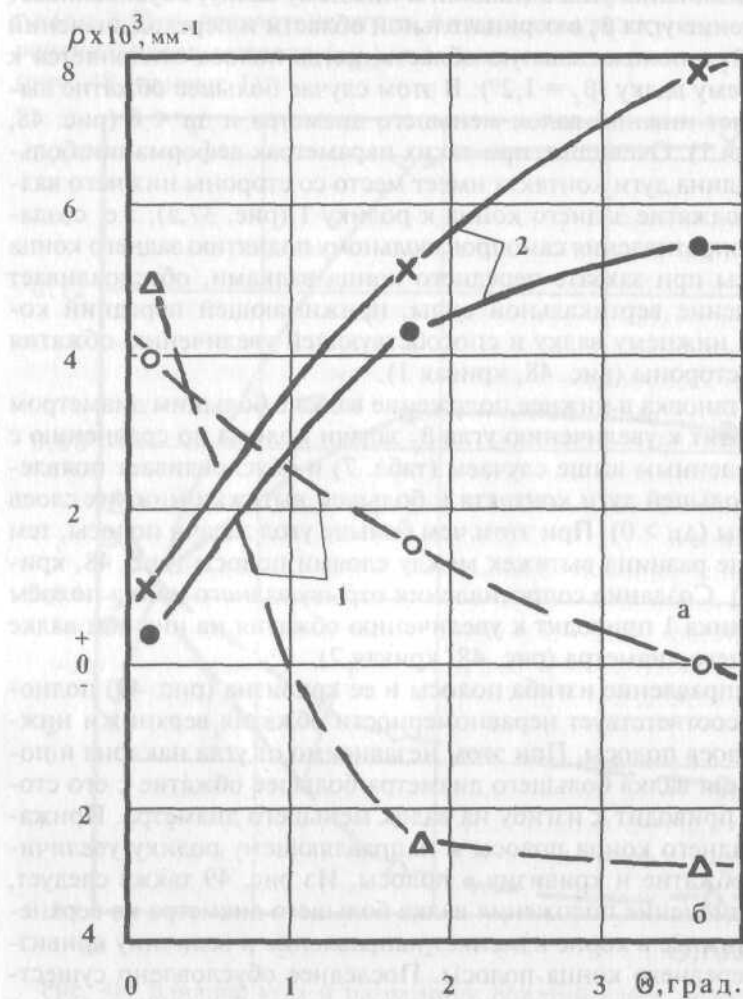


Рис. 49. Изменение кривизны переднего конца полосы в зависимости от угла ее наклона к нижнему валку при задаче в валки. Изгиб на валок меньшего (а) и большего (б) диаметра. Остальные обозначения на рис. 48.

4.3. ИЗГИБ ПЕРЕДНЕГО КОНЦА ТОНКОЙ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ С РАЗНЫМИ ДИАМЕТРАМИ

На промышленных станах горячей и холодной прокатки полос, как правило, применяют рабочие валки с разностью диаметров в пределах 0,1... 0,4 мм (без учета выпуклости или вогнутости бочки). Наблюдения показывают, что такое различие диаметров валков оказывает существенное влияние на изгиб полос из высокопрочных сталей в чистовых клетях непрерывного широкополосного стана. Причем характер изгиба и величина кривизны в определенной степени зависят от толщины прокатываемой полосы.

Опыты выполнены в клетях с диаметрами валков $D = 90,1...99,65$ мм, с шероховатостями поверхностей $R_a = 0,75...0,85$ мкм. Число оборотов валков 60 в мин. Прокатывали полосы из алюминия с толщиной $H = 0,62...2,1$ мм, шириной $B = 20$ мм и обжатием $\varepsilon = 3...50\%$. С целью стабилизации условий захвата передние торцы полос обработаны для получения прямых кромок, а валки во время холостого хода тормозили специальным устройством, что исключало свободные зазоры в главной линии стана. Полосы задавали на один и тот же участок поверхности валков, с углом $\theta = 0$ и $5,7^\circ$ (наклон к большему верхнему валку). Прокатку полос выполняли с небольшим слоем смазки на их поверхностях, оставшимися после протирки полос бумагой.

Экспериментальные данные представлены на рис. 50-53. Характер изменения кривизны полосы и ее величина обусловлены толщиной полосы, углом наклона полосы к валку. Так, при прокатке полос в валках с $\delta_r = 0,1\%$ с $H = 0,9$ мм ($H/D = 0,009$) и обжатиями $\varepsilon < 15\%$ изгиб переднего конца полосы происходит на валок меньшего диаметра (рис. 50, кривая 1). При обжатиях $\varepsilon = 5...7\%$ кривизна полосы достигает величин $\rho = 4 \cdot 10^{-3} \text{ мм}^{-1}$. Прокатка с обжатиями $\varepsilon > 15\%$ вызывает изгиб полосы на валок большего диаметра.

Влияние небольшой несимметрии диаметров верхнего и нижнего валков ($\delta_R = 0,1\%$) в связи с изменением величины обжатия обусловлено воздействием двух факторов: разницы диамет-

ров валков (окружных скоростей) и величин опережений на верхней и нижней поверхностях концов полос в зависимости от обжатия. Разница окружных скоростей постоянна и не зависит от величины обжатия. Большая скорость валка с большим диаметром придает большую скорость и вытяжку прилегающим слоям полосы и способствует изгибу полосы на валок с меньшей скоростью (меньшим диаметром). При прокатке с $\epsilon > 15\%$ разница в величинах опережений со стороны валков с меньшим и большим диаметрами (большее опережение на меньшем валке) оказывается больше разницы окружных скоростей валков, и полоса изгибается на валок большего диаметра (рис. 50, кривая 1).

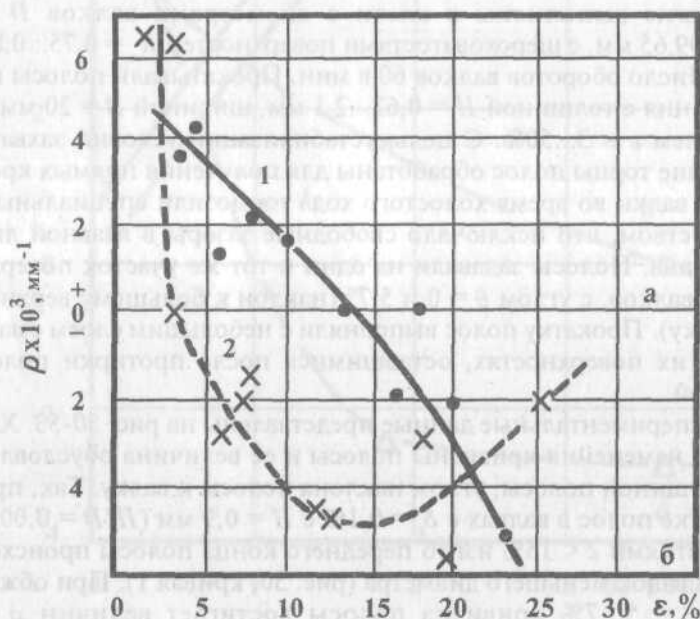


Рис. 50. Кривизна переднего конца полосы из упрочненного алюминия при прокатке в валках с $D_R = 99,65$ мм (верх) и $D_r = 99,55$ мм (низ). Условия прокатки: 1 - прямая задача полосы в валки при $\theta = 0$; 2 - задача полосы с углом $\theta = 5,7^\circ$ к верхнему валку). Размеры полосы: $H \approx 0,9$ мм, $B \approx 20$ мм.

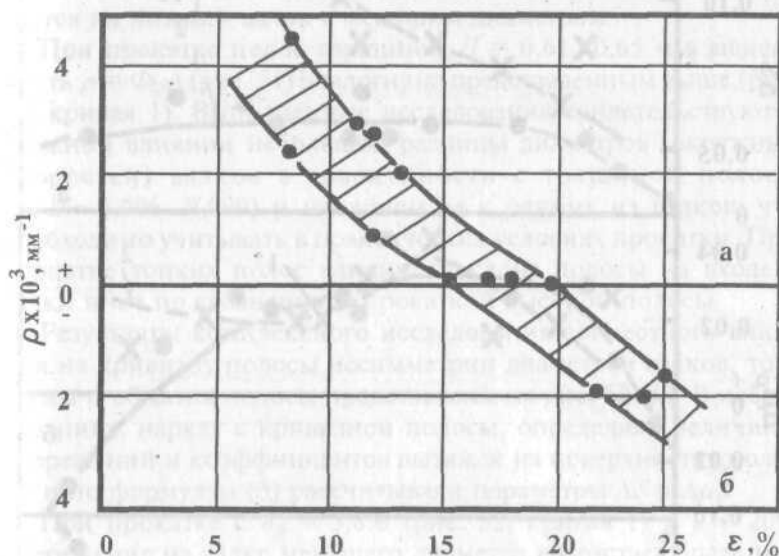


Рис. 51. Влияние обжатия на кривизну переднего конца полосы при прокатке в валках с $D_R = 99,65$ мм (верх), $D_r = 99,55$ мм (низ). Толщина полос $H = 0,61 \dots 0,65$ мм, прямая задача полосы в валки: изгиб на валок меньшего диаметра (а), большего диаметра (б).

Наклон полосы к верхнему валку на угол $\theta = 5,7^\circ$ существенно изменяет характер влияния обжатия на изгиб переднего конца на выходе из очага деформации. Как следует из рис. 50 (кривая 2), критическое обжатие уменьшилось до $\varepsilon_{кр} = 4\%$, а при больших обжатиях изгиб полосы происходит на верхний валок, т.е. на тот валок, к которому отклонена тонкая полоса (см. рис. 37,а). Основной причиной такого поведения переднего конца является начальная разница углов захвата в момент касания валков кромками торца полосы. Причем со стороны нижнего валка угол захвата оказывается больше, и это обуславливает большие длину дуги контакта и величину опережения. Только при небольших обжатиях ($\varepsilon < 4\%$), когда разница

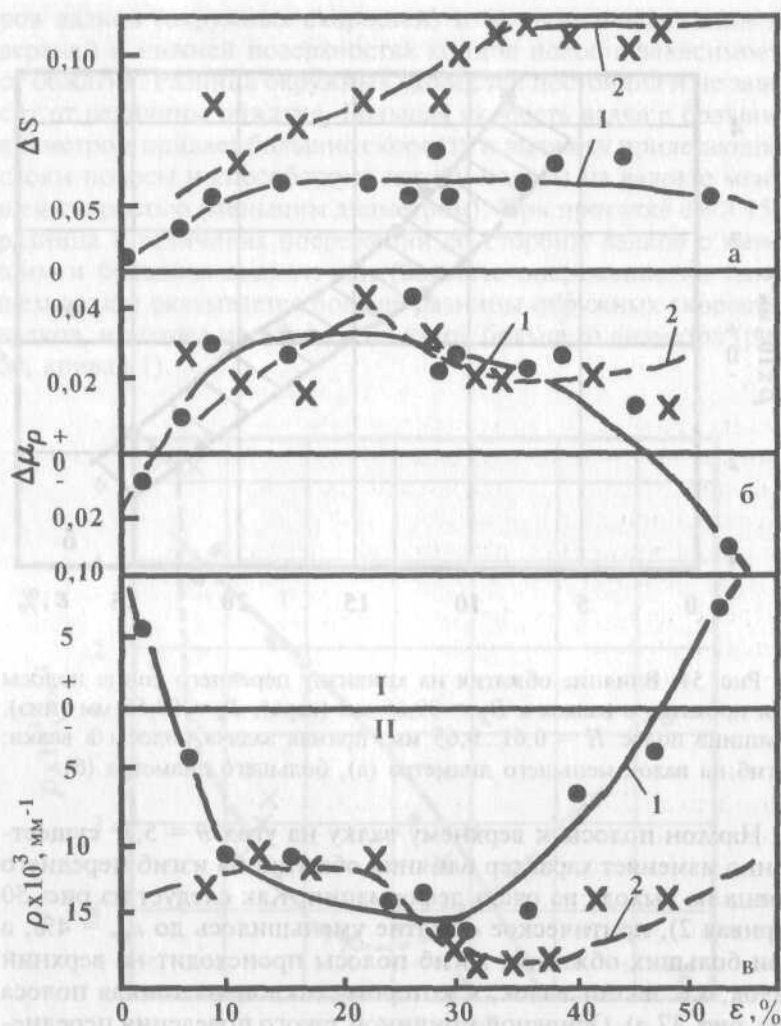


Рис. 52. Изменение параметров ΔS , $\Delta\mu_p$ и ρ в зависимости от относительного обжатия при валках разного диаметра: 1 - 93,9/99,65 мм; 2 - 90,10/99,65 мм. Полосы из алюминия с $H \approx 2,0$ мм, число оборотов валков 60 в мин., смазка - эмульсол Т. Шероховатость валков и полосы $R_a \approx 0,85$ мкм: I и II - изгиб полосы соответственно на меньший и больший валок.

в длинах дуг контакта невелика, фактор разницы окружных скоростей валков играет превалирующее влияние, и полоса изгибается на нижний валок с меньшим диаметром.

При прокатке полос толщиной $H = 0,61 \dots 0,65$ мм зависимость $\rho = \Phi(\varepsilon)$ (рис. 51) аналогична представленным выше (рис. 50, кривая 1). Выполненные исследования свидетельствуют о сложном влиянии небольшой разницы диаметров (окружных скоростей) валков в совокупности с толщиной полосы ($H/D \approx 0,006 \dots 0,009$) и наклоном ее к одному из валков, что необходимо учитывать в практических условиях прокатки. При прокатке тонких полос влияние наклона полосы на входе в валки иное по сравнению с прокаткой высокой полосы.

Результаты комплексного исследования совместного влияния на кривизну полосы несимметрии диаметров валков, толщины и обжатия полосы представлены на рис. 52, 53. В исследованиях, наряду с кривизной полосы, определяли величины опережений и коэффициентов вытяжек на поверхностях полосы и по формулам (3) рассчитывали параметры ΔS и $\Delta \mu_p$.

При прокатке с $\delta_R = 5,8\%$ (рис. 52, кривая 1) и $\varepsilon < 20\%$ опережение на валке меньшего диаметра возрастает более интенсивно, чем на валке большего диаметра, и поэтому разница ΔS в величинах S_i также увеличивается. При $\varepsilon > 20\%$ наблюдается некоторая стабилизация значений ΔS . Несимметрия продольных вытяжек поверхностных слоев полосы (параметр $\Delta \mu_p$) изменяется от $-\Delta \mu_p$ ($\Delta \mu_R > \Delta \mu_r$) до $+\Delta \mu_p$ ($\Delta \mu_R < \Delta \mu_r$). В области обжатий до $\varepsilon \leq 20\%$ вначале происходит увеличение несимметрии деформации полосы, а при $\varepsilon > 20\%$ - уменьшение несимметрии деформации. Очевидно, что характер изменения $\Delta \mu = \Phi(\varepsilon)$ есть результат простого растяжения и сжатия соответствующих слоев полосы под действием несимметрии диаметров валков. Например, при $\varepsilon < 3\%$ разница диаметров (окружных скоростей) валков равна $\delta_R = 0,058$, и эта величина существенно больше, нежели разница опережений ($\Delta S < 0,04$). По этой причине передний конец полосы изгибается на валок меньшего диаметра (рис. 52, в, кривая 1).

При $\varepsilon = 3 \dots 47\%$ и $\Delta S > 0$ полоса изгибается на валок большего диаметра, и это позволяет считать влияние параметра ΔS превалирующим в определении направления изгиба переднего

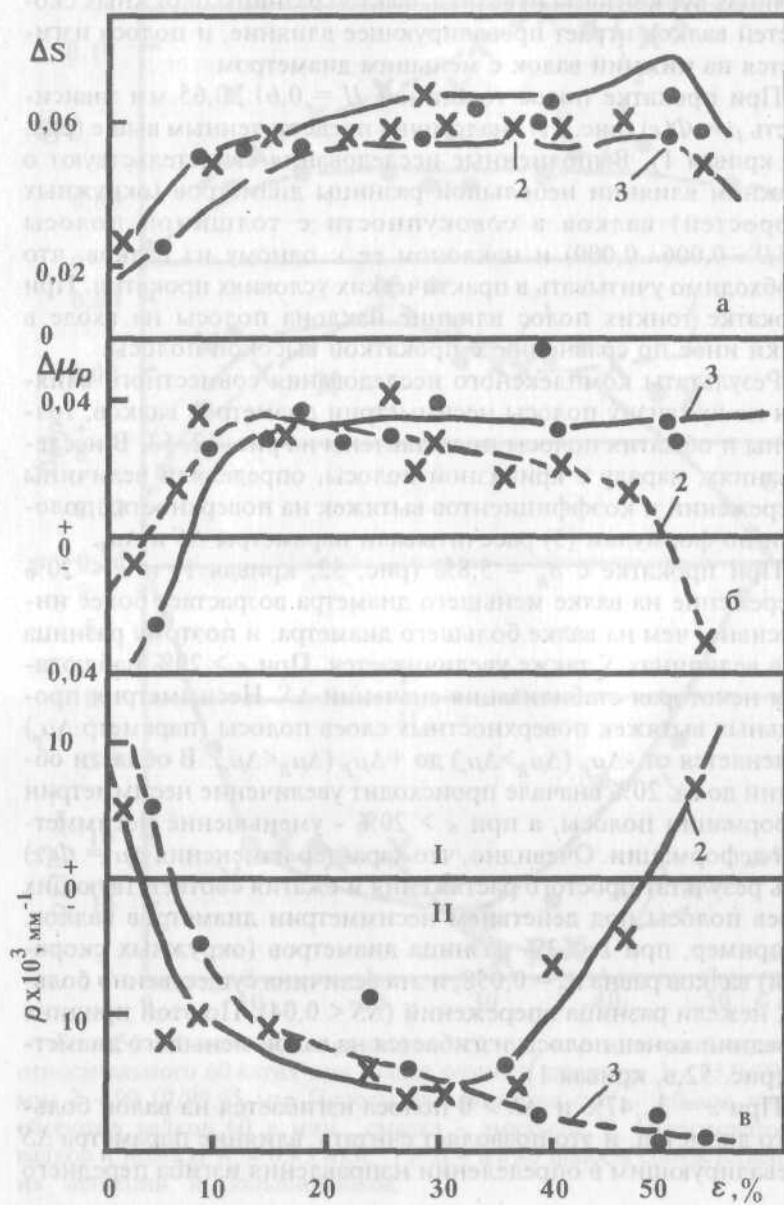


Рис. 53. Изменение параметров ΔS (а), $\Delta \mu_p$ (б) и ρ (в) в зависимости от обжатия при $\delta_R = 0,058$ и различных исходных толщинах полос (цифры у кривых): I и II - изгиб полосы соответственно на меньший и больший валок.

конца полосы. При прокатке с $\epsilon > 47\%$ параметр $\Delta S < \delta_R$ и полоса под действием разницы окружных скоростей валков изгибается на валок меньшего диаметра. При $\epsilon = 3\%$ и $\epsilon = 47\%$ и $\Delta S \neq 0$ кривизна полосы $\rho = 0$. Как отмечали ранее (§ 1.2), в этих условиях деформации неравенство опережений на поверхностях полосы компенсируется различием коэффициентов вытяжек.

В случае прокатки полос в валках с большой несимметрией диаметров ($\delta_R = 0,096$) разница опережений на поверхностях полосы составляет $\Delta S \approx 0,07...0,12$, и во всем диапазоне обжатий $\epsilon \approx 8...49\%$ полоса получает изгиб на валок большего диаметра (рис. 52, кривая 2). В этих условиях деформации преобладающее влияние на направление изгиба оказывает различие величин опережений на поверхностях полосы.

На рис. 53 представлены данные по влиянию обжатия и толщины полосы на параметры несимметрии при $\delta_R = 0,058$. Увеличение относительного обжатия способствует повышению значений ΔS , но сама толщина полосы ($H = 2$ и 3 мм) не оказывает заметного влияния на указанный параметр. Однако толщина существенно влияет на параметр $\Delta \mu_p$ и, следовательно, кривизну ρ . Изгиб полос толщиной $H \approx 2,0$ мм (кривая 2) рассмотрен выше. Полосы толщиной $H \approx 3$ мм при обжатиях $\epsilon > 10\%$ прокатываются с устойчивой разницей $\Delta \mu_p > 0$ и изгибом на валок большего диаметра, что обусловлено повышением неравномерности высотной деформации и уменьшением влияния одного вала на другой.

Таким образом, исследования показывают, что при прокатке со скоростной несимметрией (разницей диаметров валков) и обжатиями $\epsilon \approx 10...45\%$ передний конец полосы изгибается на валок большего диаметра, что необходимо учитывать при комплектовании рабочих валков при установке их в клеть.

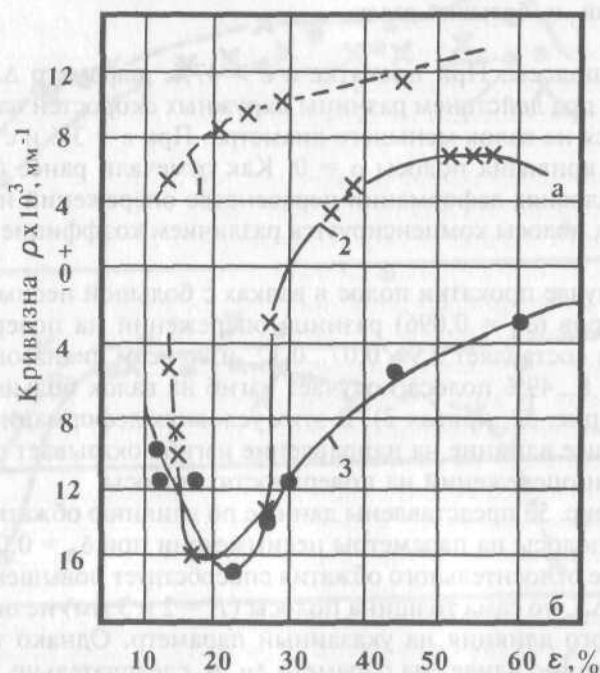


Рис. 54. Изгиб переднего конца полосы при прокатке в разношероховатых валках при толщине полосы H , мм: 1 - 0,8; 2 - 1,3; 3 - 3,0. Остальные обозначения на рис. 29 (а и б - изгиб полосы на шлифованный и насеченный валок).

4.4. ВЛИЯНИЕ НЕСИММЕТРИИ ШЕРОХОВАТОСТЕЙ ПОВЕРХНОСТЕЙ ВАЛКОВ НА ИЗГИБ ПОЛОСЫ

При прокатке тонких полос характер изгиба переднего конца, так же как и при прокатке толстых полос, обусловлен одновременным влиянием нескольких факторов несимметрии: раз-

ницей обжатий, скоростей валков и коэффициентов трения. Направление изгиба обусловлено превалирующим влиянием того или иного фактора для данных условий деформации.

Интересны особенности изгиба полос разной толщины при прокатке в разношероховатых валках. Ранее установлено, что толщина полосы оказывает существенное влияние на величины опережений со стороны шероховатого и гладкого валков (рис. 29).

Например, в условиях прокатки тонких полос ($H = 0,8$ мм), когда влияние трения на процесс значительно, опережение на шероховатом валке несколько больше, чем на гладком, во всем диапазоне относительных обжатий (рис. 29). При свободном выходе из валков передний конец полос изгибается на гладкий валок (рис. 54, кривая 1). Увеличение толщины полосы вызывает изменение закономерностей течения металла в очаге деформации. В этих условиях при меньших обжатиях большие значения опережений оказываются на гладком валке, а при больших обжатиях - на шероховатом. При прокатке полос с $H = 1,3$ мм критическое обжатие, при котором кривые опережений пересекаются, составляет $\epsilon_{кр} \approx 32\%$. В соответствии с этой закономерностью изменения опережений свободно выходящий передний конец вначале изгибается на шероховатый валок (рис. 54, кривая 2), а затем на гладкий (при $\epsilon \approx 30\%$). При прокатке более толстых полос критическое обжатие сдвигается в область больших обжатий. Так, для $H = 3$ мм, $\epsilon_{кр} > 60\%$ и передний конец полосы изгибается только на шероховатый валок (рис. 54, кривая 3).

Закономерности изменения опережения полосы обусловлены совместным влиянием различия контактного трения и распределения обжатий на валках. В результате влияния этих факторов несимметрии в очаге деформации возникают также дополнительные продольные растягивающие напряжения [см. уравнения (49) и (49,а)]. На наш взгляд, при прокатке тонких полос ($H = 0,8$ мм) превалирующее влияние оказывает различие коэффициентов трения и опережений ($S_1 > S_2$) и полоса изгибается на гладкий валок. При прокатке толстых полос ($H = 3,0$ мм) изгиб полосы на шероховатый валок обусловлен

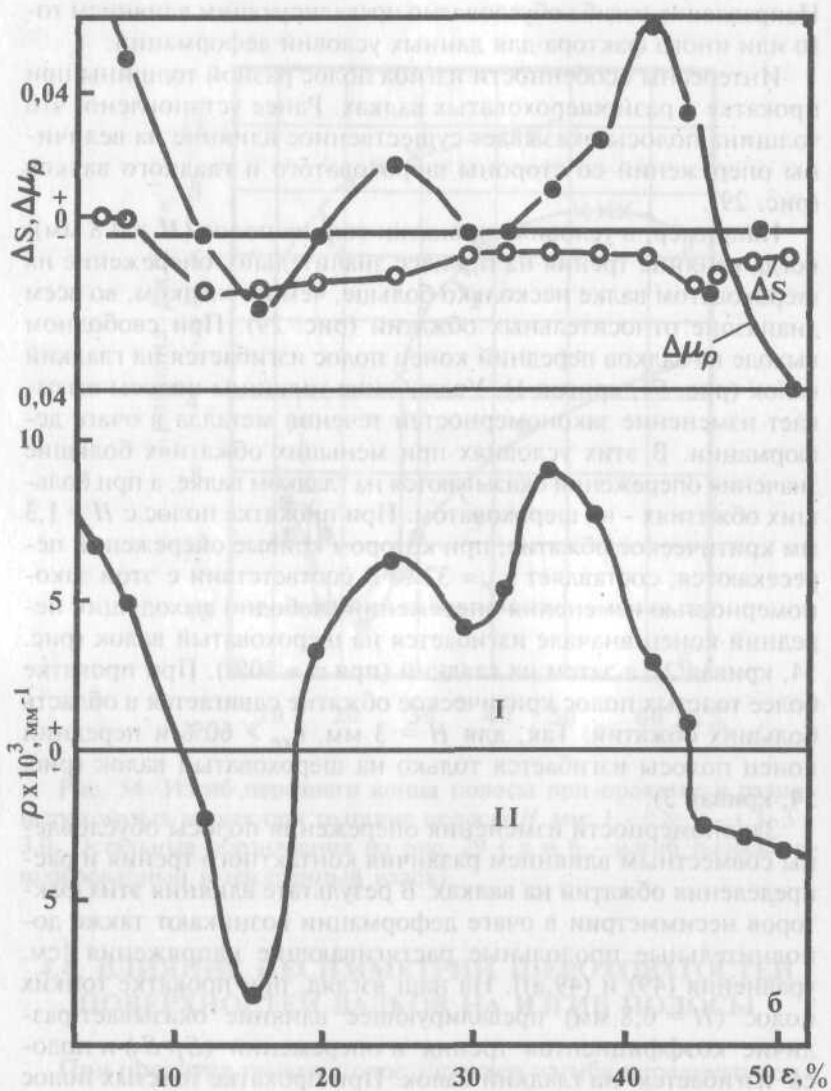


Рис. 55. Изменение параметров ΔS и $\Delta \mu_p$ (а) и кривизны полосы (б) при прокатке в разношероховатых валках ($R_{a1} = 1,55$ и $R_{a2} = 0,85$ мкм): $D = 99,55$ мм; $H \approx 2,0$ мм; $B \approx 21$ мм. Смазка из эмульсола Т; I и II - изгиб полосы соответственно на гладкий и шероховатый валок.

увеличением обжатия и опережения со стороны гладкого валка.

Ранее (рис. 27) приведены данные о влиянии различия шероховатостей поверхностей валков ($R_{a1} = 3,7$ мкм и $R_{a2} = 0,85$ мкм) на изгиб переднего конца полосы. Установлено, что при $\varepsilon > 10\%$ $\Delta S < 0$ ($S_2 > S_1$) [выражение (63)] и передний конец полосы изгибается на шероховатый валок. При прокатке с меньшей разницей шероховатостей валков (рис. 55) параметр $\Delta S < 0$ ($S_2 > S_1$), а параметр $\Delta \mu_p$ в области обжатия $\varepsilon \approx 18...45\%$ больше нуля ($\mu_1 > \mu_2$). В этих условиях деформации передний конец полосы изгибается на гладкий валок.

Таким образом, при прокатке в валках с разношероховатыми поверхностями при $\Delta R_a < 2$ мкм и $\varepsilon = 18...42\%$ направление изгиба переднего конца полосы обусловлено разницей шероховатостей валков. Соответствие между изменением параметров ΔS и ρ существует лишь для $\Delta R_a > 2$ мкм ($\Delta R_a = R_{a1} - R_{a2}$). Это позволяет утверждать, что в практических условиях прокатки в процессе износа шероховатости насеченного валка направление изгиба полосы будет изменяться [32].

5. НЕСИММЕТРИЧНАЯ ГОРЯЧАЯ И ХОЛОДНАЯ ПРОКАТКА ПОЛОС НА ПРОМЫШЛЕННЫХ СТАНАХ

Теоретические и экспериментальные исследования позволяют разработать технологические процессы прокатки с использованием несимметричных условий деформаций металла в валках. Как показали результаты промышленного применения, несимметричные процессы прокатки без дополнительного инвестирования в промышленность обеспечивают повышение технико-экономических показателей работы широкополосовых прокатных станов [43, 47 - 58 и др.].

5.1. РЕВЕРСИВНЫЙ СТАН 1200 ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

На этом стане прокатывают полосы толщиной $h = 0,6$ мм (подкат для жести) в шлифованных валках и полосы с $h = 0,5$ мм (автолист) в валках с разношероховатыми поверхностями. Верхний рабочий валок с насеченной поверхностью ($R_a \approx 5,5 \dots 6,5$ мкм) и нижний со шлифованной поверхностью ($R_a \approx 0,9 \dots 1,6$ мкм). Применение рабочих валков с разношероховатыми поверхностями взамен обоих валков с насеченными поверхностями обусловлено необходимостью снижения нагрузки на главный привод стана [22]. В процессе опытной эксплуатации разношероховатых валков исследовали износ шероховатостей и нагрузку на главный привод стана. Полосы прокатывали с эмульсией концентрации 3-4% из эмульсола Э-2 (Б).

Из рис. 56 следует, что при использовании двух насеченных валков шероховатость нижнего валка (кривая 1) меньше, чем верхнего (кривая 2). Это различие шероховатостей наблюдается уже после прокатки первого рулона массой $\sim 11,0$ т, и причиной этого является наклон полосы во время прокатки к нижнему валку. При установке в клеть разношероховатых валков разница шероховатостей верхней (кривая 4) и нижней (кривая 3) поверхностей после прокатки $\sim 11,0$ т металла составляет $R_{an} \approx 1,5$ мкм. После прокатки 130 т готовых полос разница между

шероховатыми поверхностями полос (валков) уменьшается до $R_{an} \approx 1,1$ мкм при шероховатости нижней поверхности полосы $R_{an} \approx 0,3$ мкм. Такая небольшая шероховатость поверхностей полос делает необходимым прокатывать их в последнем четвертом рабочем проходе с небольшим передним натяжением моталки. Это предотвращает слипание витков при рекристаллизационном отжиге и появление дефекта "излом" при дрессировке.

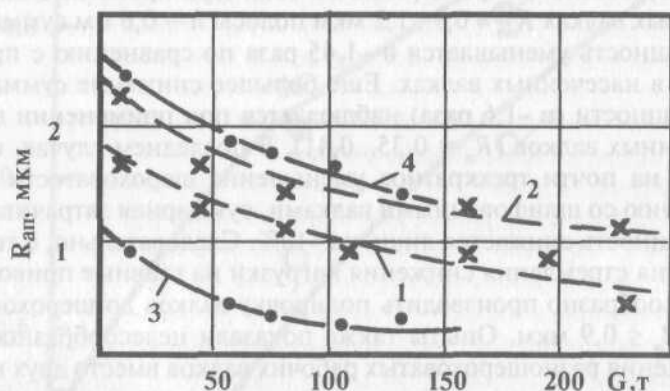


Рис. 56. Изменение микропрофиля полосы в зависимости от объема проката на валках с поверхностями: насыщенными (1, 2); шлифованной (3) и насыщенной (4).

Приведенные ниже данные по изменению мощности прокатки, тока двигателей и удельного расхода электроэнергии получены путем прокатки в каждом случае разделенных плавков, т.е. половину плавки прокатывали в насыщенных валках с одинаковой шероховатостью, а другую в разношероховатых валках. Нагрузку на главный двигатель регистрировали по приборам, установленным на стане, и в ряде опытов записывали на осциллограф Н-700. С целью получения достоверных результатов статистической обработке подвергали те эксперименталь-

ные данные, в которых размах распределения измеренных параметров (ток и напряжение в обмотках главного двигателя, величины вытяжек по проходам, число оборотов и др.) для данной плавки металла не превышал $\pm 5\%$ от средней величины. При этом в анализируемую область попадало 80...85% от общего числа измерений.

Исследования показали, что наибольшая мощность на прокатку полос толщиной $h = 0,5$ мм затрачивается при использовании насеченных валков. Применение разношероховатых валков позволяет снизить в каждом проходе суммарную (накопительную) мощность прокатки на 10-12%. При прокатке в шлифованных валках $R_{an} \approx 0,9...1,2$ мкм полосы $h = 0,6$ мм суммарная мощность уменьшается в $\sim 1,45$ раза по сравнению с прокаткой в насеченных валках. Еще большее снижение суммарной мощности (в $\sim 1,6$ раза) наблюдается при применении полированных валков ($R_a = 0,35...0,41$). В последнем случае, несмотря на почти трехкратное уменьшение шероховатости по сравнению со шлифованными валками, суммарная затрачиваемая мощность снижается лишь на $\sim 10\%$. Следовательно, с точки зрения стремления снижения нагрузки на главные приводы нецелесообразно производить полировку валков до шероховатости $R_a \leq 0,9$ мкм. Опыты также показали целесообразность применения разношероховатых рабочих валков вместо двух насеченных валков.

При прокатке в разношероховатых валках крутящие моменты неравномерно распределены на верхнем и нижнем валках (рис. 36, 37). В этих условиях прокатки в разношероховатых валках одинакового диаметра ($\delta_R = 0$) (рис. 57, кривая 1) отношение моментов составляет $M_2/M = 0,34$ ($M_1/M = 0,66$), по мере увеличения несимметрии диаметров валков за счет увеличения диаметра шлифованного вала отношение M_1/M возрастает и при $\delta_R = 1,8\%$ переходит рубеж, когда $M_1/M = 0,5$. То есть крутящие моменты на шлифованном валке большего диаметра и насеченном меньшего диаметра оказались равными между собой. Это дает основание утверждать [42, 49], что в практических условиях прокатки имеется возможность компенсировать влияние какого-либо несимметричного процесса другим несимметричным процессом противоположного действия.

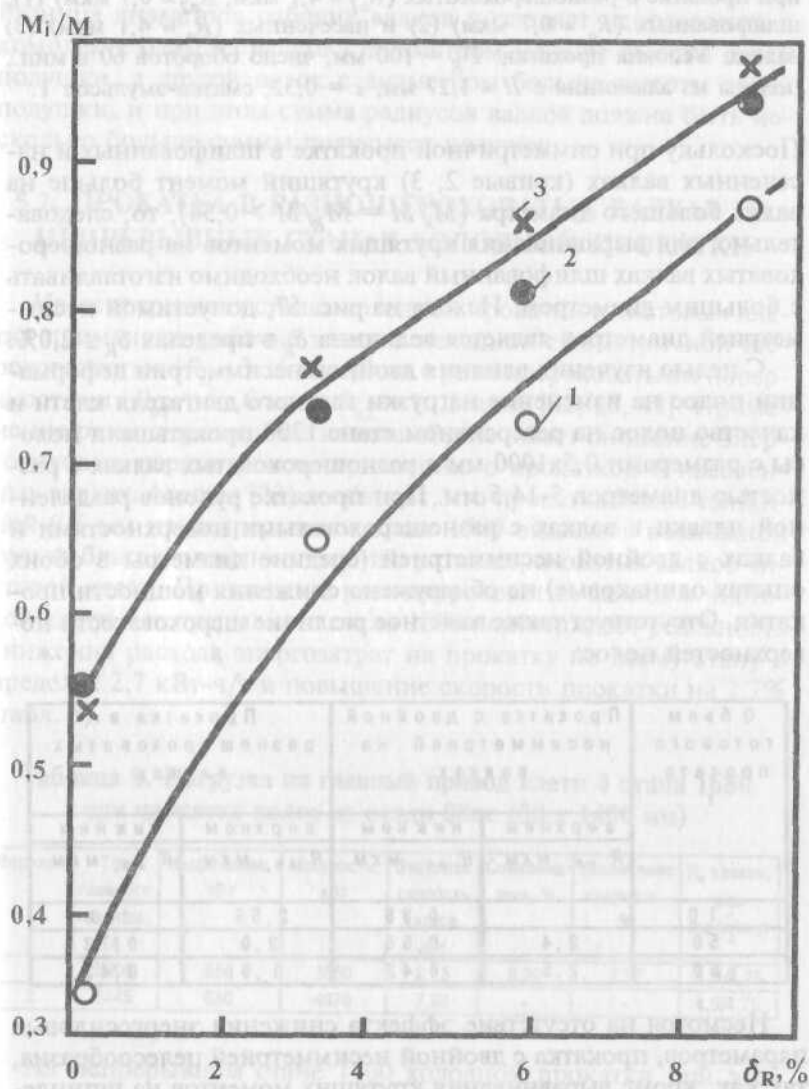


Рис. 57. Влияние разности диаметров валков на отношение M_1/M_2 при прокатке в разношероховатых ($R_{a1} \approx 4,1$ мкм, $R_{a2} \approx 0,7$ мкм) (1), шлифованных ($R_a \approx 0,7$ мкм) (2) и насеченных ($R_a \approx 4,1$ мкм) (3) валках. Условия прокатки: $D_R = 100$ мм, число оборотов 60 в мин., полосы из алюминия с $H \approx 1,27$ мм, $\varepsilon = 0,32$, смазка-эмульсол Т.

Поскольку при симметричной прокатке в шлифованных и насеченных валках (кривые 2, 3) крутящий момент больше на валке большего диаметра ($M_1/M_2 = M_R/M > 0,54$), то, следовательно, для выравнивания крутящих моментов на разношероховатых валках шлифованный валок необходимо изготавливать с большим диаметром. Исходя из рис. 57, допустимой несимметрией диаметров является величина δ_R в пределах $\delta_R \leq 2,0\%$.

С целью изучения влияния двойной несимметрии деформации полос на изменение нагрузки главного двигателя клетки и качество полос на реверсивном стане 1200 прокатывали полосы с размерами 0,5x1000 мм в разношероховатых валках с разностью диаметров 5-14,5 мм. При прокатке рулонов разделенной плавки в валках с разношероховатыми поверхностями и валках с двойной несимметрией (средние диаметры в обоих опытах одинаковые) не обнаружено снижения мощности прокатки. Отсутствует также заметное различие шероховатости поверхностей полос:

Объем готового проката, т	Прокатка с двойной несимметрией на валках		Прокатка в разношероховатых валках	
	верхнем	нижнем	верхнем	нижнем
	R_{a1} , мкм	R_{a2} , мкм	R_{a1} , мкм	R_{a2} , мкм
-10		0,88	2,55	1,0
-50	2,4	0,56	2,0	0,73
-80	2,5	0,43	1,9	0,42

Несмотря на отсутствие эффекта снижения энергосиловых параметров, прокатка с двойной несимметрией целесообразна, так как, кроме выравнивания крутящих моментов на шпинделях валков, существенно упрощает подбор комплекта рабочих валков, и как показал длительный период использования та-

кой технологии достигается экономия в расходовании валков. Разница диаметров рабочих валков позволяет использовать в комплекте один из валков с диаметром меньше высоты своей подушки, а другой валок с диаметром больше высоты своей подушки, и при этом сумма радиусов валков должна быть несколько больше суммы полувысот подушек.

5.2. ПРОКАТКА В РАЗНОШЕРОХОВАТЫХ ВАЛКАХ НА НЕПРЕРЫВНЫХ СТАНАХ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

На непрерывных станах холодной прокатки в чистовых клетях применяют рабочие валки с исходной симметричной шероховатостью ($R_a \approx 3...6$ мкм) или с разношерховатыми поверхностями ($R_{a1} = 5...6$ мкм, $R_{a2} = 1...2$ мкм) [22, 23, 43]. Применение разношерховатых валков обеспечивает снижение энергосиловых параметров по сравнению с прокаткой в насеченных валках. Авторы [23] сообщают, что прокатка полос толщиной 0,5 мм на непрерывном стане 1700 оказалась возможной только благодаря использованию разношерховатых валков чистовой клетки. Применение разношерховатых валков в чистовой клетке 4 непрерывного стана 1680 подтверждает реальность снижения расхода энергозатрат на прокатку по всему стану в пределах 2,7 кВт-ч/т и повышение скорости прокатки на 2,7% (табл. 8).

Таблица 8. Нагрузка на главный привод клетки 4 стана 1680 при прокатке полос из стали 08пс (08 x 1400 мм)

Вариант	Ток главного привода, А	Напряжение, кВт	Мощность, кВт	Окружная скорость валков, м/с	Снижение тока, %	Увеличение скорости, %	R_a валков, мкм (верх/низ)
1	5906	650	3850	8,15	8,30	2,77	1,3/4,75
2	6445	630	4070	7,93	-	-	4,5/4,75

На непрерывном стане 1700 холодной прокатки при эксплуатации разношерховатых валков снижаются нагрузки на главные приводы. В первом варианте промышленных испытаний использовали в клетке 4 рабочие валки с шероховатостью

$R_a = 3,3$ мкм и $R_a = 1...1,2$ мкм, а во втором варианте в клетях 1 и 4 с $R_a = 3,3$ мкм и $R_a = 2,1...2,4$ мкм.

Результаты исследований первой серии полос показали, что вследствие уменьшения суммарной высоты шероховатости поверхностей рабочих валков и, следовательно, коэффициента внешнего трения, ток главного привода клетки 4 при прокатке полос $0,5 \times 1000$ мм из стали 08кп снижается в начальный период работы валков на 12-15%, а после прокатки 400-450 т на 6-7% по сравнению с нагрузкой на двигатель в случае использования валков с суммарной шероховатостью $\Sigma R_a = 5,4...5,7$ мкм. При использовании разношероховатых валков в двух клетях (клетки 1 и 4) удельный расход электроэнергии при прокатке полос различного профилиразмера уменьшился на 4,4% по сравнению с прокаткой в валках с суммарной исходной шероховатостью $\Sigma R_a = 6,6$ мкм (с симметричной шероховатостью).

Применение валков с разношероховатыми поверхностями обеспечивает не только снижение нагрузки на главные двигатели, но и позволяет также прокатывать полосы с меньшими усилиями натяжения на участке между третьей и четвертой клетями (T_{3-4}), что уменьшает вероятность обрыва швов. Длительные промышленные испытания разношероховатых валков в клетях 1 и 4 непрерывного стана 1700 свидетельствует об уменьшении расхода электроэнергии по стану на 2,5% (табл. 9).

Таблица 9. Расход электроэнергии на непрерывном стане 1700 холодной прокатки

Серия	Состояние поверхностей валков	Объем проката, тонн	Суммарный расход эл. энергии, кВт·ч	Уд. расход эл. энергии, кВт·ч/т	R_a валков, мкм
1	Насеченные	117068	5298900	45,2	3,2...3,6
2	Разношероховатые	119890	5324700	44,3	1,0...1,2*) ----- 3,2...3,6

*) для верхнего шлифованного валка (числитель) и нижнего насеченного валка (знаменатель)

Прокатка в валках с разношероховатыми поверхностями оказывает воздействие на механические свойства поверхностных слоев полосы. Так, исследуя степень текстурованности полос, прокатанных в валках с одинаковой и различной шероховатостью, В.И. Мелешко и др. [47] отмечают, что изменение условий трения на одном из валков, например за счет увеличения шероховатости, ведет к резкому изменению текстуры в слоях полосы по сравнению с прокаткой в обоих гладких валках.

Условия трения на контактных поверхностях валков оказывают существенное влияние не только на микроструктуру приповерхностных слоев, но и на их микротвердость. Исследования показывают, что со стороны насеченного валка металл имеет беспорядочную и рыхлую микроструктуру. По-видимому, по этой причине микротвердость более шероховатой поверхности полосы ($R_{an} \approx 1,85$ мкм) существенно ниже, чем гладкой поверхности ($R_{an} \approx 0,31$ мкм). Из табл. 10 следует, что разница в величинах микротвердости металла на расстоянии 0,038–0,051 мм от поверхности полосы составляет 1,2–1,8 раз. На расстоянии 0,076–0,095 мм микротвердость металла практически одинаковая с обеих поверхностей полос.

Таблица 10. Изменение микротвердости в поверхностном слое полосы толщиной $H = 2,68$ мм из стали 08пс

Со стороны шлифованного валка		Со стороны насеченного валка	
Расстояние от поверхности, мм	Микротвердость, МПа	Расстояние от поверхности, мм	Микротвердость, МПа
0,038	1860	0,038	1015
0,051	1860	0,050	1315
0,052	1720	0,053	1365
0,057	1722	0,062	1707
0,059	1794	0,072	1700
0,076	1722	0,095	1722

Прокатка полосовой стали в разношероховатых валках позволяет получать готовую продукцию с более чистой поверхностью. Так, загрязненность поверхностей полос после отжига, определенная весовым методом, оказалась равной (в среднем):

серийные рулоны - 179 мг/м²; опытные - 149 мг/м². Несмотря на исходное различие высота шероховатости обеих поверхностей полосы после дрессировки почти одинаковая. Так, со стороны:

	насеченного валька:	шлифованного валька:
до дрессировки	2,46 мкм	0,75 мкм
после дрессировки	1,14 мкм	1,24 мкм.

Отсутствие различия в высоте шероховатости поверхностей полос обусловлено, очевидно, тем, что формирование микронеровностей поверхностей происходит при одной и той же силе дрессировки.

5.3. ВЛИЯНИЕ ИСХОДНОЙ ШЕРОХОВАТОСТИ НА ИЗНОС ПОВЕРХНОСТЕЙ ВАЛКОВ

Исследованиями [8, 13, 27] показано, что коэффициент трения при прокатке определяется не только высотой шероховатости валков, но и шероховатостью поверхности полосы, входящей в валки. Это влияние связано с условиями поступления технологической смазки в очаг деформации и продавливания слоя смазки шероховатостями различной высоты. Последнее оказывает заметное влияние на величину шероховатости полосы после выхода ее из чистовой клетки, а следовательно, из условия сваривания витков рулонов в процессе рекристаллизационного отжига в одностопных печах [47, 57, 59]. По данным работы [47], оптимальной шероховатостью поверхности полосы после чистовой клетки непрерывного стана холодной прокатки является шероховатость, равная ~1,5 мкм R_a при высокой плотности микровыступов (45-50 на 1 см длины поверхности). Большая высота шероховатости увеличивает загрязненность поверхности полосы остатками технологической смазки, а меньшая высота шероховатости способствует увеличению степени сваривания витков при отжиге и дефекта "излом". Износ шероховатости валков в процессе их эксплуатации обуславливает необходимость иметь исходную шероховатость валков в пределах $R_a = 6...7,5$ мкм (меткомбинат "Запорожсталь").

Характерные данные по износу рабочих валков клетей 3, 4

непрерывного стана 1680 холодной прокатки в зависимости от различной их исходной шероховатости представлены на рис. 58, 59. Как следует из рис. 58, 59, средняя шероховатость поверхностей пары валков (верхней и нижней поверхностей полос) уменьшается с увеличением объема прокатанного металла (смазка - эмульсия с концентрацией 2-4% из эмульсола марки Т). Основное снижение высоты шероховатости как шлифованных, так и насеченных валков (рис. 58) происходит в процессе прокатки 300-400 т металла. Увеличение исходной шероховатости валков после шлифования или после насечки повышает ее износостойкость. Так, при прокатке в шлифованных валках в клети 3 увеличение средней шероховатости R_a с 1,7 мкм до 2,45 мкм обеспечивает получение большей шероховатости и после прокатки $G \approx 2500$ т металла (рис. 58,а). Аналогичное влияние увеличения исходной шероховатости наблюдается и при прокатке в насеченных валках (рис. 58,б). Однако меньшая исходная шероховатость вызывает более интенсивный износ поверхности в процессе эксплуатации валков (кривая 1) и после прокатки $G \approx 1500$ т металла различие текущих шероховатостей по кривым 2 и 1 составляет более 1 мкм R_a , несколько превышая различие исходных шероховатостей валков. Из рис. 59 следует, что при средней шероховатости рабочих валков в клети 3, равной $R_a \approx 1,6$ мкм, и в клети 4 - $R_a \approx 6,3$ мкм уже после прокатки $G \geq 500$ т металла средняя шероховатость верхней и нижней поверхностей полос в клети 4 оказывается меньше оптимальной $R_{an} \approx 1,5$ мкм [47], что отрицательно сказывается на качестве полос. Применение в клети 3 рабочих валков с разной шероховатостью (верхний - насеченный с $R_{av} \approx 4,3$ мкм, нижний - шлифованный с $R_{an} \approx 1,7$ мкм) обеспечивает существенное увеличение шероховатости полос и сохранение ее на уровне $R_a > 1,5$ мкм в процессе прокатки до $G = 1200$ т металла.

Снижение интенсивности износа шероховатости рабочих валков в клети 4 при установке в клеть 3 рабочих валков с большей шероховатостью (рис. 59, кривая 2) обусловлено снижением контактных сил трения в очаге деформации клети 4 за счет улучшения условий подачи в него технологической смазки полосой с большей шероховатостью и, следовательно, большим слоем смазки на ее поверхности.

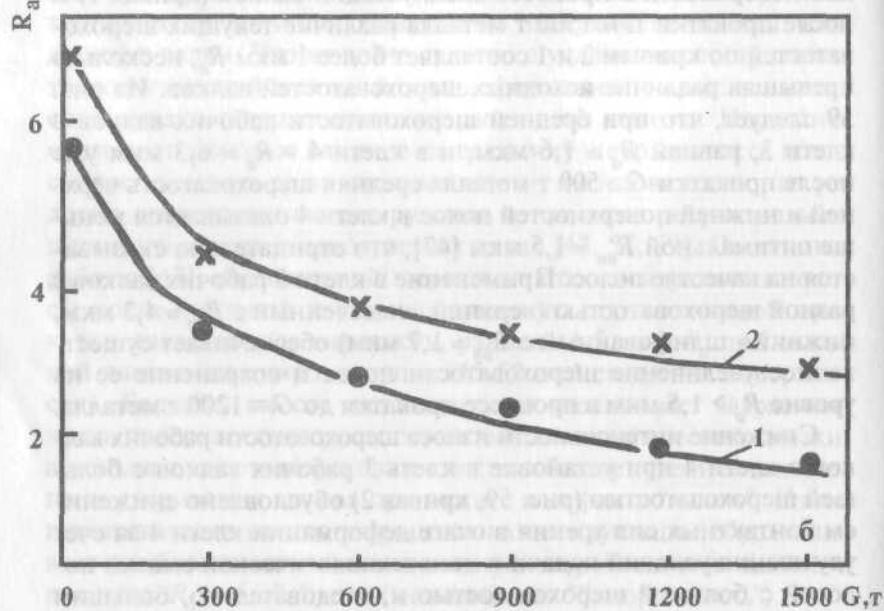
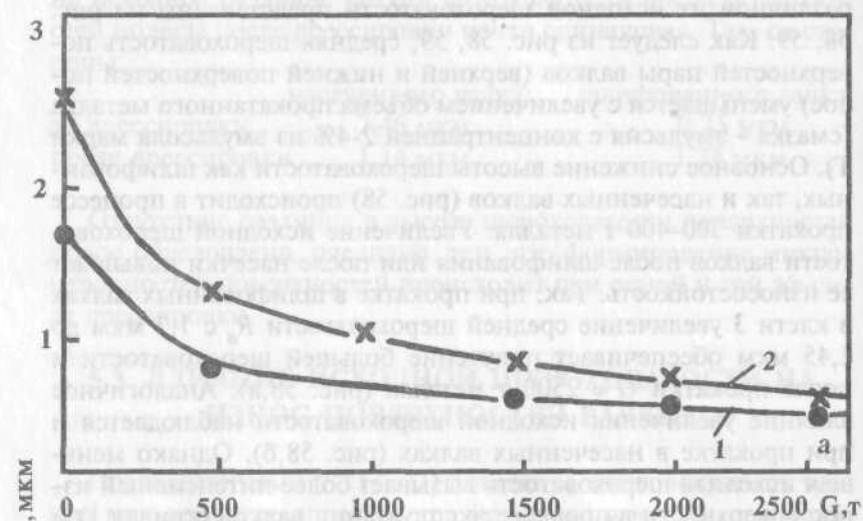


Рис. 58. Средняя шероховатость поверхностей шлифованных Т (а) (клеть 3) и насеченных (б) (клеть 4) валков при различных исходных их шероховатостях после шлифования R_a , мкм: 1 - 1,7; 2 - 2,45. Шероховатость измеряли вдоль оси валка.

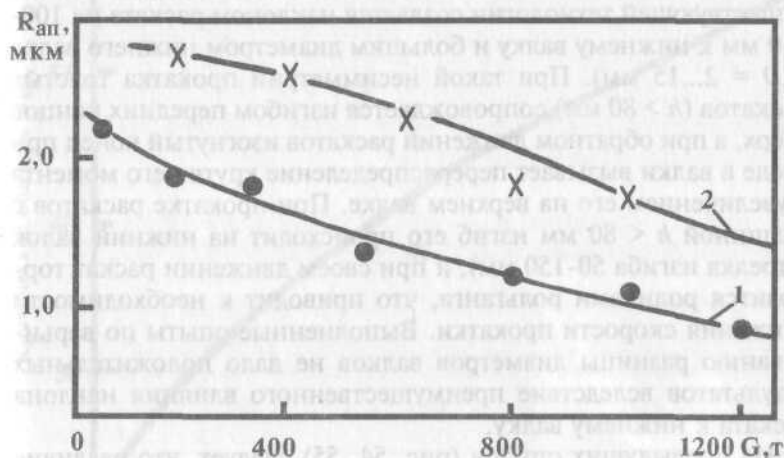


Рис. 59. Средняя шероховатость поверхностей полосы после клетки 4 при установке в клеть 3 рабочих валков с шероховатостью R_a , мкм: 1 - одинаковой ~ 1,6 мкм; 2 - разной шероховатостью с $R_{ав} = 4,3$ и $R_{ан} = 1,7$. Исходная шероховатость рабочих валков в клетке 4 равна $R_a = 6,3$ мкм.

5.4. ИЗГИБ ВЫСОКОЙ ПОЛОСЫ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ С РАЗЛИЧНОЙ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Одной из проблем прокатки листов на одноклетевых (двухклетевых) станах является устранение изгиба переднего конца полосы. Изменение по ходу прокатки от первого к последнему проходу толщины раската и обжатия при наличии той или иной несимметрии высотной деформации приводит к изгибу листа

на верхний или на нижний валки. Так, на одноклетьевом двух валковом стане с $D = 900$ мм и $L = 2500$ мм при горячей ($t = 380...500^\circ\text{C}$) прокатке листов из алюминиевых сплавов (АМг2, АМг5, Д1, Д16 и др.) толщиной 8-15 мм и более из слябов (слитков) толщиной 200-300 мм несимметрия деформации при существующей технологии создается наклоном раската на 100-150 мм к нижнему валку и большим диаметром нижнего валка ($\Delta D = 2...15$ мм). При такой несимметрии прокатка толстых раскатов ($h > 80$ мм) сопровождается изгибом передних концов вверх, а при обратном движении раскатов изогнутый конец при входе в валки вызывает перераспределение крутящего момента с увеличением его на верхнем валке. При прокатке раскатов с толщиной $h < 80$ мм изгиб его происходит на нижний валок (стрелка изгиба 50-150 мм), и при своем движении раскат тормозится роликами рольганга, что приводит к необходимости снижения скорости прокатки. Выполненные опыты по варьированию разницы диаметров валков не дало положительных результатов вследствие преимущественного влияния наклона раската к нижнему валку.

Из предыдущих опытов (рис. 54, 55) следует, что различие шероховатостей валков оказывает существенное влияние на направление изгиба полос. Обобщенные данные по изменению критического обжатия, при котором происходит изменение направления изгиба полос, представлены на рис. 60, из которого следует, что при $H/D > 0,01$ область изменения $\epsilon_{кр}$, расположенная над кривой $\epsilon_{кр} = \Phi(H/D)$ соответствует изгибу на гладкий валок, а область, расположенная ниже кривой - изгибу на шероховатый валок.

В условиях стана 2500 важно устранить изгиб тонких листов на нижний валок (последние проходы). Имея в виду, что в последних проходах отношение $H/D > 0,008$ и относительное обжатие $\epsilon \leq 30\%$, то в соответствии с данными (рис. 60) с большей шероховатостью необходимо устанавливать верхний валок. В этом случае за счет большего обжатия металла нижним валком лист будет стремиться изогнуться вверх, и произойдет выравнивание его переднего конца [33].

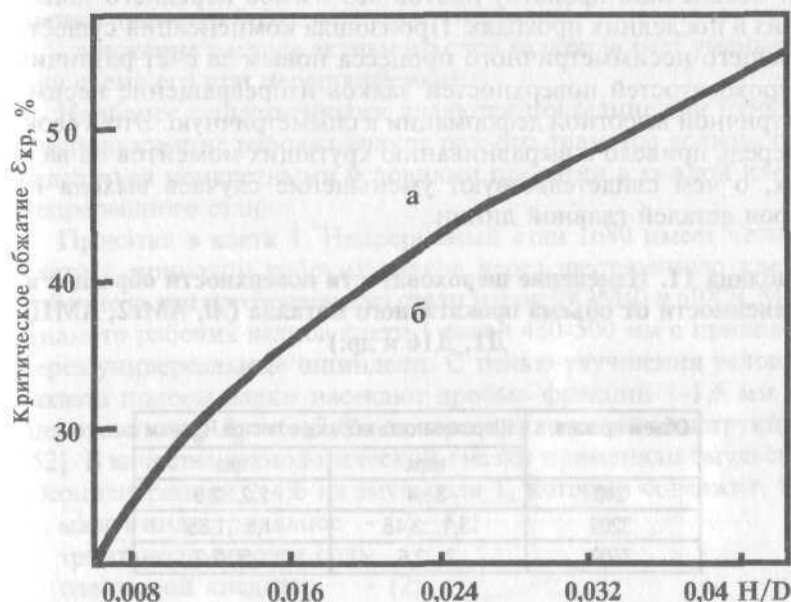


Рис. 60. Влияние параметра H/D на величину критического обжатия, при которой происходит изменение направления изгиба полосы. Диаметр валков $D = 100$ мм, $R_{a1} = 2,3...2,6$ мкм, $R_{a2} = 0,957...1,1$ мкм; смазка-эмульсол Т: изгиб полосы соответственно на валок: а - гладкий; б - шероховатый.

Опытно-промышленные эксперименты по прокатке листов выполнены в валках с диаметрами 893,9 и 899,6 мм. Различную шероховатость валков задавали шлифованием. Параметры шероховатости на исходных валках определяли по отпечаткам на медных образцах. В процессе работы валков периодически отбирали образцы листов, на которых затем измеряли шероховатость поперек направления прокатки. Из табл. 11 видно, что в течение всего периода работы валков (общий

объем проката 7502 т) шероховатость поверхности верхнего вала была в 1,4–2 раза выше, чем шероховатость нижнего вала. Использование валков с разношероховатыми поверхностями обеспечило прокатку листов без изгиба переднего конца вниз в последних проходах. Произошла компенсация существующего несимметричного процесса новым за счет различия шероховатостей поверхностей валков и превращение несимметричной высотной деформации в симметричную. Это в свою очередь привело к выравниванию крутящих моментов на валках, о чем свидетельствуют уменьшение случаев выхода из строя деталей главной линии.

Таблица 11. Изменение шероховатости поверхности образцов в зависимости от объема прокатанного металла (Al, АМг2, АМЦ, Д1, Д16 и др.)

Объем проката, т	Шероховатость образцов листов $R_{\text{ш}}$, мкм	
	верх	низ
240	3...4	2,2...2,9
3209	3,1...3,15	1,5...1,85
7502	2...2,6	1,5...2,2

Внедрение разношероховатых валков на стане 2500 обеспечило повышение производительности стана на 1% за счет устранения задержек при выходе переднего конца листов из очага деформации.

5.5. ХОЛОДНАЯ ПРОКАТКА НА НЕПРЕРЫВНОМ СТАНЕ 1680 В ВАЛКАХ РАЗНОГО ДИАМЕТРА

Применение несимметричной прокатки в валках разного диаметра преследует достижение различных целей:

- снижение энергосиловых параметров прокатки (главным образом силы прокатки) за счет создания в очаге деформации продольных растягивающих напряжений;
- создание направленного изгиба переднего конца полосы

на выходе из валков за счет различной скорости течения слоев металла на верхней и нижней поверхностях полосы;

- выравнивание крутящих моментов на валках за счет уменьшения диаметра более нагруженного валка;

- снижение расхода активного слоя валков за счет уменьшения съема его при перешлифовках.

Наиболее существенными являются последние три пункта, а использование рабочих валков разного диаметра должно определяться конкретными условиями прокатки в каждой клети непрерывного стана.

Прокатка в клети 1. Непрерывный стан 1680 имеет четыре клети с приводом рабочих валков через шестеренную клеть. Рабочие валки изготовлены из стали марок 9Х2МФ и 60Х2СМФ. Диаметр рабочих валков клети 1 равен 480-500 мм с приводом через универсальные шпиндели. С целью улучшения условий захвата полосы валки насекают дробью фракций 1-1,5 мм до шероховатости $R_a = 6...7,8$ мкм через сопло новой конструкции [52]. В качестве технологической смазки применяли эмульсию с концентрацией 2-4% из эмульсола Т, который содержит, %:

масло индустриальное - 12 - 85;

триэтаноламиновая соль

олеиновой кислоты - 12;

вода - 3.

Как видим, эмульсия из эмульсола Т не содержит поверхностно-активных веществ. Перед рабочей клетью 1 установлена роликовая пресс-проводка, создающая заднее натяжение полосы ($T_3 \approx 60$ кН). Конструкция пресс-проводки обуславливает наклон полосы к нижнему валку на угол $\theta = 2,0...2,5^\circ$ и, следовательно, несимметричный вход полосы в очаг деформации [45]. Эта несимметрия обуславливает, во-первых, различные условия захвата технологической смазки со стороны верхнего и нижнего валков. По данным А.П. Грудева и др. [35], со стороны валка, к которому отклонена полоса, толщина слоя смазки оказывается большей, чем с противоположной стороны. Наклон полосы к нижнему валку приводит к снижению коэффициента трения на контакте с полосой, обжатия и крутящего момента (рис. 43, 44), но одновременно увеличивает длину дуги контакта с валком, и, как показывает практика, износ микронеровностей его поверхности [45]. В начальный момент работы валков, когда шероховатости валков имеют одинаковые параметры, дли-

ны дуг контакта в пластической зоне очага деформации будут различными ($l_1 > l_2$) (рис. 61). Однако вследствие наклона полосы на угол θ к нижнему валку фактическая длина дуги контакта l_0 со стороны нижнего валка будет больше, чем длина дуги l_1 . На участке дуги ($l_0 - l_2$) имеет место максимальное скольжение валков относительно полосы, обусловленное вытяжкой и опережением и равное по величине отставанию:

$$S_0 = \frac{\mu}{1 + S} - 1,$$

где S и S_0 - опережение и отставание полосы.

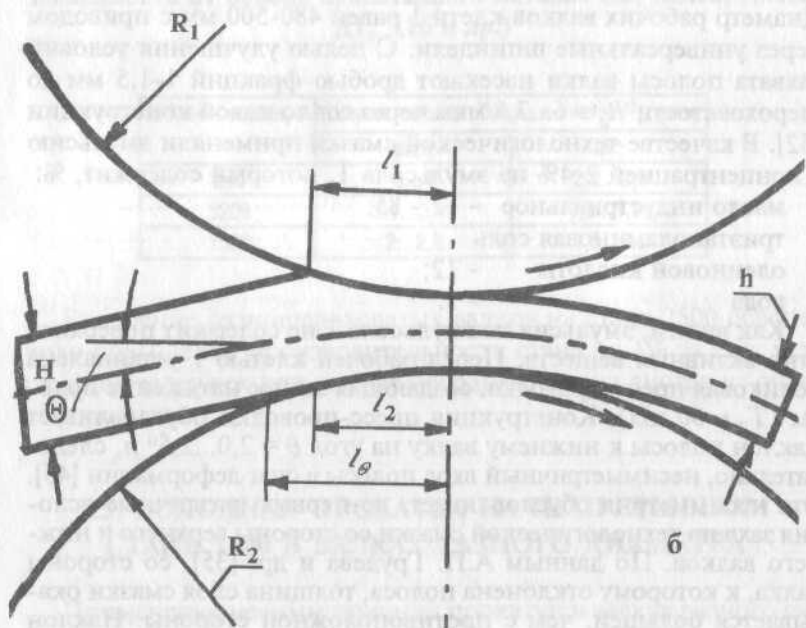


Рис. 61. Схема очага деформации при прокатке полосы с наклоном к нижнему валку.

Со стороны верхнего вала такой участок контакта с максимальным скольжением S_0 отсутствует и поэтому отсутствуют причины интенсивного скольжения и износа неровностей вала.

Исследования показывают [45], что в результате скольжения нижнего вала в клети 1 по полосе на участке (l_0-l_2) после прокатки 200-300 т металла (1,5-2 часа работы стана) шероховатость поверхности нижнего вала уменьшается с 6 мкм R_a до 1,2-2 мкм R_a , а в последующий период эксплуатации снижение высоты шероховатости незначительно (табл. 12).

Таблица 12. Изменение шероховатости рабочих валков клети 1 непрерывного стана 1680 холодной прокатки

Объем проката, т	Шероховатость R_a , мкм	
	верхнего	нижнего
0	6...6,3	6...6,3
200	3,6...4,6	1,2...2
800	2,5...3,7	0,8...1,6
1500	2,4...3,7	0,4...1,1

Таким образом, после прокатки 200 т металла в клети 1 и преимущественного износа насечки нижнего вала один вид несимметрии (наклон полосы) возбуждает появление второго вида несимметрии, обусловленного различной шероховатостью поверхностей валков. При этом происходит радикальное изменение (перераспределение) всех параметров прокатки между верхним и нижним валками. По сравнению с верхним валком на нижнем валке увеличиваются обжатие и длина дуги контакта l_2 , уменьшаются контактные напряжения и крутящий момент прокатки при незначительном (на 5-7%) снижении суммарного крутящего момента и соответствующем увеличении крутящего момента на шпинделе верхнего вала (рис. 44 - 46). Этот несимметричный процесс, таким образом, приводит к существенной загрузке верхнего шпинделя, что является его недостатком.

При приводе через шестеренную клеть это особенно неблагоприятно сказывается на условиях работы деталей главных линий клетей. В клетях 1 детали главной линии верхнего вала работают в таких условиях после прокатки 200 т металла 80-90% своего эксплуатационного времени.

Уменьшить неравномерность распределения крутящих моментов в условиях прокатки в разношероховатых рабочих валах, как показали выше, возможно путем применения рабочих валков разного диаметра [48 - 58]. При этом имея в виду, что валок большего диаметра всегда передает и больший момент, то им должен быть валок с меньшей шероховатостью. Применительно к клетям 1 непрерывного стана 1680 рабочий валок с большим диаметром необходимо устанавливать в нижнее положение.

Используя данные рис. 57, проследим, как может изменяться отношение моментов в условиях эксплуатации рабочих валков в клетях 1. При установке в клеть рабочих валков с одинаковыми шероховатостями и диаметрами (без учета влияния наклона полосы к нижнему валку) в начальный момент их работы распределение моментов будет примерно равномерным, т.е. $M_1/M \sim 0,5$ (кривая 3). После прокатки ~ 200 т металла вследствие износа шероховатости нижнего вала величина момента на шлифованном валке уменьшается, и отношение M_2/M приближается к значению 0,36 (кривая 1). Верхний рабочий валок, на котором шероховатость больше, воспринимает 64% общего момента ($M_1/M = 0,64$).

При установке в клеть 1 новых насеченных рабочих валков с одинаковой шероховатостью, но с разностью диаметров $\delta_R = 2\%$ ($D_1/D_R = 0,98$) (нижний валок с большим диаметром), крутящий момент на нижнем валке составляет 66-67% от суммарного момента ($M_R/M = 0,66...0,67\%$) (кривая 3). По мере износа шероховатости нижнего вала величина момента на нем будет уменьшаться и после прокатки ~ 200 т металла отношение моментов уменьшается до $M_{2R}/M = 0,53$ (кривая 1), т.е. распределение моментов между валками оказывается практически равномерным.

Рис. 57. Схема относительной деформации при прокатке полосы с наклонной к направлению прокатки шероховатостью

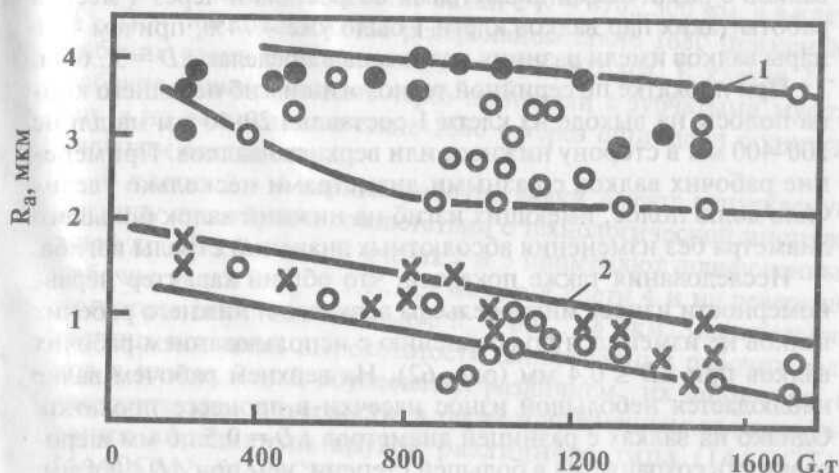


Рис. 62. Рабочие валки с разницей диаметров, мм: $s, m - \leq 0,4$ мм; 1, 5 - 0,5...6 мм. Изменение шероховатости верхнего (1) и нижнего (2) рабочих валков клетки 1.

Таким образом, с целью выравнивания крутящих моментов на шпинделях валков клетки 1 показана возможность использования рабочих валков с разностью диаметров до $\delta_R \approx 2\%$. Влияние несимметрии диаметров валков на некоторые технологические параметры прокатки определено путем проведения промышленных испытаний [48 - 58]. В процессе проведения испытаний в клетке 1 валков разного диаметра измеряли изгиб переднего конца полосы на выходе из очага деформации и шероховатость поверхностей валков. Имея в виду, что комплекты парных валков к моменту начала испытаний имели допустимую разницу в диаметрах до 0,4 мм, при последующих перешлифовках не производили выравнивания диаметров парных рабочих валков, а на первом этапе ограничили максимальную разницу в

диаметрах до 6 мм, что при диаметре $D = 500$ мм составило 1,2%. В процессе испытаний и перешлифовок доля рабочих валков с различными диаметрами возрастала и через 4 месяца работы таких пар валков клетки 1 было уже ~ 74%, причем 43% пары валков имели разницу диаметров в пределах $\Delta D = 3...6$ мм.

При прокатке по серийной технологии изгиб переднего конца полосы на выходе из клетки 1 составлял 20-40 мм на длине 200-400 мм в сторону нижнего или верхнего валков. Применение рабочих валков с разными диаметрами несколько увеличило долю полос, имеющих изгиб на нижний валок большего диаметра без изменения абсолютных значений стрелы изгиба.

Исследования также показали, что общий характер неравномерности износа микрорельефа верхнего и нижнего рабочих валков не изменился по сравнению с использованием рабочих валков при $\Delta D \leq 0,4$ мм (рис. 62). На верхнем рабочем валке наблюдается небольшой износ насечки в процессе прокатки. Однако на валках с разницей диаметров $\Delta D = 0,5...6$ мм шероховатость сохраняется в большей степени, чем при $\Delta D \leq 0,4$ мм. Так, при использовании валков с $\Delta D > 0,5$ мм минимальные значения R_a на верхнем валке составили 3,15 мкм, а при $\Delta D \leq 0,4$ мм - 2,45 R_a мкм. Очевидно, меньший износ насечки меньшего верхнего валка в первом случае обусловлен уменьшением средней скорости скольжения в зоне отставания, где в основном имеет место износ шероховатости. На нижнем рабочем валке большего диаметра интенсивность износа микрорельефа не изменилась при переходе на валки разного диаметра, а сами величины шероховатости значительно меньше, чем на верхнем валке. Но это обусловлено, как показано выше, влиянием наклона полосы к нижнему валку перед входом в очаг деформации.

На основании исследований установлено, что при наличии разношероховатых валков с общим приводом в клетки 1 непрерывного стана допустимая разница их диаметров обусловлена изгибом переднего конца полосы и не должна превышать 5-6 мм. На реверсивном стане 1200 различие диаметров разношероховатых валков до 15 мм вполне достаточно для экономного расходования рабочего слоя валков.

Прокатка в клетях 2, 3 и на реверсивном стане 1680. В клетях 2 и 3 используются рабочие валки с $D = 470...500$ мм, а в клети 4 - $D = 500...512$ мм. На реверсивном стане 1680 применяют рабочие валки с диаметром $D = 480...492$ мм. В клетях 2 - 4 рабочие валки приводят через шпиндели с зубчатыми муфтами, а на реверсивном стане 1680 - через шпиндели с универсальным соединением.

В клетях 2 - 4 парные рабочие валки имеют допускаемую разницу диаметров в соответствии с технологической инструкцией до $\Delta D \leq 0,4$ мм. В клетях 2 и 3 применяют шлифованные рабочие валки с $R_a = 1,1...2,5$ мкм, а в клети 4 и на реверсивном стане 1680 - насеченные с $R_a = 6,0...7,8$ мкм. Значительная разница исходной шероховатости шлифованных рабочих валков в клетях 2 и 3 обусловлена различием их диаметров, а следовательно, и твердости, а также применением для шлифования абразивных кругов различного типа (14АОСТ1; 14А4ОСМ2; 14А25СМ2).

В процессе исследований применяли смазочно-охлаждающую жидкость с концентрацией 2-4% из эмульсола ОМ (индустриальное масло 20 - 82-84%, триэтаноламиновое мыло СЖК (С₁₀₋₂₀) - 10-12%, стеорокс 6 - 6%). При прокатке в стане полоса наклонена к верхнему валку на угол, град.: в кл. 2 - 2,0; в кл. 3 - 1,3; в кл. 4 - 1,0.

В процессе исследований измеряли шероховатости поверхностей верхнего и нижнего рабочих валков и изгиба переднего конца полосы в клетях 2, 3. Шероховатость поверхности валков и полос измеряли переносным профилометром типа "Калибр - М283". Для определения шероховатости полос на валках каждой клети прокатывали полоски металла (ст. 08пс) толщиной $H = 2,0$ мм и шириной $B = 30$ мм с обжатием $\varepsilon = 25...40\%$.

Экспериментальные данные представлены на рис. 63, 64, из них следует, что величина средней шероховатости валков и полос уменьшается с увеличением количества металла, прокатанного на стане.

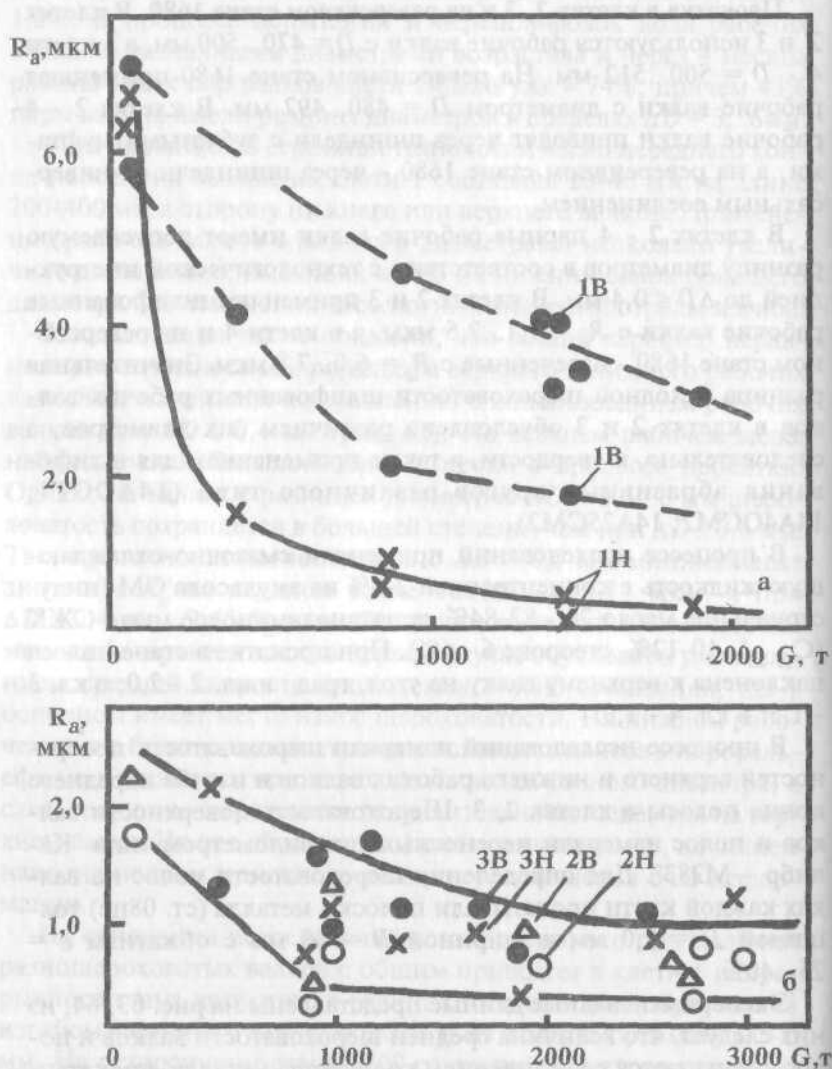


Рис. 63. Шероховатость поверхностей рабочих валков в клетях 1 (а) ($\Delta D \approx 2$ мм) при разных исходных шероховатостях и в клетях 2 и 3 (б) ($\Delta D \approx 0,4$ мм). Цифры у кривых - номера клетей, В и Н - верх и низ.

В клетях 2 и 3 в процессе прокатки шероховатость изменяется от 1,7-2,5 мкм R_a до 0,6-1,0 мкм R_a . При прокатке в шлифованных валках, несмотря на наклон полосы к верхним валкам, большая шероховатость оказывается на верхнем валке (рис. 63, 64). Данные рис. 64 получены на образцах полос, отобранных в процессе прокатки на одних и тех же валках. Увеличение различия шероховатостей валков в процессе износа обусловлено неодинаковым скольжением (трением) на их поверхностях. Очевидно, в отличие от прокатки с технологической смазкой в виде эмульсии из эмульсола Т, применение смазки на основе эмульсола ОМ с поверхностно-активной составляющей С10-С20 обеспечивает более эффективное снижение сил трения на контакте верхнего валка, к которому отклонена полоса и, следовательно, снижение интенсивности износа его поверхности. Из рис. 63, 64 следует, что отношение шероховатостей верхнего (R_{av}) к нижнему (R_{an}) валку при одинаковых исходных шероховатостях их поверхностей больше единицы ($R_{av}/R_{an} > 1$) и возрастает по мере увеличения объема проката до $R_{av}/R_{an} = 1,3 \dots 1,4$ (рис. 65). На реверсивном стане 1680 отношение R_{av}/R_{an} после износа рабочих валков в зависимости от их диаметров составляет 0,7-1,6.

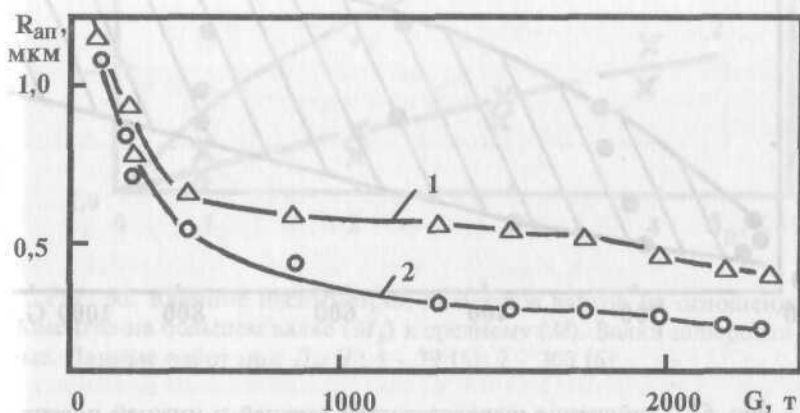


Рис. 64. Шероховатость верхней (1) и нижней (2) поверхностей полос при прокатке в клетях 2 и 3 ($\Delta D \leq 0,4$ мм).

Наклон полосы к верхнему рабочему валку, различие шероховатостей их поверхностей и диаметров способствует неравномерному распределению крутящих моментов между валками [57]. При этом, в начальный период работы валков, когда $R_{ав} \approx R_{ан}$ ($\Delta D = 0$) крутящий момент оказывается меньшим на верхнем валке, к которому отклонена полоса. По опытным данным, при прокатке алюминиевых полос с $H \approx 1,03$ мм в шлифованных валках диаметром $D = 100$ мм с углом наклона $\theta = 1...2^\circ$ отношение крутящих моментов M_0/M по сравнению с прокаткой при $\theta = 0$ снижается до $M_0/M = 0,86...0,91$ [57] (M_0 и M - соответственно крутящий момент на валке, к которому отклонена полоса, и средний в очаге деформации). Промышленные исследования в клетях 2 непрерывного стана 1200 холодной прокатки [36], где полоса отклонена к верхнему валку, показали, что рассогласование крутящих моментов между валками составляет $\approx 32\%$ от среднего значения момента.

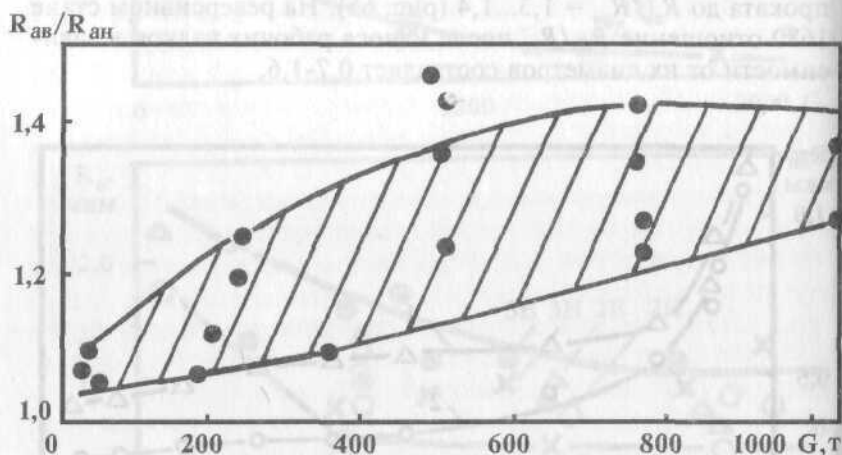


Рис. 65. Отношение шероховатостей верхней и нижней поверхностей полос $R_{ав}/R_{ан}$ при прокатке в рабочих валках клетей 2 и 3 ($\Delta D = 0,5...0,8$ мм).

Изложенное позволяет утверждать, что в условиях клетей 2, 3 НШПС 1680 меньший крутящий момент передается верхними рабочими валками. В процессе эксплуатации нижний рабочий валок получает более интенсивный износ шероховатости поверхности, что способствует новому перераспределению крутящего момента с увеличением его значений на верхнем и уменьшением на нижнем валке. По данным [13, 57] при $R_{av}/R_{an} = 1,3 \dots 1,4$ коэффициент трения на более шероховатом (верхнем) валке оказывается на 6-8% больше, чем на менее шероховатом (нижнем) валке. Применительно к клетям 2, 3 стана это различие коэффициентов трения повышает отношение M_R/M до 0,90-0,94, т.е. происходит выравнивание крутящих моментов на валках.

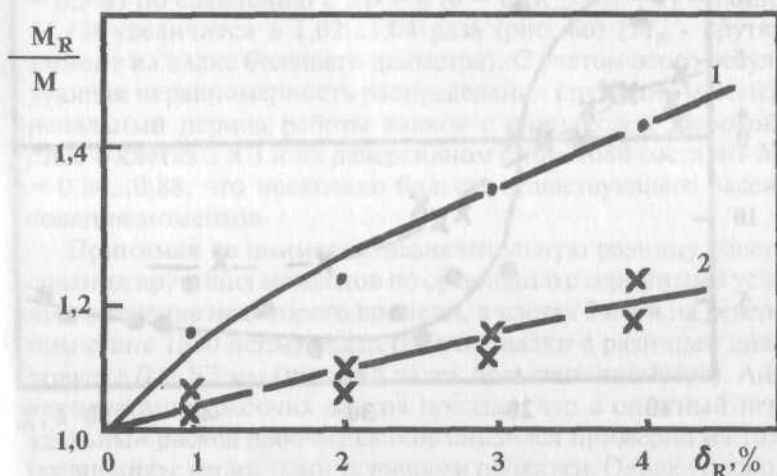


Рис. 66. Влияние несимметрии диаметров валков на отношение моментов на большем валке (M_R) к среднему (M). Валки шлифованные. Данные работ при D_R/H : 1 - 79 [8]; 2 - 300 [6].

Ранее отмечали, что нижний рабочий валок может иметь диаметр на $\Delta D = 0,4$ мм больше верхнего. В соответствии с опытными данными (рис. 66) это различие диаметров ($\delta_R = \Delta D/D_R = 0,08\%$) практически не влияет на несимметрию

крутящих моментов. Допускаемая разница диаметров одного комплекта рабочих валков, равная $\Delta D = 0,4$ мм установлена технологической инструкцией и приводит к дополнительному съему закаленного слоя парных валков при перешлифовках в случае большего повреждения одного из них. Так, данные перешлифовок рабочих валков показывают, что на 100 мм съема закаленного слоя уменьшение диаметра составляет:

0,15...0,4 мм - 70%;

0,41...2,0 и более - 30%.

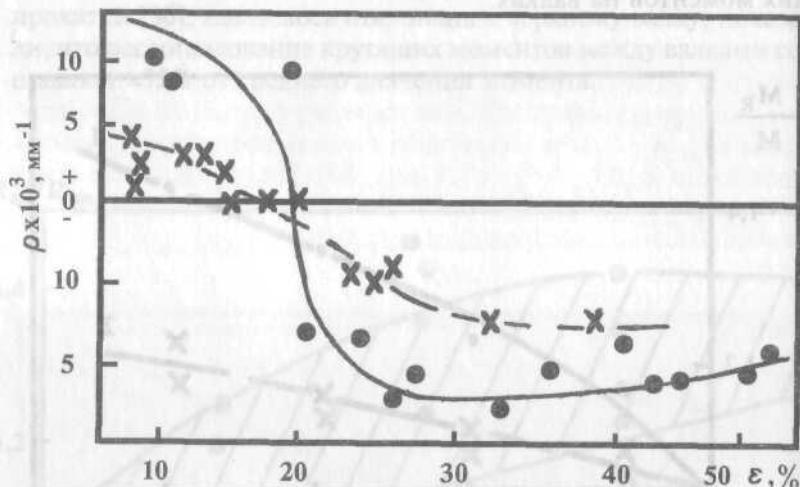


Рис. 67. Влияние обжатия на изгиб переднего конца полосы при прокатке в валках с $\delta_R = 0,2\%$ (нижний валок большего диаметра с $D_R = 99,8$ мм) с одинаковой шероховатостью их поверхностей $R_a \approx 0,6 \dots 0,85$ мкм и $H \approx 0,62$ (1) и разной шероховатостью с $R_{as} = 1,55$ мкм и $R_{an} = 0,85$ мкм и $H = 0,47$ мм (2): изгиб полосы на валок: а - меньший; б - больший.

При прокатке в клетях 2, 3 передние концы полос, выходя из валков, изгибаются вниз на валок большего диаметра на величину до 30 мм от уровня межвалковой щели, что удобно для задачи полосы в следующую клеть. Увеличение разницы диаметров валков до $\delta_R = 0,2\%$ при относительных обжатиях $\epsilon \geq 20\%$, какие имеют место в клетях 2, 3, не меняют направление изгиба полосы (рис. 67), независимо от соотношения шероховатостей верхнего и нижнего рабочих валков. Однако при прокатке в разношероховатых валках с $R_{ав}/R_{ан} \approx 1,8$ величина кривизны несколько возрастает (кривая 2).

Таким образом, установка в клетях 2, 3 нижних рабочих валков с $\Delta D > 0,4$ мм не приведет к изменению направления изгиба переднего конца полосы, но несколько увеличит рассогласование крутящих моментов на валках. Так, при $\Delta D = 1,5$ мм ($\delta_R = 0,3\%$) по сравнению с $\Delta D = 0$ ($\theta = 0$; $R_{ав}/R_{ан} = 1$) отношение M_R/M увеличится в 1,02...1,04 раза (рис. 66) (M_R - крутящий момент на валке большего диаметра). С учетом этого результирующая неравномерность распределения крутящих моментов в начальный период работы валков с одинаковой шероховатостью в клетях 2 и 3 и на реверсивном стане 1680 составит $M_R/M = 0,84...0,88$, что несколько больше существующего рассогласования моментов.

Принимая во внимание незначительную разницу рассогласования крутящих моментов по сравнению с серийными условиями в течение некоторого времени, в клетях 2 и 3 и на реверсивном стане 1680 испытывали рабочие валки с разницей диаметров до $\Delta D = 1,5$ мм (нижний валок большего диаметра). Анализ эксплуатации рабочих валков показал, что в опытный период удельный расход рабочих валков снизился примерно на 10% по сравнению с серийными условиями прокатки. Однако поскольку в клетях 2 и 3 наблюдали повышенный износ зубьев соединительных муфт шпиндельных устройств опыты по применению в этих клетях рабочих валков с $\Delta D \leq 1,5$ мм были прекращены. На реверсивном стане 1680, где рабочие валки приводятся через универсальные шпиндели, не наблюдали отклонений от серийных условий эксплуатации деталей главной линии стана, и поэтому применению рабочих валков с $\Delta D > 0,4$ мм ничто не препятствует, обеспечивая снижение съема закаленного слоя валков при перешлифовках и удельного расхода валков.

5.6. ГОРЯЧАЯ ПРОКАТКА ТОЛСТЫХ ПОЛОС В РАБОЧИХ ВАЛКАХ РАЗНОГО ДИАМЕТРА НА НШПС 1680

Черновая клеть 1. Прокатка в этой клетке происходит без заднего натяжения (отсутствует клеть с вертикальными валками), верхние слои раската (сляба) имеют большую температуру, чем нижние, абсолютный диаметральный износ рабочих валков различен, причем нижний валок изнашивается в большей степени (рис. 68). Максимальный износ по оси нижнего валка составляет 4 мм против 2,5 мм. В исходном состоянии верхние рабочие валки изготавливали с большим диаметром и с разницей диаметров до 3-х мм, а раскат во время прокатки наклонен к нижнему валку на 80-100 мм. Все эти факторы влияют на неравномерность распределения крутящих моментов между валками и изгиб переднего конца полосы.

Большой диаметр верхнего валка и меньший его износ обуславливают и большую величину на нем крутящего момента. Так, по данным исследований, при параметре $l_d/h_{cp} \approx 2,3$, соответствующем деформации к клетке 1, при относительной несимметрии диаметров валков $\delta_R = 1,82\%$ ($\theta \approx 0$) и всех остальных неизменных параметрах отношение крутящих моментов составляет $M_R/M_r = 1,23$ (рис. 69, кривые 1, 3). В практических условиях клетки 1 параметр $\delta_R < 1\%$, и поэтому отношение $M_R/M_r = 1,23$ [55]. Уменьшению отношения M_R/M_r при отсутствии натяжения ($T_3 = 0$) также способствует увеличение наклона полосы к нижнему валку меньшего диаметра. Так, при $\theta \approx 3,7^\circ$ отношение M_R/M_r уменьшается до 1,18 (рис. 69, кривые 1, 3) при общем увеличении крутящего момента. Такое изменение крутящих моментов обусловлено появлением дополнительной деформации со стороны нижнего валка за счет действия вертикальной составляющей массы раската. Однако большие температура и обжатие верхних слоев раската в клетке 1 способствуют повышению отношения M_R/M_r .

Большие диаметр верхнего валка и обжатие верхних слоев раската при $l_d/h_{cp} \approx 1,5$ способствуют изгибу переднего конца полосы на нижний валок (рис. 46, 47) [50]. Наклон полосы к нижнему валку также способствует большему обжатию со стороны верхнего валка и, следовательно, изгибу переднего конца

полосы на выходе из очага деформации к нижнему валку (рис. 37, а). Указанные обстоятельства, по наблюдениям за работой клетки 1, в 90% случаев вызывают выход раската из валков с изгибом к нижнему валку на величину до 60 мм при толщине полосы $h = 75 \dots 80$ мм. В ряде случаев изгиб полосы имеет большую величину и передний конец ее травмирует ролики рольганга. Таким образом, при деформации металла в клетке 1 все факторы несимметрии способствуют увеличению крутящего момента на верхнем валке большего диаметра и изгибу переднего конца полосы на выходе из валков. Уменьшить неравномерность распределения моментов между валками и изгиб полосы к нижнему валку, в соответствии с исследованиями (рис. 47, 69), можно путем установки в клетке 1 нижнего рабочего валка с большим диаметром. В этом случае несимметрия диаметров валков способствует увеличению крутящего момента на нижнем валке, что будет компенсировать увеличение крутящего момента на верхнем валке за счет неравномерности нагрева сляба по высоте. Большой диаметр нижнего валка (при разнице диаметров до $\Delta D = 3$ мм) позволяет существенно уменьшить количество полос, выходящих из клетки 1 с изгибом вниз (до 57%). Почти половина полос (43%) выходит из валков без изгиба (табл. 13).

Таблица 13. Направление изгиба переднего конца полосы при установке валка большего диаметра по существующей и опытной технологиям

№№ клеток	Направление изгиба полосы, %					
	существ. технология			новая технология		
	вверх	равно	вниз	вверх	равно	вниз
1	-	10	90	-	43	57
2	42	8	50	45	40	15
3	45	10	45	9	72	19
4	58	12	30	35	55	10

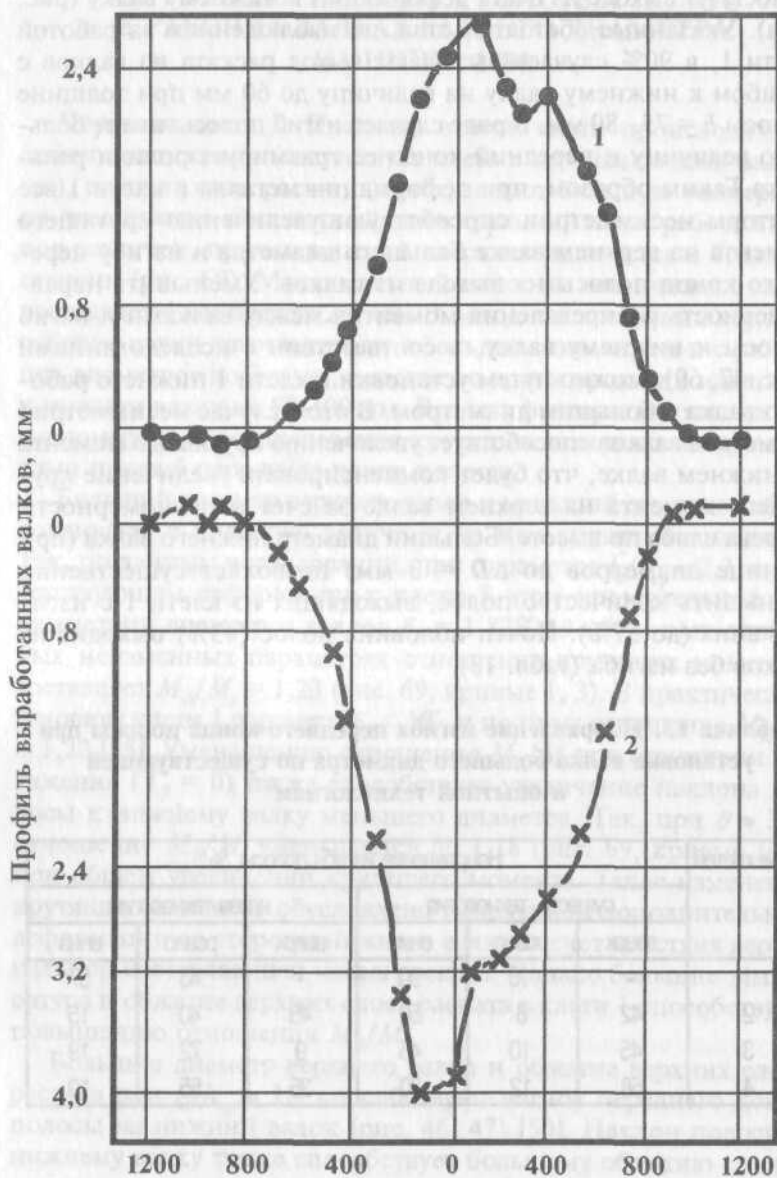


Рис. 68. Диаметральный профиль рабочих валков клетки 1 после прокатки $G = 66,971$ т: 1 - верхний валок ($D = 887,5$ мм, $f_p = 0$); 2 - нижний валок ($D = 887$ мм, $f_p = 0$).

Клети 2 - 4 черновой группы. В клетях 2 - 4 полоса прокатывается с задним натяжением за счет действия вертикальных валков и наклоном на угол $\theta \leq 5^\circ$ к нижнему валку, который в процессе эксплуатации изнашивается в большей степени, чем верхний валок.

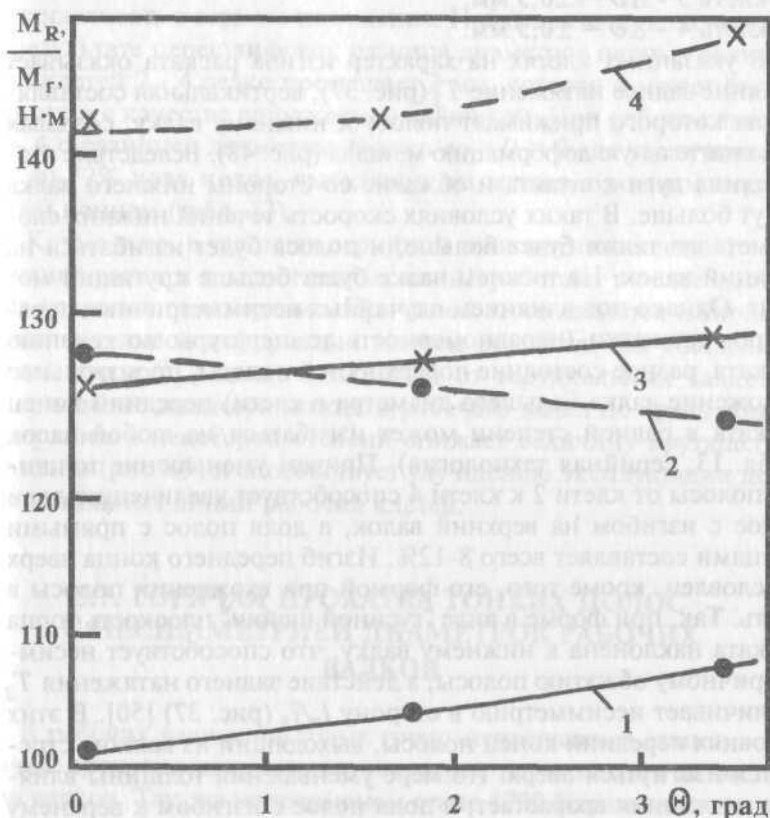


Рис. 69. Изменение крутящих моментов на меньшем (1, 2) ($D_r = 92,85$ мм) и большем (3, 4) ($D_R = 94,4$ мм) валках в зависимости от угла наклона на входе к меньшему валку. Образцы из свинца с $H = 4,95$ мм (l_0/h_{cp} 2,3); валки сухие: 1,3 - прокатка без натяжения; 2,4 - прокатка с задним натяжением полосы с $T_3 = 220$ Н.

В исходном состоянии рабочие валки могут иметь различный диаметр:

клеть 2 - $\Delta D = -0,5$ мм (больший диаметр нижнего валка);

клеть 3 - $\Delta D = \pm 0,5$ мм;

клеть 4 - $\Delta D = \pm 0,3$ мм.

В указанных клетях на характер изгиба раската оказывает влияние заднее натяжение T_3 (рис. 37), вертикальная составляющая которого прижимает полосу к нижнему валку, создавая дополнительную деформацию металла (рис. 48). Вследствие этого длина дуги контакта и обжатие со стороны нижнего валка будут больше. В таких условиях скорость течения нижних слоев металла также будет больше, и полоса будет изгибаться на верхний валок. На нижнем валке будет больше крутящий момент. Однако под влиянием случайных несимметричных параметров прокатки (неравномерность температуры по сечению раската, разное состояние поверхностей полосы, произвольное положение валка большего диаметра в клетке) передний конец раската в равной степени может изгибаться на любой валок (табл. 13, серийная технология). Причем уменьшение толщины полосы от клетки 2 к клетке 4 способствует увеличению доли полос с изгибом на верхний валок, а доля полос с прямыми концами составляет всего 8-12%. Изгиб переднего конца вверх обусловлен, кроме того, его формой при вхождении полосы в клетку. Так, при форме в виде "гусяной шейки" плоскость торца раската наклонена к нижнему валку, что способствует несимметричному обжатию полосы, а действие заднего натяжения T_3 увеличивает несимметрию в сторону l_H/l_B (рис. 37) [50]. В этих условиях передний конец полосы, выходящий из валков, стремится изогнуться вверх. По мере уменьшения толщины влияние натяжения возрастает, и доля полос с изгибом к верхнему валку увеличивается. Таким образом, для образования ровных передних концов за валками необходимо получать полосы с прямыми концами в предыдущих клетях.

Как уже было сказано выше, наиболее реальным регулирующим параметром для воздействия на изгиб полосы в промышленных условиях является несимметрия диаметров валков при относительно постоянных случайных технологических факторах. Из рис. 48, 49 следует, что при прокатке полос с наклоном и при установке в верхнее положение рабочего валка большего диаметра неравномерность величин вытяжек слоев полосы и изгиб ее переднего конца оказывается заметно меньше, нежели при установке его в нижнее положение. Исходя из этого, в клетях 2 - 4 рабочие валки с большим диаметром необходимо устанавливать в верхнее положение. Наблюдения показали, что в результате перешлифовок разница диаметров парных валков для клетей 2 - 4 редко превышает 2 мм, которая и может быть принята в качестве допускаемой величины. При работе клетей 2 - 4 с разницей диаметров валков до $\Delta D = 2$ мм увеличилась до 40-72% доля полос, выходящих из валков с ровным передним концом (табл. 13).

Кроме того, в условиях серийной технологии в клетях 2 - 4 нижние валки и детали главных линий работают в более жестких условиях, чем верхние. Причиной этого является наличие дополнительной деформации полосы вертикальной составляющей силы T_3 заднего натяжения от вертикальных валков. Уменьшение диаметра нижнего рабочего валка по сравнению с верхним в некоторой степени снижает величину крутящего момента (рис. 69) и способствует улучшению эксплуатации деталей главных линий рабочих клетей.

5.7. ГОРЯЧАЯ ПРОКАТКА ТОНКИХ ПОЛОС С НЕСИММЕТРИЕЙ ДИАМЕТРОВ РАБОЧИХ ВАЛКОВ

В рабочих валках чистовых групп непрерывных станов горячей прокатки допускается некоторая несимметрия диаметров валков. Так, на непрерывном стане 1700 Карагандинского меткомбината принята следующая схема установки валков раз-

ного диаметра [41]:

№№ клетей	1 - 5	6 - 8	9, 10	11, 12
Разница диаметров валков, мм	3	1,5	0,5	0,2
Положение ведущего валка	верх	верх	верх	низ
Рассогласование скоростей валков, %	0,3	0,2	0,07	0,03

На непрерывном стане 1680 горячей прокатки меткомбината "Запорожсталь" в клетях 5 - 9 допустимая разница в диаметрах равна $\Delta D = 0,3$ мм, а в клетях 10 - $\Delta D \leq 0,2$ мм (большой диаметр имеют нижние валки). При такой установке рабочих валков на выходе из клетки 9 полоса изгибается вниз со стрелкой 50-100 мм на длине конца 100-200 мм, а после выхода из клетки 10 направление изгиба полосы обусловлено главным образом толщиной полосы и наличием "языка". Особенно разнообразна картина изгиба полос из нержавеющей и легированных марок сталей, передние концы которых перед чистовой группой не отрезают на ножницах. Наблюдения показали, что передние концы полос после клетки 10 толщиной 3-3,3 мм, которые имеют достаточно широкий "язык" длиной до 600-700 мм получают изгиб в направлении верхнего валка меньшего диаметра. Изгиб на верхний валок меньшего диаметра при $H/D = 0,006...0,009$ соответствует результатам исследований, представленным на рис. 50, 51. Однако узкий и длинный "язык" полосы получает обжатие $\varepsilon > 15...20\%$ и конец полосы изгибается вниз на валок большего диаметра.

При существующих величинах несимметрии диаметров рабочих валков [в клетях 9 - $\Delta D = -(0,2...0,3)$ мм, в клетях 10 - $\Delta D = -(0,1...0,2)$ мм] передние концы полос после клетки 9 выходят с изгибом вниз на 30-100 мм и более, а после клетки 10 полосы получают изгиб на верхний валок (табл. 14). Основная доля полос (57% или 78 шт.) имеет концы с изгибом до 20 мм, а 11 полос (8%) получили изгиб на величину 100-200 мм, в результате чего четыре полосы застряли перед моталками, и это вызвало остановку стана. Поскольку в клетях 9 величина обжатия $\varepsilon > 20\%$, то передний конец полосы получает изгиб на нижний валок большего диаметра (до $\Delta D = 0,3$ мм) (рис. 50, 51).

Таблица 14. Изгиб передних концов при прокатке полос из нержавеющей и легированных марок стали

Толщина полос, мм	Количество полос, шт.	Клеть N 9		Клеть N 10						Технология	
		Изгиб конца, мм		Наличие "языка"				Изгиб полосы, мм			
		0...20	30...80	л	р	п	0...20	30...80	≥100		
3,8...4,5	137	-	80Н	57Н	3	19	115	78В	48В	11В	Существующая
3...4,0	146	93Н	6Н	-	11	102	33	67В	31В	7В	
		40В	7В					36Н	5Н	-	Опытная
4,2...6,0	291	222Н	22Н	-	18	186	87	135В	108В	18В	
		40В	7В					24Н	6Н	-	

Примечание: л, р, п - передний конец полосы с левым "языком", ровный и с правым "языком"; В, Н - изгиб конца полосы соответственно вверх и вниз.

Этому также способствует лучший прогрев верхних слоев полосы и больший, в соответствии с этим, коэффициент вытяжки. Под влиянием указанных факторов передний жесткий конец после клетки 9 приобретает форму, показанную на рис. 70, а, б. Вход такого конца в клеть 10 имитирует соответствующий наклон полосы к верхнему валку и способствует выходу из клетки 10 переднего конца с изгибом к верхнему валку (рис. 50, кривая 2) независимо от величины его диаметра. Следовательно, для исключения влияния формы переднего конца раската на направление изгиба полосы в клетке 10 необходимо устранить причины, вызывающие изгиб переднего конца полосы в клетке 9. Одним из способов воздействия на изгиб является использование в клетке 9 верхнего валка с большим диаметром, что при $\epsilon > 12...15\%$ обеспечит изгиб полосы на верхний валок (рис. 50, 51).

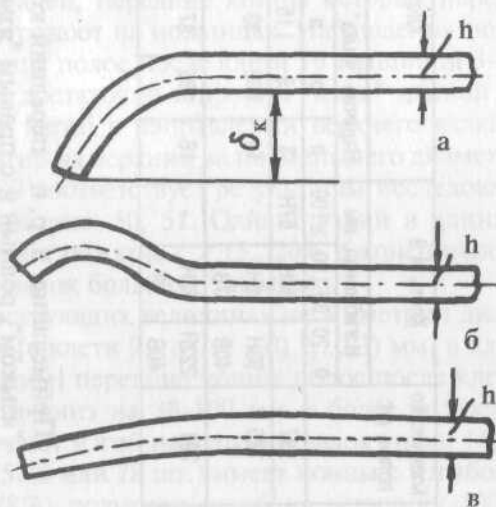


Рис. 70. Формы изогнутого переднего конца полос после прокатки в клетке 9 при установке в верхнее положение рабочего валка с меньшим (а, б) и большим (в) диаметрами.

Таблица 15. Размеры валков клетей 9 и 10, использованных для прокатки нержавеющей и легированной стали (по контрольным замерам)

Прокатано, т	Номер клетки	Место установки валка	Диаметр бочки валка, мм	Разность диаметров, мм	Выпуклость бочки, мм
1434	9	верх	614,70	0,10	0,10
		низ	614,60		
	10	верх	610,60	0,20	0,10
		низ	610,40		
655	9	верх	612,05	0,10	0,10
		низ	611,95		
	10	верх	612,00	0,20	0,10
		низ	611,80		
1198	9	верх	615,95	0,10	0,10
		низ	615,85		
	10	верх	605,55	0,20	0,10
		низ	605,35		

Промышленные испытания технологии с установкой в клетях 9, 10 верхних рабочих валков большего диаметра выполнены при прокатке полос толщиной $h = 3...6$ мм из нержавеющей и легированных марок сталей. Разница диаметров валков ΔD , мм: клеть 9 - 0,1 мм; клеть 10 - 0,2 мм (табл. 15).

В процессе прокатки полос в клетях 9, 10 проведены наблюдения за прокаткой 437 полос (табл. 14). Из табл. 14 (опытная технология) следует, что после выхода из клетки 9 передний конец в основном изгибается вниз (78%), а кривизна полосы наблюдается на длине 400-500 мм концевого участка и имеет вид, показанный на рис. 70, в. Примерно 72% полос имеют кривизну, не превышающую 20 мм. Передние концы полос, изогнутые вверх, также имеют форму, показанную на рис. 70, в. При нали-

чий только несимметрии диаметров валков полоса выходя из клетки 9, должна изгибаться при $\varepsilon > 20\%$ на валок большего диаметра (вверх). Однако так как в клеть 9 раскат из клетки 8 входит с изгибом конца, с неравномерным распределением температуры по сечению, с различным состоянием окалины на поверхностях, то часть полос получает изгиб в сторону нижнего валка меньшего диаметра.

Опыты показали, что между направлением изгиба полос на выходе из клеток 9, 10 существует тесная корреляционная связь. Так, если из клетки 9 вышли с изгибом вниз 78% полос, то в клетки 10 с изгибом вверх прокатано 81%. Причем при прокатке полос в $h \geq 4$ мм наблюдается более тесная связь между направлением изгиба в клетях 9 и 10. Так, если в клетки 9 прокатано ~84% полос с изгибом вниз, то в клетки 10 с изгибом вверх прокатано 89% полос. Это свидетельствует о превалирующем влиянии на направление изгиба в клетки 10 изгиба переднего конца полосы после клетки 9. При прокатке полос с $h = 3...4$ мм указанная корреляционная связь менее тесная, и наблюдается большее влияние разницы диаметров валков, в результате чего количество полос в клетки 10 с изгибом на верхний валок большего диаметра уменьшается до 72%. При прокатке по опытной технологии с большими диаметрами верхних рабочих валков в клетях 9, 10 максимальная кривизна передних концов при изгибе вверх не превышала $\delta_K = 150$ мм (две полосы, прокатанные после смены рабочих валков).

Как видно из табл. 14, на непрерывном стане 1680 значительное количество полос прокатывается с правосторонним "языком" (со стороны привода), что обусловлено, как показали дополнительные исследования, большими температурой и обжатием кромки полосы со стороны привода валков.

6. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ

Сила прокатки полосовой стали обусловлена величиной сопротивления металла деформации (σ_ϕ), геометрическими параметрами деформации (l_ϕ/h_{cp}), величинами коэффициента трения на контактных поверхностях (f), влиянием внешних и внутренних продольных растягивающих напряжений. Снижение силы прокатки обеспечивает повышение технико-экономических показателей работы стана. Однако зачастую при обычном (простом) процессе прокатки возможности снижения силы прокатки ограничены, т.к. изменить параметры σ_ϕ , l_ϕ/h_{cp} и f в действующем технологическом процессе не всегда представляется возможным.

В ряде работ предлагаются различные варианты воздействия на напряженное состояние металла в очаге деформации. Так, в работе [67] авторы исследовали интенсивность вытяжки и силу прокатки в зависимости от высоты ($R_z = 2...8$ мкм) и направления (вдоль и поперек полосы) неровностей поверхности полосы. В результате исследований при использовании смазки в виде касторового масла установлено, что прокатка полос с поперечным расположением рисок неровностей при неизменной установке валков увеличение неровностей R_z с 2 до 8 мкм обеспечивает увеличение коэффициента вытяжки в 1,7-2 раза. При наличии на полосе продольных рисок неровностей с увеличением их высоты наблюдается снижение величин коэффициентов вытяжек на 15-25%. Во всех случаях прокатки полос с поперечным рельефом неровностей сила прокатки меньше, чем при продольном направлении рисок, а разница в силе прокатки тем больше, чем больше величина обжатия. Снижение силы прокатки полос с поперечным рельефом поверхности обусловлено улучшением условий удержания технологической смазки в очаге деформации и, вместе с этим, снижением коэффициента трения, появлением в очаге деформации внутренних продольных растягивающих напряжений от расклинивающего действия технологической смазки.

Ю.Г. Шнейдер [68] с целью снижения силовых параметров

прокатки предлагает наносить на поверхность валков путем вибронакатки регулярный микрорельеф, который получает вид "пчелиных сот" с высотой неровностей 0,01-0,02 мм. Однако использование рабочих валков с таким рельефом на стане 1700 холодной прокатки показало невысокую его износостойкость.

В работах [50, 52, 58, 69 - 75] предложен новый вид регулярного рельефа поверхностей валков (рис. 71), который обеспечивает создание в очаге деформации внутренних продольных растягивающих напряжений и снижение энергосиловых параметров прокатки. Кроме того, стабилизируется положение рабочего и опорного валков относительно друг друга.

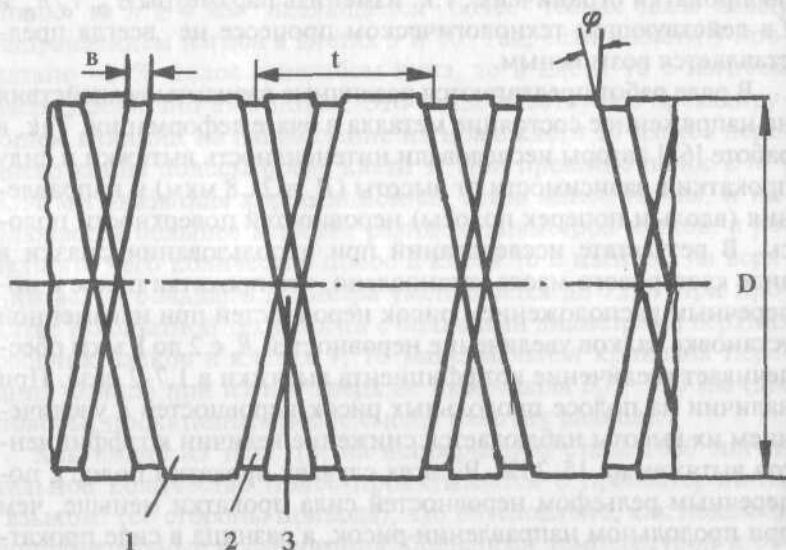


Рис. 71. Участки поверхностей валков с наклонными врезами: 1 - участки с выступами; 2 - участки с врезами; 3 - пересечение врезов.

6.1. ДАВЛЕНИЯ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ В ВАЛКАХ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТИ

Рассмотрим два типа рельефа поверхности вала (рис. 71, 72). В первом случае поверхности валков имеют продольные грани, а во втором - наклонные врезы. Наличие рельефа изменяет условия деформации металла, обуславливает возникновение в очаге деформации растягивающих продольных напряжений и неодинаковых контактных напряжений на разных участках поверхности вала. Так, при прокатке в валках с продольными гранями (рис. 72,а) в очаге деформации присутствуют участки окружности вала с радиусом и плоские участки граней с длиной "а". Очевидно, на указанных участках решение дифференциального уравнения прокатки даст различные результаты. Дифференциальное уравнение прокатки

$$\frac{dp_x}{dx} = \frac{\sigma_\phi}{y} \frac{dy}{dx} - \frac{\tau_x}{y} \quad (73)$$

для участка вала с плоской гранью (хордой) решаем без учета упрочнения при $dy/dx = x/R$ и $y = 1/2(h + \Delta h x/l)$, где p_x - нормальные давления; σ_ϕ - сопротивление металла деформации; τ_x - контактные касательные напряжения; R - радиус вала; h и Δh - толщина полосы после прокатки и абсолютное обжатие; x и y - координаты по длине и высоте очага деформации.

Напряжение $\tau_x = \tau$ определяем используя зависимость Э.Зибеля

$$\tau = f_\Pi \cdot \sigma_\phi, \quad (74)$$

где f_Π - показатель трения.

После совместного решения и интегрирования выражений (73) и (74) и определения постоянной при $x = l_0$ (зона отставания) и $x = 0$ (зона опережения) получим для:

зоны отставания

$$p_x = \sigma_\phi \left\{ 1 + 2 \left[\frac{x}{l_\partial} - 1 + \left(\frac{h}{\Delta h} + \frac{f_\Pi}{\alpha} \right) \ln \frac{H/h}{1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{x}{l_\partial}} \right] \right\}, \quad (75)$$

зоны опережения

$$p_x = \sigma_\phi \left\{ 1 + 2 \left[\frac{x}{l_\partial} - \left(\frac{h}{\Delta h} - \frac{f_\Pi}{\alpha} \right) \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{x}{l_\partial} \right) \right] \right\}. \quad (76)$$

Имея в виду допущение, что максимум p_x совпадает с критическим сечением из уравнений (75) и (76), получим выражение для расчета угла критического сечения

$$\ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{\gamma}{\alpha} \right) = \frac{\left(\frac{h}{\Delta h} + \frac{f_\Pi}{\alpha} \right) \left(\ln \frac{H}{h} \right) - 1}{2 f_\Pi / \alpha}. \quad (77)$$

Из работы [12] имеем уравнения, описывающие распределение давления p_x при замене дуги контакта параболой при $\tau = f_\Pi \sigma_\phi$:

для зоны отставания

$$p_x = \sigma_\phi \left[1 - \ln \frac{H/h}{1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{x^2}{l_\partial^2}} + 2 f_\Pi \sqrt{\frac{R}{h}} \left(\arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} - \arctg \frac{x}{l_\partial} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right) \right], \quad (78)$$

для зоны опережения

$$p_x = \sigma_{\Phi} \left[1 + \ln \left(1 + \frac{\Delta h}{h} \frac{x^2}{l_{\partial}^2} \right) + 2 f_{\Pi} \sqrt{\frac{R}{h}} \operatorname{arctg} \frac{x}{l_{\partial}} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} \right]. \quad (79)$$

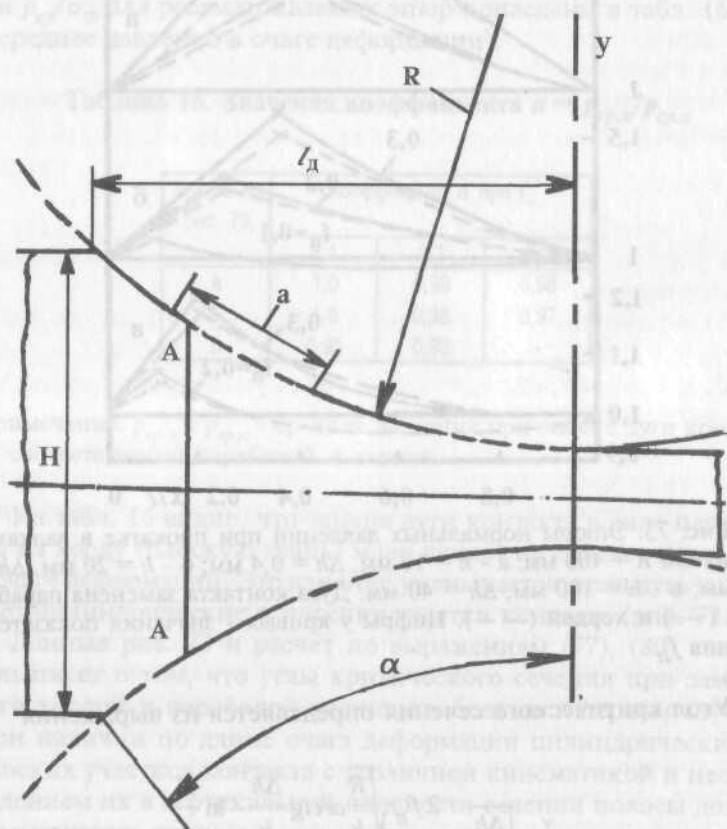


Рис. 72. Рабочие валки с гранями.

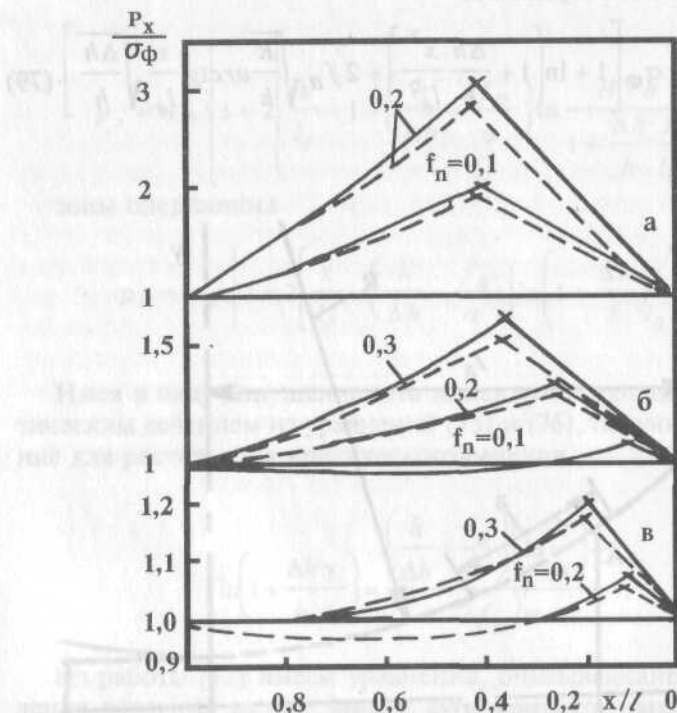


Рис. 73. Эпюры нормальных давлений при прокатке в валках с радиусом $R = 400$ мм: а - $h = 10$ мм, $\Delta h = 0,4$ мм; б - $h = 20$ мм, $\Delta h = 10$ мм; в - $h = 100$ мм, $\Delta h = 40$ мм. Дуга контакта заменена параболой (—) и хордой (---). Цифры у кривых - значения показателя трения f_{II}

Угол критического сечения определяется из выражения

$$\arctg \frac{\gamma}{l_{\partial}} \sqrt{\frac{\Delta h}{h}} = \frac{2f_{II} \sqrt{\frac{R}{h}} \arctg \frac{\Delta h}{h} - \ln \frac{H}{h}}{4f_{II} \sqrt{\frac{R}{h}}} \quad (80)$$

По приведенным выражениям рассчитаны величины давлений при различных условиях деформации металла. Как следует из рис. 73, давления при замене дуги контакта хордой оказываются несколько меньше, чем в случае замены дуги параболой. Различие более заметно при небольших толщинах полосы и больших значениях показателя трения. Определенные по площадям поправочные коэффициенты между средними значениями p_{cp}/σ_{ϕ} для рассматриваемых эпюр приведены в табл. 16 (p_{cp} - среднее давление в очаге деформации).

Таблица 16. Значения коэффициента $n = p_{cp,x}/p_{cp,n}$

Эпюры на рис. 73	Коэффициент n при f_n		
	0,1	0,2	0,3
а	1,0	0,99	0,98
б	1,0	0,98	0,97
в	0,95	0,93	-

Примечание: $p_{cp,n}$ и $p_{cp,x}$ - средние давления при замене дуги контакта соответственно параболой и хордой.

Из табл. 16 видно, что замена дуги контакта в виде параболы на хорду (плоскую грань) мало влияет на среднее давление в очаге деформации. Это влияние уменьшается, если дуга включает цилиндрические и плоские участки контакта (рис. 72,а).

Данные рис. 73 и расчет по выражениям (77), (80) свидетельствует о том, что углы критического сечения при замене дуги хордой и параболой несколько больше в первом случае. При наличии по длине очага деформации цилиндрических и плоских участков контакта с различной кинематикой и несовпадением их в вертикальной плоскости сечения полосы должны возникать продольные растягивающие напряжения, взаимноуравновешенные в зонах отставания и опережения. В соответствии с работой [19] эти растягивающие напряжения могут быть определены из различия углов критических сечений в предположении, что очаг деформации со стороны одного вала об-

разован параболой, а со стороны другого - хордой. При прокатке в результате взаимодействия валков и полосы различие между углами критического сечения практически исчезает и со стороны каждого валка угол критического сечения будет равным

$$\gamma \approx (\gamma_x + \gamma_{II}) / 2,$$

где γ_x и γ_{II} - углы критического сечения со стороны валков, дуги контакта на которых заменены соответственно плоскостью (хордой) и параболой.

Тогда применительно к рассматриваемым условиям прокатки имеем [19]:

$$\sigma_0 = \sigma_1 = 2\sigma_\phi f_{II} R(\gamma_i - \gamma) / h_{cp},$$

где h_{cp} - средняя толщина полосы; γ_i - большая из γ_{II} и γ_x величина угла; σ_ϕ , σ_1 - напряжения растяжения в зонах отставания и опережения.

Из выражений (77) и (80) для $R = 400$ мм, $h = 1$ мм, $\Delta h = 0,4$ мм, $f_{II} = 0,2$ и $\sigma_\phi = 350$ Н/мм² получим: $\gamma_x/\alpha = 0,422$; $\gamma_{II}/\alpha = 0,397$; $\gamma_x = 0,0133$ рад.; $\gamma_{II} = 0,0125$ рад.; а напряжения равны: $\sigma_0 = \sigma_1 \approx 2,350 \cdot 0,2 \cdot 400 \cdot 0,0008 / 1,185 \approx 45$ Н/мм².

В реальных условиях прокатки, когда в очаге деформации имеются цилиндрические и плоские участки со стороны каждого валка величины σ_0 и σ_1 окажутся меньше, но влияние их сохранится.

Рассмотрим условия деформации полосы в валках с наклонными врезами. Эти врезы выполнены в виде шахматного рельефа (рис. 71). Прокатка полосы в таких валках с переменным обжатием по ширине и одинаковой средней вытяжкой сопровождается появлением растягивающих и сжимающих напряжений. Причем растягивающие напряжения появляются на участках полосы с меньшим обжатием (на участках врезов), а сжимающие - на участках с большим обжатием. Наличие этих напряжений определенным образом сказывается на кинематических и энергосиловых параметрах процесса прокатки.

Площадь врезов на поверхности валка определится из выражения

$$F_3 = 2L\pi Db / t \cdot \cos \varphi - q_3 L n_B / t \cdot \operatorname{tg} \varphi, \quad (81)$$

где L и D - длина и диаметр вала; b - ширина вреза; t - шаг вреза по длине вала; φ - угол наклона вреза; q_3 - площадь участка вала на пересечении врезов (рис. 71, участок 3); n_B - число пересечений врезов по окружности вала.

Так как $q_3 = b^2 / \operatorname{tg} \varphi$, то

$$F_3 = L\pi D(2b/t \cdot \cos \varphi - b^2/t^2)$$

или

$$F_3 = 2L\pi Db/t \cdot \cos \varphi - L\pi Db^2/t^2. \quad (82)$$

Площадь врезов относительно площади поверхности вала равна

$$c = F_3/F = 2b/t \cdot \cos \varphi - b^2/t^2. \quad (83)$$

Влияние дополнительных продольных напряжений по ширине полосы можно определить на основе решения [73]

$$n_i = 1 - \frac{0,87}{1 + \frac{h}{H}} \cdot \frac{1 + 1,25 \cdot h/H}{n_\sigma} \left(1 - \frac{\ln \mu_i}{\ln \mu_{cp}} \right), \quad (84)$$

где β - коэффициент Лоде ($\beta = 1,15$); B_1 - коэффициент ($B_1 = 1,25$); a_i - соотношение между дополнительными продольными напряжениями на входе в очаг деформации (σ_0) и на выходе из него (σ_1); μ_i и μ_{cp} - коэффициенты вытяжек в данном продольном сечении и средний по ширине очага деформации; n_σ - коэффициент подпора для всего очага деформации при симметричной (простой) прокатке.

Коэффициент a_i равен $a_i = \sigma_0/\sigma_1$. Так как внутренние силы в плоскостях входа и выхода уравновешены, т.е.

$$\sigma_0 H = \sigma_1 h,$$

$$a_i = \sigma_0/\sigma_1 = h/H.$$

Тогда

$$n_i = 1 - \frac{1}{\beta} \frac{1}{1 + a_i} \cdot \frac{1 + B_i a_i}{n_{\sigma}} \left(1 - \frac{\ln \mu_i}{\ln \mu_{cp}} \right). \quad (85)$$

Средний коэффициент вытяжки при прокатке в валках с наклонными врезами определим из выражения

$$\mu_{cp} = H / (h + \delta / 2),$$

где h - минимальная толщина полосы; δ - глубина вреза на диаметр валка.

Коэффициент вытяжки на участках врезов (рис. 71, участок 3) (при их совпадении на верхнем и нижнем валках) определяется из выражения

$$\mu_3 = H / (h + \delta),$$

а коэффициент вытяжки на участках 1 (рис. 71) равен

$$\mu_1 = H / h.$$

С учетом выражений для μ_1 , μ_3 и μ_{cp} коэффициент влияния дополнительных продольных напряжений равен соответственно для участков врезов и выступов валков [75]:

$$n_1 = 1 - \frac{0,87 + 1,1h/H}{n_{\sigma}(1 + h/H)} \left[1 - \frac{\ln H/h}{\ln H/(h + \delta/2)} \right]; \quad (86)$$

$$n_3 = 1 - \frac{0,87 + 1,1h/H}{n_{\sigma}(1 + h/H)} \left[1 - \frac{\ln H/(h + \delta)}{\ln H/(h + \delta/2)} \right]. \quad (87)$$

Сила прокатки полосы в валках с наклонными врезами будет равна

$$P = p_{cp} \cdot B \sqrt{R(H - h - \delta/2)} [n_1(1 - c) + n_3 \cdot c]. \quad (88)$$

Из выражений (86) - (88) следует, что рельеф поверхности валка (ширина, глубина и шаг врезов) оказывают влияние на уровень дополнительных продольных напряжений. При этом коэффициент $n_3 < 1$ (участок врезов), а $n_1 > 1$ (участок гребней), и поэтому чем больше доля врезов на общей площади поверхности валка, тем больше влияние растягивающих напряжений на силу прокатки. При $\delta = 0$ (отсутствие врезов) $n_3 = n_1$, $c = 0$. Как показывают расчеты, значительное влияние на силу

прокатки оказывает глубина вреза. Так, при увеличении глубины вреза на диаметр вала с $\delta = 0,03$ мм до $\delta = 0,3$ мм ($H/h = 1.4$, $b/t = 0.6$, $n_{\sigma} = 1.5$) сила прокатки снижается с 2,5% до 22% по сравнению с прокаткой в гладких валах.

6.2. ИССЛЕДОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ПРОКАТКИ ПОЛОС В ВАЛКАХ С РАЗЛИЧНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТИ

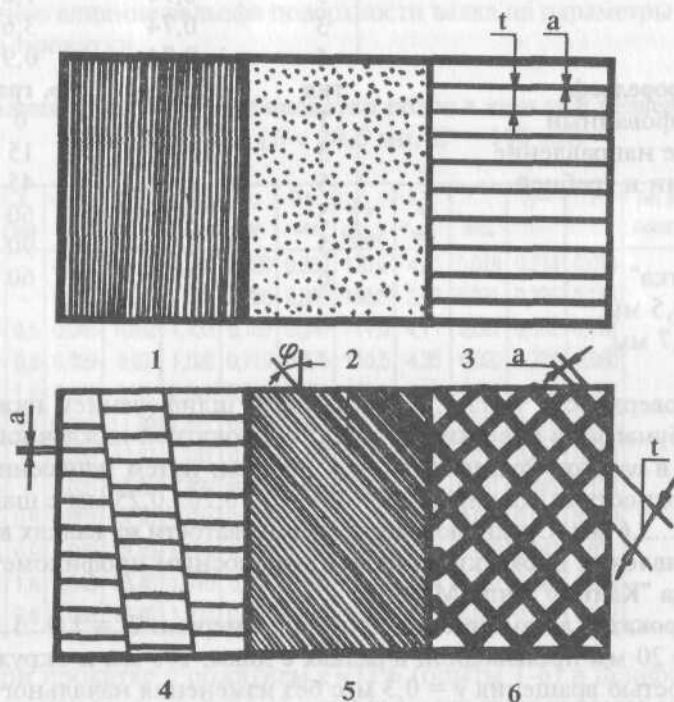


Рис. 74. Рельеф поверхности валков: 1 - шлифование при $\phi = 0$ град; 2 - насеченная поверхность; 3 - волнистый с продольными рисками; 4 - волнистый со смещенными продольными гранями; 5 - шлифование с $\phi \geq 0$; 6 - шлифование с $\phi \leq 0$ ("клетка").

Ниже представлены результаты исследований по изучению влияния на параметры процесса прокатки рельефа поверхности валков различного типа (рис. 74). Приведем характеристики рельефа поверхности валков:

Микрорельеф	тип	R_a , мкм	t , мм
Шлифованный	1	0,50	-
Насеченный	2	3,00	-
Регулярный с впадинами	3	0,74	0,5
	3	0,74	0,9
	3	0,74	1,6
	3	0,74	3,6
	4	0,74	0,9
Микрорельеф	тип	R_a , мкм	φ , град.
Шлифованный	1	1,27	0
Косое направление впадин и гребней	5	1,04	15
	5	1,03	45
	5	1,21	60
	5	1,20	90
	5	1,20	90
"Клетка"	6	1,51	60

$a = 0,5$ мм,

$t = 1,7$ мм.

Поверхности типа 1, 5, 6 получены шлифованием наждачной бумагой, а поверхность типа 2 - прокаткой наждачной бумаги в валках. Рельеф типа 3, 4 получен путем нанесения на поверхность валка рисунок шириной $a = 0,20...0,25$ мм с шагом $t = 0,5...3,6$ мм. Среднюю высоту шероховатости на валках вдоль направления прокатки измеряли переносным профилометром завода "Калибр" типа М-283.

Прокатку алюминиевых полос с размерами $H = 1,0...1,3$ мм и $B \approx 20$ мм производили в валках с диам. 100 мм и окружной скоростью вращения $v = 0,3$ м/с без изменения начального зазора. Во время прокатки измеряли опережение методом керновых отметок и силу прокатки мессдозами с тензометрическими датчиками и записью на самописец типа Н-384. В качестве смазки использовали эмульсол Т. По опытным величинам опережения S и силы прокатки P рассчитывали коэффициент тре-

ния f и среднее нормальное напряжение p_{cp} [10]:

$$f = 0,5\alpha / (1 - 2\gamma / \alpha), p_{cp} = P / Bl_0; \gamma = \sqrt{Sh / R},$$

где h - толщина полосы после прокатки; R , l_0 , α и γ - радиус валков, длина дуги контакта, углы контакта и нейтрального сечения с учетом упругих деформаций валков и полосы, определенные по методике [10]; B - средняя ширина полосы в очаге деформации.

При прокатке по отметкам на полосе измеряли ее удлинение и затем рассчитывали коэффициент вытяжки. Результаты опытов представлены на рис. 75 и в табл. 17, из которых видно заметное влияние рельефа поверхности валка на параметры процесса прокатки.

Таблица 17. Результаты прокатки полос в валках с рельефом типов 1, 2, 3 ($B \approx 20,5$ мм, $D = 100$ мм)

H , мм	t , мм	S	P , кН	μ	h , мм	Δh , мм	p_{cp} , Н/мм ²	l_{cp} , мм	γ , рад	γ/α	f	Тип рельефа поверхности
1,09	-	0,023	10,65	1,483	0,730	0,360	120,4	4,25	0,018	0,214	0,074	1
1,10	-	0,058	13,73	1,392	0,788	0,305	168,6	3,92	0,031	0,396	0,185	2
1,10	0,5	0,048	10,02	1,433	0,760	0,340	111,0	4,11	0,027	0,392	0,128	3
1,10	0,9	0,029	9,93	1,523	0,719	0,375	110,5	4,35	0,020	0,232	0,080	3
1,10	1,6	0,027	9,70	1,541	0,710	0,385	106,4	4,41	0,019	0,219	0,077	3
1,10	3,6	0,021	11,60	1,471	0,747	0,350	132,6	4,21	0,017	0,219	0,075	3
1,09	-	0,026	12,87	1,741	0,623	0,467	128,7	4,86	0,017	0,180	0,073	1
1,09	-	0,073	18,20	1,635	0,660	0,425	186,8	4,65	0,031	0,345	0,138	2
1,08	0,5	0,063	13,10	1,694	0,630	0,450	132,9	4,78	0,028	0,297	0,116	3
1,08	0,9	0,049	13,40	1,771	0,600	0,480	132,5	4,94	0,023	0,242	0,091	3
1,08	1,6	0,043	13,40	1,810	0,590	0,490	132,5	5,01	0,022	0,222	0,089	3
1,09	3,6	0,036	15,40	1,774	0,610	0,480	150,5	4,93	0,020	0,206	0,082	3

При прокатке с обжатием $\epsilon \approx 32\%$ (опыты 1-6) в шлифованных валках (рельеф типа 1) коэффициент трения имеет минимальные значения $f = 0,074$, а при прокатке в насеченных валках (рельеф типа 2) коэффициент трения максимален и составляет $f = 0,185$, что обусловлено увеличением сопротивления скольжению металла на поверхностях контакта в очаге деформации.

мации. При использовании регулярного рельефа поверхности типа 3 коэффициент трения возрастает с увеличением шага продольных впадин. Причем минимальное его значение $f = 0,075$ (опыт 6) соответствует рельефу с шагом впадин $t = 3,6$ мм, когда величина шага примерно равна длине очага деформации ($l_c = 4,21$ мм). В этом случае условия деформации определяются главным образом шероховатостью R_a поверхности валков. Так как в опыте 6 имеем $R_a \approx 0,70...0,78$ мкм, что несколько больше, чем в опыте 1, где $R_a \approx 0,44...0,65$ мкм, то коэффициент трения и средние нормальные напряжения несколько больше, а коэффициент вытяжки несколько меньше. Уменьшение шага впадин затрудняет скольжение металла по поверхности, особенно в зоне отставания, где количество впадин всегда больше, это вызывает увеличение вытяжки в зоне опережения и возрастания коэффициента трения (опыты 3-5).

Вследствие несовпадения в одном вертикальном сечении очага деформации впадин верхнего и нижнего валков процесс прокатки в валках с подобным рельефом оказывается несимметричным и вызывает появление в деформируемом объеме продольных растягивающих напряжений. Наличием их можно объяснить большие значения коэффициента вытяжки $\mu = 1,523...1,541$ при прокатке в валках с $t = 0,9...1,6$ мм по сравнению с прокаткой в шлифованных валках, где $\mu = 1,483$ (рис. 75, б, опыты 1, 4, 5). При этих же значениях t получены и минимальные величины нормальных контактных напряжений: 106,4-110,5 против 120,4 Н/мм² в опыте 1.

Таким образом, при прокатке в валках с продольными впадинами на поверхности валка существуют оптимальные параметры рельефа, которые обеспечивают максимальную вытяжку полос при одинаковой шероховатости поверхности валков. При прокатке в валках с насеченной поверхностью коэффициент вытяжки минимален, а среднее нормальное напряжение в 1,28-1,83 раза выше, чем в опытах 1,3-6. Аналогичные зависимости получены при деформации металла с обжатием $\varepsilon \approx 41\%$ (рис. 75, табл. 17) и при повторных исследованиях с обжатием $\varepsilon \approx 25\%$, что подтверждает достоверность полученных результатов. Образующиеся при прокатке в таких валках выступы на полосах отчетливо видны на профилограммах, а их высота составляет примерно 6-10 мкм.

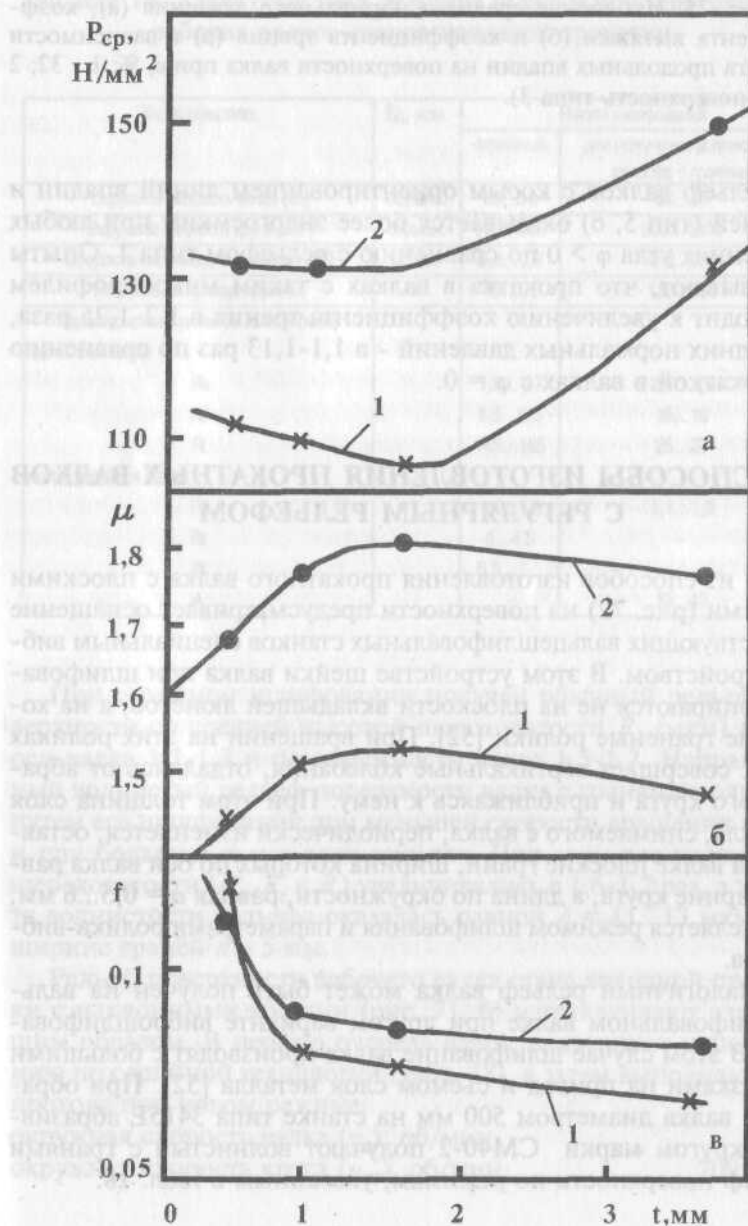


Рис. 75. Изменение среднего нормального давления (а), коэффициента вытяжки (б) и коэффициента трения (в) в зависимости от шага продольных впадин на поверхности валка при ϵ , %: 1 - 32; 2 - 41 (поверхность типа 3).

Рельеф валков с косым ориентированием линий впадин и гребней (тип 5, 6) оказывается более энергоемким при любых значениях угла $\varphi > 0$ по сравнению с рельефом типа 1. Опыты показывают, что прокатка в валках с таким микропрофилем приводит к увеличению коэффициента трения в 1,2-1,25 раза, а средних нормальных давлений - в 1,1-1,13 раз по сравнению с прокаткой в валках с $\varphi = 0$.

6.3. СПОСОБЫ ИЗГОТОВЛЕНИЯ ПРОКАТНЫХ ВАЛКОВ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ

Один из способов изготовления прокатного валка с плоскими гранями (рис. 72) на поверхности предусматривает оснащение существующих вальцешлифовальных станков специальным виброустройством. В этом устройстве шейки валка при шлифовании опираются не на плоскости вкладышей люнетов, а на холостые граненые ролики [52]. При вращении на этих роликах валок совершает вертикальные колебания, отдаляясь от абразивного круга и приближаясь к нему. При этом толщина слоя металла, снимаемого с валка, периодически изменяется, оставляя на валке плоские грани, ширина которых по оси валка равна ширине круга, а длина по окружности, равная $a = 0,5...6$ мм, определяется режимом шлифования и параметрами ролика-вибратора.

Аналогичный рельеф валка может быть получен на вальцешлифовальном валке при другом варианте виброшлифования. В этом случае шлифование валка производят с большими нагрузками на привод и съемом слоя металла [52]. При обработке валка диаметром 500 мм на станке типа 3415Е абразивным кругом марки СМ40-2 получают волнистый с гранями рельеф поверхности по режимам, указанным в табл. 18.

Таблица 18. Характеристика режимов шлифования поверхности рабочих валков станов холодной прокатки

Характеристика	Ед. изм.	Режим шлифования	
		серийный	для получения волнистого рельефа с гранями
Окружная скорость вала (v_b)	об/мин.	60...70	30...40
Окружная скорость круга (v_{KP})	об/мин.	500...600	900...1000
Скорость перемещения каретки (v_K)	м/мин.	0,8...0,9	0,8...0,9
Нагрузка на привод круга (J)	A	45...55	120...150
Характеристики рельефа валков (мкм)			
вдоль оси вала:			
R_a		1,5...1,7	2,6...2,8
R_z		8,5...9,5	15...16
R_t		145...165	25...27
по окружности вала:			
R_a		1,1...1,3	1,1...1,3
R_z		4...4,5	-
R_t		6,5...7,5	-
A		-	12...13

При серийном шлифовании получен обычный рельеф поверхности со средней высотой шероховатости R_a (мкм) вдоль оси вала 1,1-1,3 и по окружности вала 1,5-1,7. Направленный волнистый рельеф поверхности вала с гранями получали путем его шлифования при меньшей скорости вращения вала и при большем съеме слоя металла. При этом все параметры шероховатости (R_a , R_z и R_t) увеличивались в 1,6-1,7 раз, а высота волнистости рельефа оказалась равной $A = 11...13$ мкм при ширине граней $a \approx 5$ мм.

Рельеф поверхности рабочего вала стана холодной прокатки с наклонными врезами (рис. 71, б) изготавливают следующим образом. В первую очередь валок подвергают шлифованию по серийной технологии (табл. 18), а затем выполняют два прохода при новом режиме:

окружная скорость вала (v_b), об/мин. 5...16
 окружная скорость круга (v_{KP}), об/мин. 700...800

скорость перемещения каретки (v_K), м/мин.	2,2...2,4
нагрузка на привод круга (J), А	50...150
глубина вреза (ΔD), мкм	0,06...0,12
шероховатость R_a , мкм:	
валка на поверхности	1,8...2,0
на поверхности вреза без граней	1,8...2,3
на поверхности вresa с гранями	3,0

В первом проходе получают на поверхности валка спиральный врез с наклоном под углом φ в одном направлении, а при обратном проходе по тому же режиму получают рельеф поверхности, развертка которого представлена на рис. 71. Ширина вresa равна ширине абразивного круга. При указанных режимах обработки валков полушаг врезов равен $t/2 = 170...200$ мм, а угол их наклона по выражению

$$\operatorname{tg} \varphi = t / \pi D = 0,15...0,197 \text{ рад.}$$

Увеличение поперечной подачи круга, что характеризуется нагрузкой J на его привод, обеспечивает увеличение глубины δ_{BP} вresa по диаметру до 0,12 мм. Шероховатость поверхности вresa несколько больше, чем на основной поверхности. При увеличении нагрузки на привод круга до $J = 150$ А на поверхности вresa получают грани с высотой шероховатости ~ 3 мкм R_a .

Для получения шлифованной поверхности рабочих валков непрерывного стана 1680 горячей прокатки используют режим обработки со следующими характеристиками:

число оборотов валка (n_B), об/мин.	40...60
число оборотов абразивного круга (n_{KP}), об/мин.	1000
скорость продольного перемещения круга (v_{KAP}), мм/мин.	2400
нагрузка на двигатель круга (J), А	50...70

Для получения по всей поверхности продольных граней (рис. 71,а) увеличивают лишь нагрузку на круг до $J = 150...170$ А. В этом случае получают грани длиной по окружности $a = 6...9$ мм. Для получения на предварительно шлифованных валках наклонных врезов (рис. 71,б) по сравнению с серийным режимом уменьшают число оборотов валка до $n_B = 17...18$ в мин и увеличивают нагрузку на двигатель абразивного круга до $J = 150...170$ А.

Для изготовления наклонных врезов на опорных валках непрерывного стана 1680 горячей прокатки после чистового шлифования применяют следующий режим обработки: нагрузка на двигатель абразивного круга $J = 100 \dots 110 \text{ А}$, число оборотов вала в мин. $n_B = 3 \dots 4$, продольная скорость перемещения круга $v_{KAR} \approx 1000 \text{ мм/мин}$. При таком режиме получаем глубину вреза на диаметр $\delta_{BP} = 0,2 \dots 0,3 \text{ мм}$ с шагом врезов $t = 240 \text{ мм}$.

6.4. ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИСПЫТАНИЯ РАБОЧИХ ВАЛКОВ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА СТАНАХ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКИ

Испытания рабочих валков с регулярным рельефом поверхностей проведены на непрерывных станах холодной прокатки полос 1700 (металлургический комбинат им. Ильича) и 1680 (металлургический комбинат "Запорожсталь"). На реверсивном стане 1200 при прокатке полос $0,52 \times 1000 \text{ мм}$ использовали шлифованные рабочие валки с гранями ($a_r = 4,5 \text{ мм}$) и серийные (верхний насеченный с $R_a = 4,5 \dots 5 \text{ мкм}$, нижний шлифованный $R_a \approx 1,8 \dots 2 \text{ мкм}$) валки. Половину плавки прокатывали в серийных валках диаметром $D = 400 \text{ мм}$, а вторую в опытных - диаметром $D = 408,3 \text{ мм}$. Измерения показали, что суммарная токовая нагрузка на главный двигатель за четыре прохода в обоих случаях оказалась одинаковой ($J_d = 12,6 \text{ кА}$), но прокатку полос на опытных валках осуществляли при скоростях $v = 7 \dots 9,2 \text{ м/с}$ против $v = 6,3 \dots 8,4 \text{ м/с}$ в случае применения серийных валков. Отсутствие снижения токовой нагрузки на главный привод при прокатке в опытных валках обусловлено, очевидно, большим их диаметром. После прокатки опытные рулоны подвергали рекристаллизационному отжигу и дрессировке по серийным режимам. На отожженных опытных рулонах не наблюдали дефектов в виде "слипания" и "изломов". Механические свойства полос серийных и опытных рулонов оказались практически идентичными:

Показатели	Рулоны	
	серийн.	опытн.
Предел текучести, Н/мм ²	241	258
Предел прочности, Н/мм ²	340	347
Удлинение δ_n , %	33,6	34,7
Диаметр отпечатка по Эриксену,	10,0	10,22

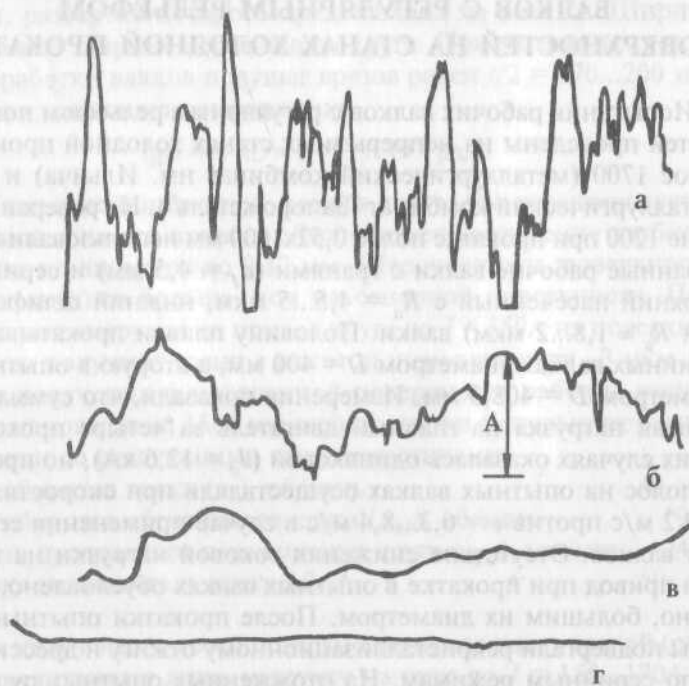


Рис. 76. Рельеф поверхностей верхнего (а, б) и нижнего (б, г) валков по направлению прокатки R_a и R_t (мкм): исходный а - 4,6 и 28; б - 2,4 и 18; после прокатки 950 т полос 1х1335 мм: в - 0,95 и 18; г - 0,15.

В связи с тем, что максимальная величина неровностей поверхностей полосы ($R_z \approx 28$ мкм) больше величины обжатия при ее дрессировке ($\Delta h \approx 0,005$ мкм), отпечатки граней валков не закатывались полностью, хотя это не являлось браковочным признаком для тех изделий, на изготовление которых предназначалась эта продукция.

На непрерывном стане 1680 холодной прокатки в клети 1 применяли верхний рабочий валок с насеченной поверхностью, а нижний - шлифованный с продольными гранями. Серийные рабочие валки в исходном состоянии имели насеченные поверхности, но после 200-300 т проката нижний валок приобретал шероховатость в пределах 1 мкм R_a . В процессе исследований на разделенных плавках малоуглеродистой стали фиксировали нагрузки на главные приводы клетей и окружные скорости валков. Часть экспериментального материала представлена в табл. 19, 20 и на рис. 76. При прокатке в опытных рабочих валках условия захвата переднего конца полосы не ухудшились, но производили некоторую корректировку межвалковых зазоров в клетях. Вследствие этого происходило перераспределение обжатий полосы при общем снижении нагрузок на главные приводы. Поскольку первые части опытных плавков прокатывали в основном на выработанных серийных валках, то сравнение загрузки главных приводов с опытными рабочими валками является правомочным. Как видно из табл. 19, при использовании опытных валков суммарная нагрузка на главные приводы клетей 1, 2 снижается на 8,2-24,6%.

Меньший уровень снижения нагрузок относится к тем случаям, когда полосы прокатывали на изношенных серийных рабочих валках и на новых опытных рабочих валках (оп. 2, 3). Различие в нагрузках на главные приводы возрастает при небольшой разнице в количестве проката металла на серийных и опытных валках (оп. 1, 4). Более полные данные представлены в табл. 20, из которой следует, что при использовании опытных рабочих валков в клети 1 (верхний валок с насечкой, нижний - с гранями $a_f \approx 2,5$ мм) суммарная нагрузка главных приводов стана снижается на 3,1-6,1% за счет уменьшения силы тока в первых двух клетях.

На рис. 76 показаны профилограммы поверхностей валков

в исходном состоянии и после прокатки $G = 950$ т. Как видно из данных, верхний насеченный валок в исходном состоянии имеет высокие значения микрошероховатости ($R_a = 4,4 \dots 4,9$ мкм, $R_t = 28$ мкм) (рис. 76,в). После износа величины R_a и R_t существенно уменьшаются. Нижний рабочий валок с волнистым профилем получает более существенный износ. Так, например, R_a уменьшается с 2,4-2,6 мкм до 0,15-0,2 мкм (рис. 76,в,г).

В клетях 1, 2 непрерывного стана 1700 холодной прокатки в течение 15 дней испытывали рабочие валки с рельефом в виде наклонных врезов (в клети 1 - валки с насеченной поверхностью, в клети 2 - шлифованные). Шаг врезов по длине валка равен 200-220 мм, а глубина вреза на диаметр для первой клети равна $\Delta D = 0,08 \dots 0,10$ мм, а для второй клети - $\Delta D \approx 0,06$ мм. В процессе опытов выполнили прокатку одной разделенной плавки полос толщиной 0,65 мм и шириной 1022 мм по серийной и опытной технологиям с измерением толщин и длин концевых участков по приборам, установленным на стане. При прокатке по опытной технологии вследствие повышения устойчивости концевой участка в валках обеспечено увеличение обжатия полосы при уменьшении межвалковых зазоров в клетях 1, 2, на $S_1 = S_2 \approx 0,2 \dots 0,3$ мм (по продуктиметру). Представленные данные свидетельствуют о возможности прокатки задних концов на непрерывных станах на опытных валках с дополнительным обжатием без потери их устойчивости в осевом направлении.

При прокатке по серийной и опытной технологиям выполнены измерения нагрузок на главные приводы клетей. Из табл. 21 видно, что при прокатке по опытной технологии суммарная по всем клетям токовая нагрузка (J_{Σ}) главных приводов на 3-22,3% ниже, чем при существующей технологии. Очевидно, разница в величинах J_{Σ} могла быть еще более заметной, если бы объем предварительно прокатанного металла при существующей технологии был меньше и сравнимым с объемом проката на опытных валках.

Таблица 19. Нагрузка на главные приводы клеток 1,2 непрерывного стана 1680 при прокатке в рабочих валках с различным рельефом (нижний опытный рабочий валок с гранями $a_r=4,5$ мм)

№ № опытов	Характеристика прокатываемого металла	К-во предварит. прокатанного металла, т	Ток главного привода по клетям, кА		Изменение нагрузки по клетям, %		Скорость полосы по клетям, м/с		Снижение нагрузки в двух клетях, %	Рабочие валки в клетях 1
			1	2	1	2	1	4		
1	3,8/2,0x1000	210	3,3	1,84	-	-	5,0	7,5	-	Серийные
		230	2,2	1,9	-33	3	5,0	7,5	19,8	Опытные
2	2,7/0,8x1000	590	2,8	2,5	-	-	3,8	9,0	-	Серийные
		25	2,4	2,5	-14	-	3,8	9,2	8,2	Опытные
3	2,7/0,9x1000	565	2,9	1,8	-	-	4,2	9,2	-	Серийные
		20	2,8	1,5	-3,5	-16,7	4,2	9,2	8,5	Опытные
4	3/1,0x1335	117	3,2	4,5	-	-	3,6	7,4	-	Серийные
		32	3,0	2,8	-6	-38	4,0	7,56	24,6	Опытные

Таблица 20. Результаты прокатки на непрерывном стане 1680 с использованием в клетях 1 нижнего рабочего вала с продольными гранями ($a_f \approx 2,5$ мм)

№ опытов	Характеристика прокатываемого металла	К-во предварит. прокатанного металла, т	Ток главного привода клетей, кА				Скорость прокатки по клетям, м/с				Суммарн. токовая нагрузка, кА	Снижение нагрузки, %	Рабочие валки в клетях 1
			1	2	3	4	1	2	3	4			
5	3,8/2,0x1370	39	2,0	4,1	4,7	3,3	4,4	6,2	6,8	7,2	14,1	-	Серийные
		123	1,74	3,5	4,7	3,3	4,4	6,2	6,8	7,25	13,24	6,1	Опытные
6	3/1,2x1400	117	1,9	4,85	3,5	3,1	4,0	6,0	6,6	7,3	13,35	-	Серийные
		52	1,82	4,5	3,6	3,0	4,0	5,9	6,6	7,3	12,95	3,1	Опытные
7	2,7/1,1x1000	505	2,7	2,5	3,6	1,6	4,4	6,4	7,7	8,7	10,4	-	Серийные
		23	2,00	1,4	4,3	2,2	4,4	6,4	7,8	9,1	9,9	4,8	Опытные

Таблица 21. Силовые нагрузки на главные приводы клетей непрерывного стана 1700 при прокатке разделенной плавки из стали марки 1кп. Полосы 0,53 и 0,64 из подката 2 x 1022 мм

Объем предварительно прокатанного металла, т	Толщина полосы после клетей 4, мм	Окружная скорость валков в клетях 4, м/с	Ток главных двигателей (J_2) по клетям стана, кА				Суммарный ток J_{Σ} , кА	Снижение нагрузки, %	Межклетьевое натяжение, кН			Технология
			1	2	3	4			1-2	2-3	3-4	
1500	0,54	10	0,8	2,5	3,3	3,0	9,6	-	180	160	190	Серийная
1600	0,66	10	0,5	2,65	3,65	3,0	9,8	-	230	220	170	"-
100	0,53	9,0	0,8	2,9	3,25	2,5	9,3	3,0	200	180	130	Опытная
120	0,66	9,5	0,1	2,8	2,7	2,0	7,6	22,3	180	170	170	"-

6.5. ИСПЫТАНИЯ РАБОЧИХ ВАЛКОВ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ НА НЕПРЕРЫВНОМ СТАНЕ 1680 ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ

Испытания рабочих и опорных валков с регулярным рельефом поверхностей выполнены в клетях 5, 6 (рабочие валки) и в клетях 2-4 (опорные валки). В клетях 5-6 использовали рабочие валки с продольными гранями и с наклонными врезами (рис. 72), а в клетях 2-4 - опорные валки с наклонными врезами (рис. 71). Длина граней по окружности рабочих валков равна $a_r = 8...9$ мм, глубина наклонного вреза по диаметру рабочего валка равна $\delta_{BP} = 0,07...0,12$ мм, а на опорном - $\delta_{BP} = 0,2...0,3$ мм при шаге $t = 180...200$ мм. В процессе исследований измеряли профили выработанных рабочих валков, оценивали устойчивость полос в клети, эксплуатационные показатели опорных валков.

На рис. 77 представлены данные о выработках верхних (а) и нижних (б) рабочих валков в клетях 5, 6 непрерывного стана 1680 горячей прокатки, полученных на основании измерений пассометром с точностью 0,01 мм в холодном состоянии. Как следует из опытов, рабочие валки имеют максимальную диаметральную выработку в средней части длины бочки, равную 0,07-0,15 мм на цилиндрических нижних валках и 0,07-0,2 мм на вогнутых верхних валках (за вычетом исходной вогнутости образующих бочек). Несмотря на такую существенную выработку, при наличии градиента температур между серединой и краем бочки в пределах 30-40°C, в процессе прокатки рабочие валки имеют выпуклый профиль образующих, что компенсирует упругие деформации валкового узла и обеспечивает допустимую поперечную разнотолщинность полос.

Из рис. 77 следует различие между выработками валков с различным рельефом поверхностей, но величины их на опытных валках не превышают таковые при использовании серийных валков со шлифованной поверхностью (кривые 1). После эксплуатации опытных валков на их поверхностях остаются следы от исходного рельефа, что свидетельствует о его влиянии на процесс прокатки в течение всего периода работы валков.

Использование рабочих валков с рельефной поверхностью

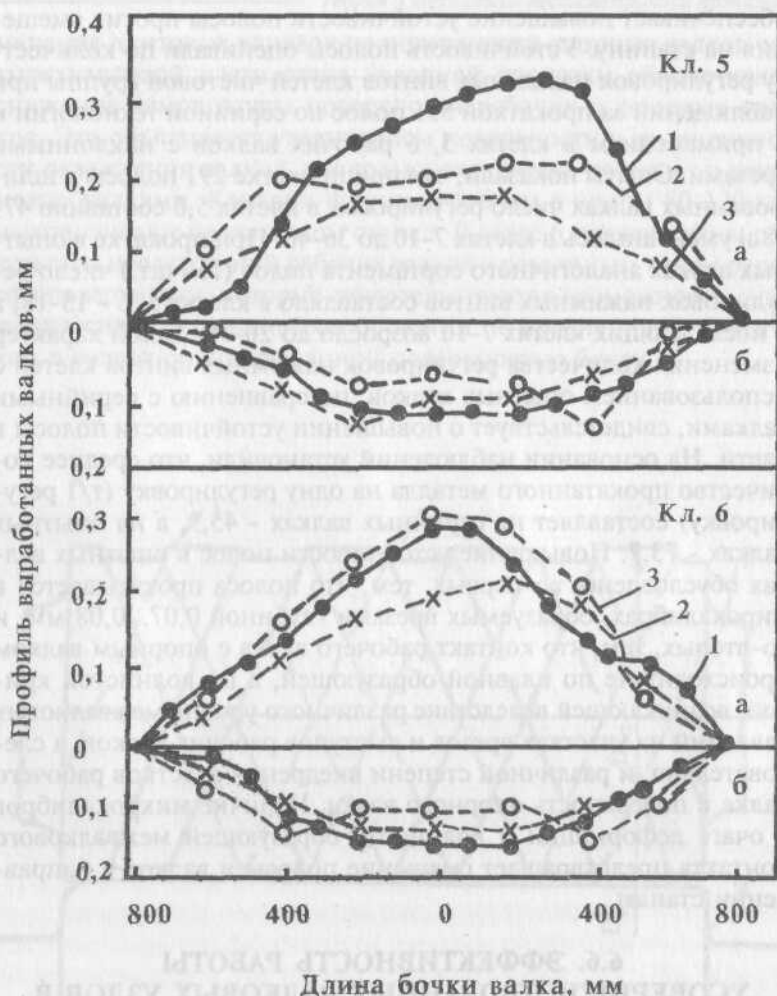


Рис. 77. Профили выработанных рабочих валков клетей 5, 6 (а - верхний с вогнутостью $f_p = -0,10$ мм; б - нижний цилиндрический) после прокатки полос из малоуглеродистых сталей с $B = 1000 \dots 1350$ мм: 1 - шлифованные валки, $G = 3490$ т; 2 - волнистый рельеф с гранями длиной $a = 8 \dots 9$ мм, $G = 3300$ т; 3 - наклонные врезы с глубиной на радиус $0,07 \dots 0,08$ мм, шагом $T = 190 \dots 200$ мм и шириной вреза 80 мм, $G = 4000$ т.

обеспечивает повышение устойчивости полосы против смещения на станину. Устойчивость полосы оценивали по количеству регулировок нажимных винтов клетей чистовой группы при наблюдении за прокаткой 555 полос по серийной технологии и с применением в клетях 5, 6 рабочих валков с наклонными врезами. Опыты показали, что при прокатке 291 полосы в шлифованных валках число регулировок в клетях 5,6 составило 47-48 и уменьшилось в клетях 7-10 до 36-40. При прокатке в опытных валках аналогичного сортамента полос (264 шт.) число регулировок нажимных винтов составляло в клетях 5, 6 - 15-18, а в последующих клетях 7-10 возросло до 20-30. Такой характер изменения количества регулировок нажимных винтов клетей с использованием опытных валков, по сравнению с серийными валками, свидетельствует о повышении устойчивости полосы в клети. На основании наблюдений установили, что среднее количество прокатанного металла на одну регулировку (т/1 регулировку) составляет на серийных валках - 45,9, а на опытных валках - 73,7. Повышение устойчивости полос в опытных валках обусловлено, во-первых, тем, что полоса прокатывается в микрокалибрах, образуемых врезами глубиной 0,07...0,08 мм, и во-вторых, тем, что контакт рабочего валка с опорным валком происходит не по плавной образующей, а по волнистой кривой, возникающей вследствие различного уровня межвалковых давлений на участках врезов и выступов рабочих валков, а следовательно, и различной степени внедрения участков рабочего валка в поверхность опорного валка. Наличие микрокалибров в очаге деформации и волнистой образующей межвалкового контакта предотвращает смещение полосы и валков в направлении станин.

6.6. ЭФФЕКТИВНОСТЬ РАБОТЫ УСОВЕРШЕНСТВОВАННЫХ ВАЛКОВЫХ УЗЛОВ В ЧЕРНОВЫХ КЛЕТЯХ 2-4 НЕПРЕРЫВНОГО СТАНА 1680 ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ ПОЛОС

Опорные валки станов горячей прокатки имеют шлифованную поверхность. Однако такое исходное состояние поверхности не всегда является рациональным. Так, по данным [76] при-

менение винтовых канавок на поверхности опорных валков четырехвалковой клетки стана холодной прокатки обеспечивает снижение температуры поверхности рабочих и опорных валков. Это объясняется увеличением поверхности и интенсивности охлаждения валков, поскольку охладитель попадает в зазор между валками. Канавки шириной 5-6 мм с шагом 80-120 мм изготавливают на токарном станке. В главе 6 представлены результаты исследований рабочих валков с различным рельефом поверхности, которые свидетельствуют о возможности снижения силовых параметров прокатки по сравнению с прокаткой в валках со шлифованной поверхностью бочек.

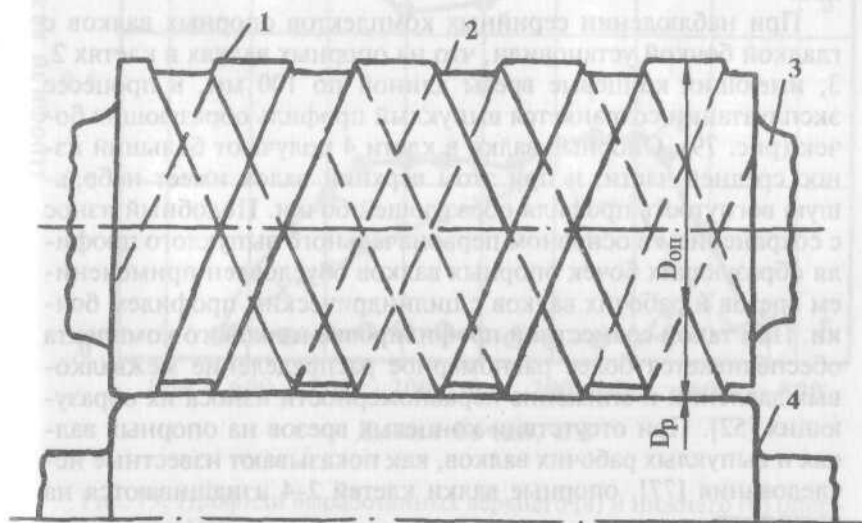


Рис. 78. Бочка опорного вала с регулярным рельефом на поверхности: 1 - выступы на поверхности опорного вала; 2 - впадины; 3 - шейка опорного вала; 4 - рабочий валок.

В этом разделе представлены результаты промышленного применения опорных валков с регулярным рельефом поверхности в черновых клетях 2-4 непрерывного стана 1680 горячей прокатки. В этих клетях опорные валки диаметром $D_{оп} = 1200...1300$ мм имели на поверхности чередующиеся и расположенные наклонные впадины и выступы (рис. 71, 78). В первом опытном периоде эксплуатации регулярный рельеф изготавливали только на одном (верхнем) опорном валке, а затем - на двух опорных валках в клетях 2-4 стана. Характеристика опорных и рабочих валков клетей 2-4 черновой группы стана представлена в табл. 22, а на рис. 79, 80 - профили выработанных опорных и рабочих валков. В процессе исследований производили измерения профилей образующих изношенных валков и контролировали технологические параметры эксплуатации валков.

При наблюдении серийных комплектов опорных валков с гладкой бочкой установили, что на опорных валках в клетях 2, 3, имеющих концевые врезы длиной по 100 мм, в процессе эксплуатации сохраняется выпуклый профиль образующих бочек (рис. 79). Опорные валки в клети 4 получают больший износ средней части, и при этом верхний валок имеет небольшую вогнутость профиля образующей бочки. Подобный износ с сохранением в основном первоначального выпуклого профиля образующих бочек опорных валков обусловлен применением врезов и рабочих валков с цилиндрическим профилем бочки. При такой совместной профилировке валкового комплекта обеспечивается более равномерное распределение межвалковых давлений и снижение неравномерности износа их образующих [52]. При отсутствии концевых врезов на опорных валках и выпуклых рабочих валков, как показывают известные исследования [77], опорные валки клетей 2-4 изнашиваются на вогнутость.

Рабочие валки с цилиндрическим исходным профилем в процессе эксплуатации с базовыми опорными валками получают максимальный износ в середине длины бочки, а образующие их бочки имеют вогнутый профиль. Максимальный износ получают стальные валки в клети 2. Абсолютные значения износа равны 2-2,8 мм. Выработка чугуновых валков (двухслойные ЛПХНд-63, ЛПХНд-71) заметно меньше и составляет 0,4-1,2

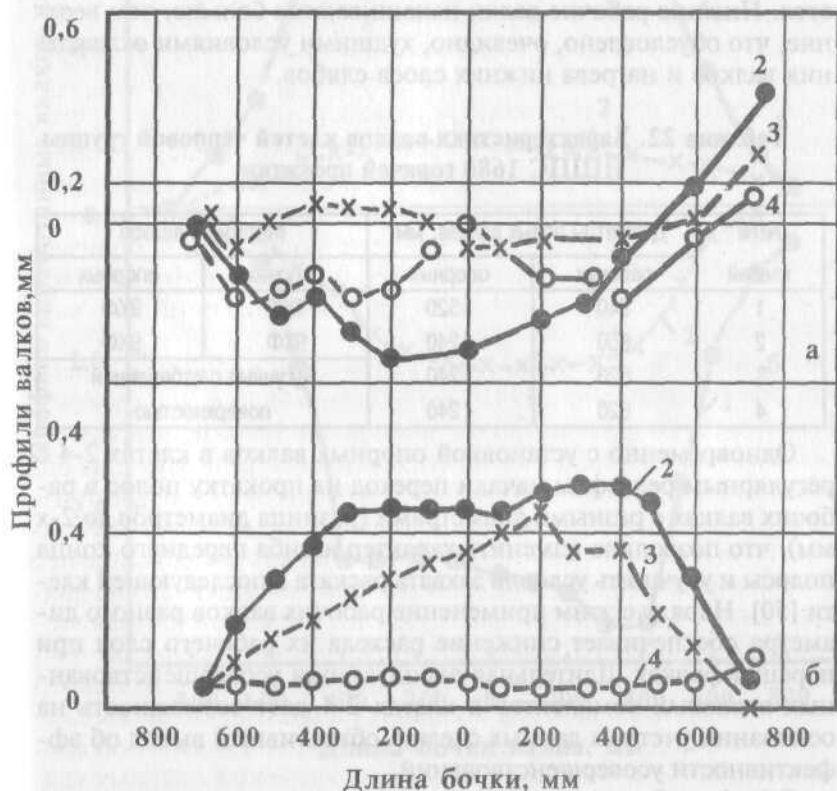


Рис. 79. Профили выработанных верхнего (а) и нижнего (б) опорных валков НШПС 1680 горячей прокатки (цифры у кривых - номера клетей: числитель - верхний валок; знаменатель - нижний):

№№	Диаметры	Выпуклость	Объем проката, тыс.
2	1236/1200	0,5/0,5	96,6
3	1236/1195	0,2/0,2	276,4
4	1230/1215	0,2/0,2	239,2

мм (рис. 80, кривая 2). Следует отметить, что на других парах валков величина выработки может несколько отличаться от приведенной на рис. 80, но характер износа образующих сохраняется. Нижние рабочие валки изнашиваются больше, чем верхние, что обусловлено, очевидно, худшими условиями охлаждения валков и нагрева нижних слоев слэбов.

Таблица 22. Характеристика валков клетей черновой группы НШПС 1680 горячей прокатки

№№ клетей	Диаметры новых валков, мм		Материал валков	
	рабочих	опорных	рабочих	опорных
1	940	1320	9ХФ	9ХФ
2	850	1240	9ХФ	9ХФ
3	620	1240	чугунные с отбеленной поверхностью	
4	620	1240		

Одновременно с установкой опорных валков в клетях 2-4 с регулярным рельефом начали переход на прокатку полос в рабочих валках с разными диаметрами (разница диаметров до 2-х мм), что позволило изменить характер изгиба переднего конца полосы и улучшить условия захвата раската в последующей клетке [50]. Наряду с этим применение рабочих валков разного диаметра обеспечивает снижение расхода их рабочего слоя при перешлифовках. Длительная эксплуатация усовершенствованных валковых комплектов в клетях 2-4 дает возможность на основании учетных данных сделать объективный вывод об эффективности усовершенствований.

Объем выборки по количеству установок опорных валков для серийных и новых условий их эксплуатации соответствует 119 и 77 случаям соответственно, что может быть достаточным для выполнения анализа показателей их службы. Наиболее характерным показателем эффективности работы валков являются объем проката на 1 мм съема слоя диаметра изношенного валка в процессе шлифования ($c = G/\Delta D_{\text{шл}}$) и величина съема диаметра валка на одну установку в клеть ($m = \Delta D_{\text{шл}}/n$). В серийных условиях работы показатели C и m для опорных валков соответственно равны 33,5-132 тыс. т/мм и 2,08-2,83 мм на 1

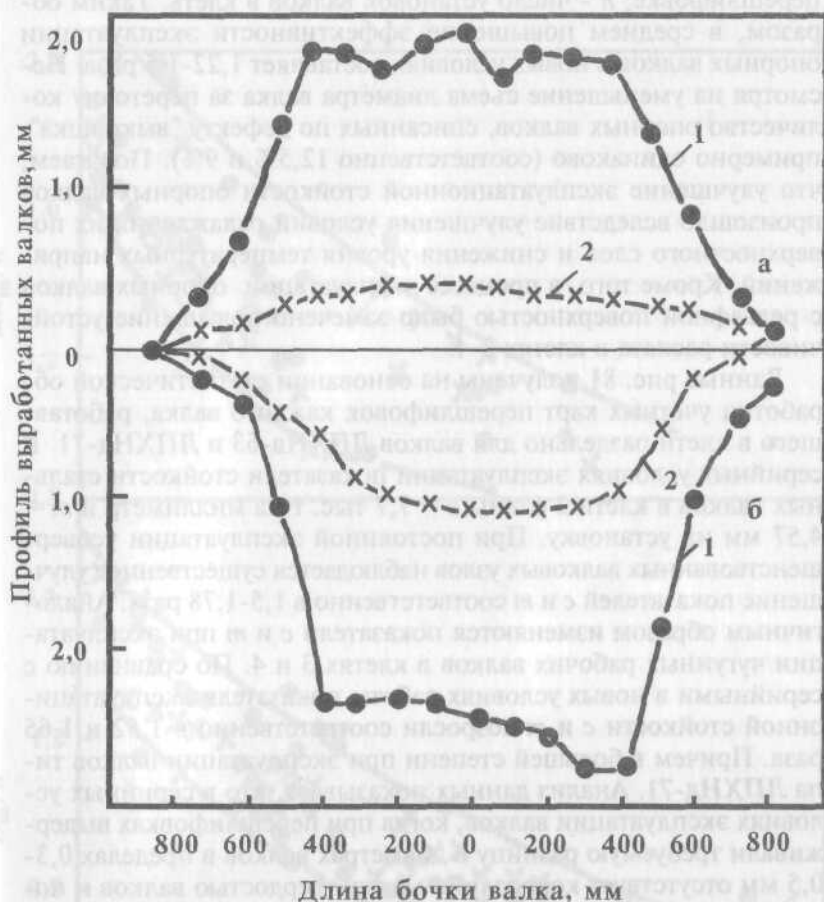


Рис. 80. Профили образующих выработанных валков клетей: 1 - 2 ($G = 31884$ т); 2 - 3,4 ($G \approx 2700$ т). Валки с исходным цилиндрическим профилем: а - верхний, б - нижний.

установку. При эксплуатации усовершенствованных комплектов валков показатели с и т соответственно равны 54,3-133 тыс. т/мм и 1,45-1,9 на 1 установку (где G - объем проката за одну установку валков; $\Delta D_{ш}$ - уменьшение диаметра валка при

перешлифовке; n - число установок валков в клеть. Таким образом, в среднем повышение эффективности эксплуатации опорных валков в новых условиях составляет 1,22-1,5 раза. Несмотря на уменьшение съема диаметра валка за переточку количество опорных валков, списанных по дефекту "выкрошка", примерно одинаково (соответственно 12,5% и 9%). Полагаем, что улучшение эксплуатационной стойкости опорных валков произошло вследствие улучшения условий охлаждения их поверхностного слоя и снижения уровня температурных напряжений. Кроме того, в процессе эксплуатации опорных валков с рельефной поверхностью было замечено повышение устойчивости раската в клетях 2-4.

Данные рис. 81 получены на основании статистической обработки учетных карт перешлифовок каждого валка, работавшего в клетях отдельно для валков ЛПХНд-63 и ЛПХНд-71. В серийных условиях эксплуатации показатели стойкости стальных валков в клетях 2 равны $s = 7,7$ тыс. т на миллиметр и $m = 4,57$ мм на установку. При постоянной эксплуатации усовершенствованных валковых узлов наблюдается существенное улучшение показателей s и m соответственно в 1,5-1,78 раза. Аналогичным образом изменяются показатели s и m при эксплуатации чугунных рабочих валков в клетях 3 и 4. По сравнению с серийными в новых условиях работы показатели эксплуатационной стойкости s и m возросли соответственно в 1,52 и 1,65 раза. Причем в большей степени при эксплуатации валков типа ЛПХНд-71. Анализ данных показывает, что в серийных условиях эксплуатации валков, когда при перешлифовках выдерживали требуемую разницу в диаметрах валков в пределах 0,3-0,5 мм отсутствует корреляция между твердостью валков и показателями s и m . То есть при большей твердости поверхности валков ($71 H_{SH}$) показатели s и m оказываются хуже, чем при использовании валков с твердостью 63 H_{SH} . Увеличение допустимой разницы диаметров после шлифования до 2-х мм позволяет сохранять рабочий слой валков и устранять с валков лишь 0,2-0,4 мм после удаления следов износа, не занижая искусственно диаметр одного из валков пары. В этих условиях эксплуатации и подготовки рабочих валков отчетливо проявляется влияние твердости поверхности на показатели их экс-

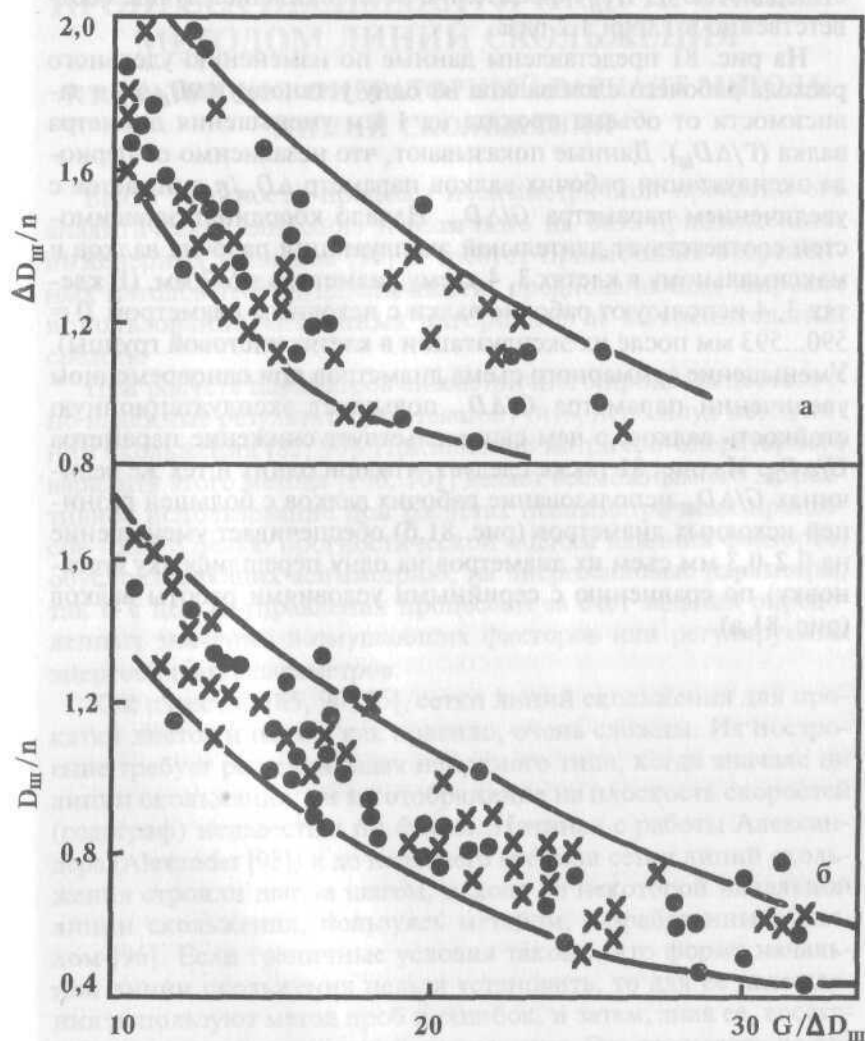
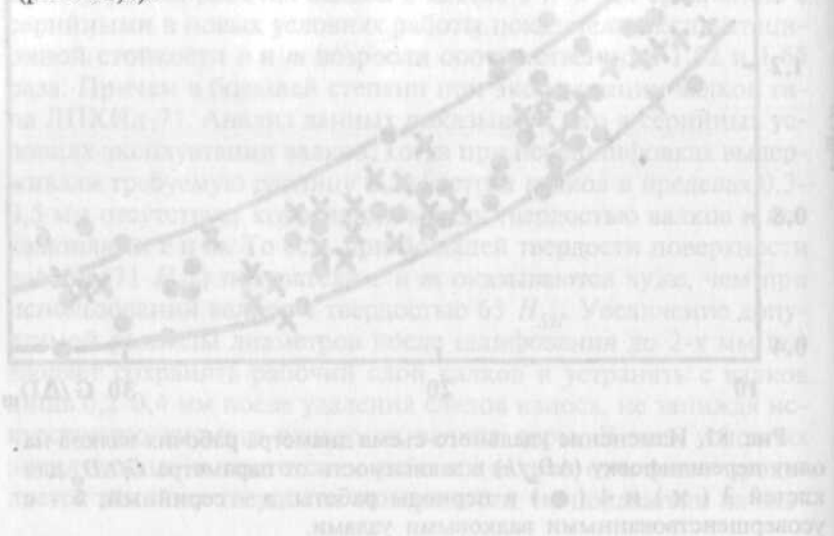


Рис. 81. Изменение удельного съема диаметра рабочих валков на одну перешлифовку ($\Delta D_{ш}/h$) в зависимости от параметра $G/\Delta D_{ш}$ для клеток 3 (x) и 4 (•) в периоды работы: а - серийный; б - с усовершенствованными валковыми узлами.

плуатации. Так, для валков с твердостью $71 H_{SH}$ по сравнению с твердостью $63 H_{SH}$ показатели s и m оказались лучше соответственно в 1,09 и 1,2 раза.

На рис. 81 представлены данные по изменению удельного расхода рабочего слоя валков на одну установку ($\Delta D_{III}/n$) в зависимости от объема проката на 1 мм уменьшения диаметра валка ($G/\Delta D_{III}$). Данные показывают, что независимо от периода эксплуатации рабочих валков параметр $\Delta D_{III}/n$ снижается с увеличением параметра $G/\Delta D_{III}$. Начало координат зависимостей соответствует длительной эксплуатации рабочих валков и максимальному в клетях 3, 4 съему диаметров в 5-7 мм. (В клетях 3, 4 используют рабочие валки с исходным диаметром $D = 590...593$ мм после их эксплуатации в клетях чистовой группы). Уменьшение суммарного съема диаметров при одновременном увеличении параметра $G/\Delta D_{III}$ повышает эксплуатационную стойкость валков, о чем свидетельствует снижение параметра $G/\Delta D_{III}$. Из рис. 81 также следует, что при одних и тех же величинах $G/\Delta D_{III}$ использование рабочих валков с большей разницей исходных диаметров (рис. 81,б) обеспечивает уменьшение на 0,2-0,3 мм съема их диаметров на одну перешлифовку (установку) по сравнению с серийными условиями работы валков (рис. 81,а).



7. РАСЧЕТ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ МЕТОДОМ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ¹

7.1. МАТРИЧНО-ОПЕРАТОРНЫЙ ВАРИАНТ МЕТОДА ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ

Ввиду сложности процесса несимметричной прокатки его аналитическое описание невозможно на базе приближенных инженерных подходов [95] и требует привлечения современных методов теории пластичности, предполагающих широкое использование численных алгоритмов и вычислительных средств.

При расчете параметров симметричного процесса достаточно надежные результаты удается получить, используя метод линий скольжения [85, 90]. Применение матрично-операторного варианта этого метода [100, 101] делает возможным его эффективное использование при расчетах несимметричных процессов - как с целью прогностической оценки влияния факторов, обуславливающих асимметрию, на энергосиловые параметры, так и с целью управления процессом за счет задания определенных значений возмущающих факторов или регулируемых энергосиловых параметров.

Как известно [85, 90, 96], сетки линий скольжения для прокатки листов и полос, как правило, очень сложны. Их построение требует решения задач непрямого типа, когда вначале ни линии скольжения, ни их отображение на плоскость скоростей (годограф) неизвестны по форме. Начиная с работы Александра (Alexander [98]) и до недавнего времени сетки линий скольжения строили шаг за шагом, исходя из некоторой начальной линии скольжения, пользуясь методом, разработанным Хиллом [96]. Если граничные условия таковы, что форму начальной линии скольжения нельзя установить, то для ее нахождения используют метод проб и ошибок, и затем, зная ее, восстанавливают всю сетку линий скольжения. Эта процедура доста-

¹ При написании главы использованы материалы кандидатской диссертации Л.В. Бипкевич.

точно трудоемка даже при решении задач симметричной прокатки [90], а наличие несимметрии делает практически нереальным применение этого метода в классическом варианте. Эвинг (Ewing [101]) предложил новый эффективный метод для построения сеток линий скольжения, основанный на разложении радиусов кривизны в двойные степенные ряды. Начиная от сегментов двух ортогональных линий скольжения, оставшаяся часть сетки можно также представить в виде двойных степенных рядов. Дальнейшее развитие идеи Эвинга (Dewhurst P. and al. [100], Collins [99]) и введение системы матричных операторов позволило развить метод, в котором принцип суперпозиции сеток, развитый Хиллом (Hill [96]), реализуется с помощью простых матричных операций.

Ниже приводятся основные уравнения плоского пластического течения и соотношения матрично-операторного способа, используемые для решения задач несимметричной прокатки.

7.2. ОСНОВНЫЕ УРАВНЕНИЯ ПЛОСКОГО ПЛАСТИЧЕСКОГО ТЕЧЕНИЯ

Плоская деформация (плоское пластическое течение) имеет место, когда перемещения частиц тела происходят только в плоскостях, перпендикулярных некоторому фиксированному направлению, например, оси z декартовой координатной системы x, y, z , и не меняются от плоскости к плоскости. Таким образом, состояние определяется скоростями перемещений

$$v_z = 0, v_x = v_x(x, y), v_y = v_y(x, y); \quad (89)$$

и скоростями деформаций

$$\dot{\epsilon}_x = \frac{\partial v_x}{\partial x}; \quad \dot{\epsilon}_y = \frac{\partial v_y}{\partial y}; \quad 2\dot{\epsilon}_{xy} = \frac{\partial v_x}{\partial y} + \frac{\partial v_y}{\partial x},$$

$$\dot{\epsilon}_z = \dot{\epsilon}_{yz} = \dot{\epsilon}_{zx} = 0, \quad (90)$$

где v_x, v_y, v_z - компоненты вектора скорости по осям x, y, z ; $\dot{\epsilon}_x, \dot{\epsilon}_y, \dot{\epsilon}_{xy}, \dot{\epsilon}_z, \dot{\epsilon}_{yz}, \dot{\epsilon}_{zx}$ - компоненты тензора скоростей деформаций.

Поскольку скорости деформаций $\dot{\epsilon}_z, \dot{\epsilon}_{yz}, \dot{\epsilon}_{zx}$ равны нулю, то

для изотропного материала, очевидно, равны нулю и касательные напряжения τ_{yx}, τ_{yz} , так что напряженное состояние определяется компонентами $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \sigma_z$, причем напряжение σ_z является одним из главных. Остальные главные напряжения σ_K , лежащие в плоскости xy , определяются, как обычно, из характеристического уравнения и равны

$$\sigma_{1,2} = \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} \pm \frac{1}{2} \sqrt{(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2}. \quad (91)$$

Из закона течения для жестко-идеальнопластического тела

$$\dot{\varepsilon}_{ij} = \lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (92)$$

где $\dot{\varepsilon}_{ij}$ - тензор скоростей деформаций; λ - неопределенный множитель; f - поверхность нагружения.

При произвольном, не зависящем от гидростатического напряжения σ , условии текучести в силу равенства $\varepsilon_z = 0$ следует

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma} = 0, \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_z} = 0, \quad (93)$$

что в главных осях вместе с условием текучести дает три уравнения

$$\frac{\partial f}{\partial \sigma_1} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_2} = 0; \quad \frac{\partial f}{\partial \sigma_3} = 0; \quad f(\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3) = 0. \quad (94)$$

Совместное удовлетворение этих уравнений возможно только при условии

$$d\sigma_1 = d\sigma_2. \quad (95)$$

После интегрирования с учетом выражения (91) это условие приобретает вид

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 = 4k^2, \quad (96)$$

где $k = \tau_0$ - значение касательного напряжения при испытании на чистый сдвиг, отвечающее переходу материала из жесткого в пластическое состояние.

Таким образом, все возможные условия текучести при пло-

ской жестко-пластической деформации сводятся к условию (96), которое на основе ассоциированного закона (92) приводит к соотношениям

$$\dot{\varepsilon}_x = 2\lambda(\sigma_x - \sigma_y), \quad \dot{\varepsilon}_y = 2\lambda(\sigma_y - \sigma_x), \quad \dot{\varepsilon}_{xy} = 4\lambda\tau_{xy}, \quad (97)$$

причем при вычислении производных слагаемое $4\tau_{xy}^2$ представляется в виде $2\tau_{xy}^2 + 2\tau_{yx}^2$.

Исключая из (97) неопределенный множитель λ , получим

$$\frac{\sigma_y - \sigma_x}{\tau_{xy}} = \frac{\dot{\varepsilon}_x - \dot{\varepsilon}_y}{\dot{\varepsilon}_{xy}}; \quad \dot{\varepsilon}_x + \dot{\varepsilon}_y = 0. \quad (98)$$

Второе выражение в (98) есть условие нежимаемости, а первое означает совпадение площадок с максимальным касательным напряжением и максимальной скоростью сдвига. В самом деле, компоненты двухвалентного тензора в декартовой системе координат (x, y) , повернутой относительно исходной (x, y) , определяются формулами

$$\sigma_{p'q'} = l_{p'i} l_{q'j} \cdot \sigma_{ij}; \quad \varepsilon_{p'q'} = l_{p'i} l_{q'j} \cdot \varepsilon_{ij}, \quad (99)$$

где $l_{m'n}$ - косинусы углов между m' -ой осью новой системы и n -ой осью старой.

В плоском случае, когда новая система (t, n) повернута относительно старой (x, y) на угол ψ , имеем

$$\cos(t, x) = \cos(n, y) = \cos \psi,$$

$$\cos(t, y) = \cos(n, x) = \sin \psi.$$

Компоненты напряжений в новой системе будут

$$\begin{aligned} \sigma_t &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} + \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\psi + \tau_{xy} \sin 2\psi; \\ \sigma_n &= \frac{\sigma_x + \sigma_y}{2} - \frac{\sigma_x - \sigma_y}{2} \cos 2\psi - \tau_{xy} \sin 2\psi; \\ \sigma_m = \tau_n &= \frac{\sigma_y - \sigma_x}{2} \sin 2\psi + \tau_{xy} \cos 2\psi. \end{aligned} \quad (100)$$

Направление оси t с максимальным касательным напряже-

нием найдется из условия максимума последнего выражения $\partial \tau_n / \partial \psi = 0$, что дает

$$2 \operatorname{tg} 2\theta = \frac{\sigma_y - \sigma_x}{\tau_{xy}}, \quad (101)$$

где θ - значение угла ψ при $\tau_n = \tau_{\max}$.

Такое же уравнение с заменой $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$ на $\varepsilon_x, \varepsilon_y, \varepsilon_{xy}$ будет и для угла с максимальной скоростью сдвига. Приравнявая правые части этих двух выражений для угла θ , получим первую формулу уравнений (98).

В осях t, n , повернутых относительно x, y на угол $\psi = 0$ в силу формул (100), (101), (96), (97):

$$\begin{aligned} \tau_n = \sigma_n &= \frac{1}{2}(\sigma_x + \sigma_y) = \sigma; \quad \tau_{tn} = \pm k, \\ \dot{\varepsilon}_t &= \dot{\varepsilon}_n = \dot{\varepsilon}_z = 0. \end{aligned} \quad (102)$$

При этом $\dot{\varepsilon}_z = 0$ по исходным допущениям, а скорости нормальных деформаций $\dot{\varepsilon}_t$ и $\dot{\varepsilon}_n$, которые выражаются через $\dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_{xy}$ так же, как $\sigma_n, \sigma_t, \sigma_{nt}$ через $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}$, равны нулю вследствие условия несжимаемости.

Из равенств (102) следует, что напряженное состояние при $\psi = 0$ сводится к наложению плоского гидростатического давления σ на плоское сдвиговое напряжение интенсивностью k , а мгновенная деформация элемента сводится к чистому сдвигу или скольжению в направлении максимального касательного напряжения.

Условия равновесия в отсутствии массовых сил дают в осях xy два уравнения

$$\frac{\partial \sigma_x}{\partial x} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial y} = 0; \quad \frac{\partial \sigma_y}{\partial y} + \frac{\partial \tau_{xy}}{\partial x} = 0, \quad (103)$$

так что для восьми неизвестных $\sigma_x, \sigma_y, \tau_{xy}, \dot{\varepsilon}_x, \dot{\varepsilon}_y, \dot{\varepsilon}_{xy}, v_x, v_y$ имеется восемь уравнений (90), (96), (98), (103).

Все эти уравнения имеют силу в зоне пластического деформирования, причем уравнения (96), (103) замыкают задачу в напряжениях, так что при соответствующих краевых условиях она может стать статически определимой. В жесткой зоне ско-

рости деформаций должны обращаться в нуль, а что касается напряженного состояния, то в дополнение к уравнениям равновесия (103) можно лишь утверждать, что

$$(\sigma_x - \sigma_y)^2 + 4\tau_{xy}^2 \leq k^2, \quad (104)$$

и задача о напряжениях становится незамкнутой.

7.3. СООТНОШЕНИЯ ВДОЛЬ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ

Введем в рассмотрение траектории максимальных касательных напряжений, то есть линии, касательные к которым в каждой точке совпадают с направлением максимального касательного напряжения. Как отмечалось, эти линии одновременно являются линиями скольжения (линиями максимальной скорости сдвига) и (ввиду того, что на них $\psi = 0$ (рис. 82,а)) удовлетворяют уравнению

$$\frac{dy}{dx} = \operatorname{tg} \theta. \quad (105)$$

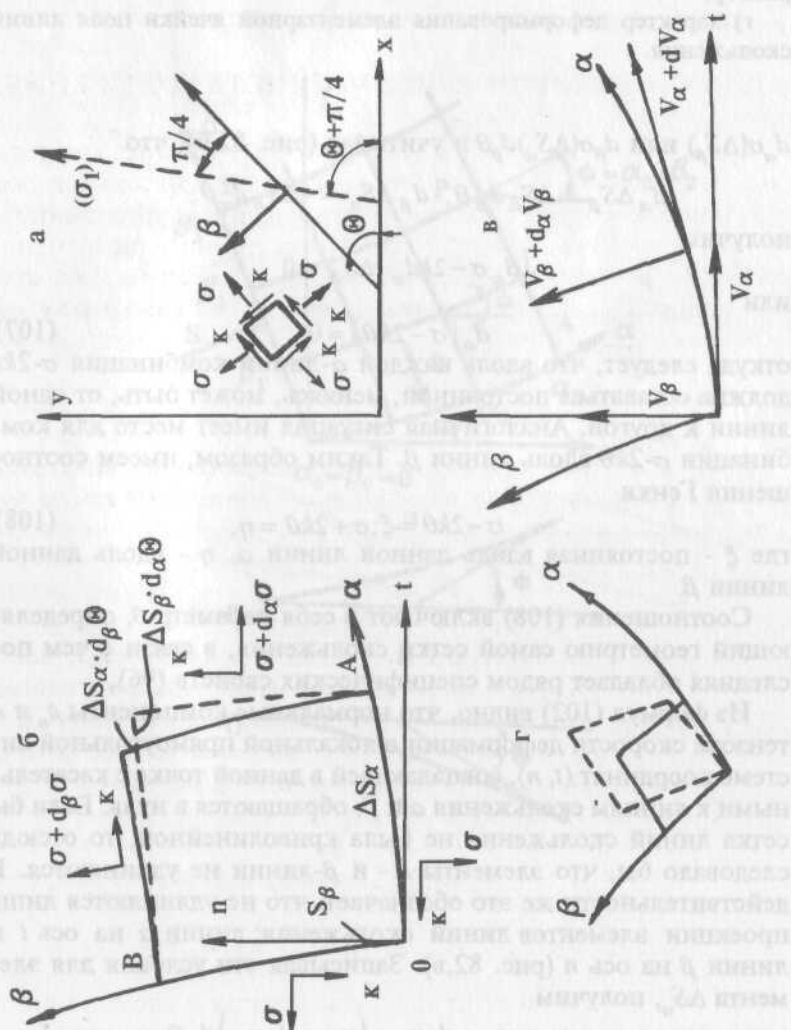
По закону парности касательных напряжений свойствами линий скольжения будут обладать и ортогональные к ним линии

$$\frac{dy}{dx} = -\operatorname{ctg} \theta. \quad (106)$$

Присвоим семейству линий скольжения (105) наименование α -линий, (106) - β -линии и рассмотрим условия равновесия элемента ОАСВ в криволинейной системе координат α, β (рис. 82,б). В силу специального вида напряженного состояния в сетке линий скольжения, в проекции на касательную к линии α (в точке 0) получим

$$-\sigma \Delta S_\beta - k \Delta S_\alpha + (\sigma + d_\alpha \sigma)(\Delta \sigma_\beta + d_\alpha \Delta S_\beta) + k(\Delta S_\alpha + d_\beta \Delta S_\alpha) - \\ k(\Delta S_\beta + d_\alpha \Delta S_\beta) d_\alpha \theta - (\sigma + d_\beta \sigma)(\Delta S_\alpha + d_\beta \Delta S_\alpha) d_\beta = 0,$$

где значком d_α отмечено приращение величины вдоль линии α . Отбрасывая величины высшего порядка малости (такие как



- Рис. 82. Основные соотношения для поля линий скольжения:
- а) взаимное расположение линий скольжения и главных направлений теорема Генки;
 - б) равновесие элемента, выделенного линиями скольжения;
 - в) постоянство удлинений линий скольжения; соотношения Гейрингера;
 - г) характер деформирования элементарной ячейки поля линий скольжения.

$d_\alpha \sigma (\Delta S_\beta)$ или $d_\beta \sigma (\Delta S_\alpha) d_\beta \theta$ и учитывая (рис. 82,б), что

$$d_\alpha \Delta S_\beta = \Delta S_\alpha d_\beta \theta, \quad d_\beta \Delta S_\alpha = -\Delta S_\beta d_\alpha \theta,$$

получим

$$(d_\alpha \sigma - 2k d_\alpha) \Delta S_\beta = 0$$

или

$$d_\alpha (\sigma - 2k\theta) = 0, \quad (107)$$

откуда следует, что вдоль каждой α -линии комбинация $\sigma - 2k\theta$ должна оставаться постоянной, меняясь, может быть, от одной линии к другой. Аналогичная ситуация имеет место для комбинации $\sigma - 2k\theta$ вдоль линии β . Таким образом, имеем соотношения Генки

$$\sigma - 2k\theta = \xi; \quad \sigma + 2k\theta = \eta, \quad (108)$$

где ξ - постоянная вдоль данной линии α , η - вдоль данной линии β .

Соотношения (108) включают в себя параметр θ , определяющий геометрию самой сетки скольжения, в связи с чем последняя обладает рядом специфических свойств (96).

Из формул (102) видно, что нормальные компоненты $\dot{\epsilon}_n$ и $\dot{\epsilon}_t$ тензора скорости деформации в локальной прямоугольной системе координат (t, n) , совпадающей в данной точке с касательными к линиям скольжения α и β , обращаются в нуль. Если бы сетка линий скольжения не была криволинейной, то отсюда следовало бы, что элементы α - и β -линии не удлиняются. В действительности же это обозначает, что не удлиняются лишь проекции элементов линий скольжения: линии α на ось t и линии β на ось n (рис. 82,в). Записывая эти условия для элемента ΔS_α , получим

$$v_\alpha = v_\alpha + d_\alpha v_\alpha - (v_\beta + d_\alpha v_\beta) d_\alpha \theta,$$

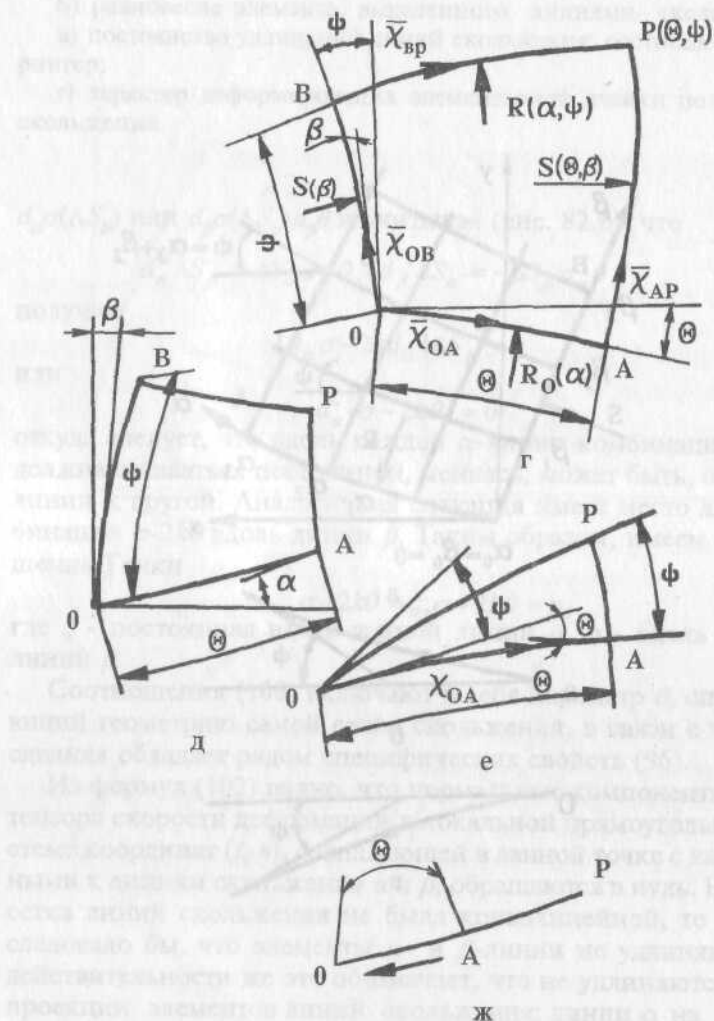


Рис. 83. Элементы матричных представлений полей линий скольжения:

- а) сетка линий скольжения;
- б), в) направления поворота касательной, соответствующие положительному (б) и отрицательному (в) значениям радиуса кривизны;
- г) четырехугольная ячейка с выпуклыми базисными характеристиками;
- д) то же с вогнутыми базисными характеристиками;
- е) центрированный веер;
- ж) сдвиг точки вдоль линии скольжения.

Аналогично для элемента ΔS_β

$$d_\beta v_\beta - d_\beta v_\alpha = 0.$$

Таким образом, для скоростей перемещений в сетке линий скольжения имеют место соотношения Гейрингер

$$\begin{aligned} dv_\alpha - v_\beta d\theta &= 0 \quad \text{вдоль } \alpha\text{-линий;} \\ dv_\beta - v_\alpha d\theta &= 0 \quad \text{вдоль } \beta\text{-линий.} \end{aligned} \quad (109)$$

В противоположность уравнениям Генки, соотношения Гейрингер в общем случае не интегрируемы. В частном случае, когда одно семейство линий, например α , состоит из прямых, вдоль них $v_\alpha = \text{const} = 0$, то есть прямые линии скольжения нерастяжимы. Очевидно, что $C = c(\theta)$ так, что всюду в сетке компоненты скорости имеют вид

$$v_\beta = \varphi(\theta) + \psi(S_\alpha); v_\alpha = \varphi(\theta),$$

где S_α - координата вдоль α -линий. Неизвестные функции φ и ψ должны быть найдены из граничных условий.

С практической точки зрения интересно отметить, что квадратный элемент в системе $(\alpha\beta)$ подвержен положительному сдвигу ($\tau = k > 0$), так что он стремится вытянуться в ромб в направлении биссектрисы координатного угла (рис. 82, г). Это обстоятельство позволяет правильно ориентировать сетку линий скольжения в конкретных задачах.

7.4. ПОСТАНОВКА КРАЕВЫХ ЗАДАЧ

Из формул (96), (101) и (102) следует, что напряжения σ_x , σ_y , τ_{xy} в осях x, y связаны с параметрами σ и τ в сетке линий скольжения зависимостями

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \sigma - k \sin 2\theta, \\ \sigma_y &= \sigma + k \sin 2\theta, \\ \tau_{xy} &= k \cos 2\theta.\end{aligned}\quad (110)$$

Используя их, можно получить значения нормального и касательного напряжений на площадке, произвольно наклоненной к осям x, y . Если касательная к этой площадке составляет с осью x угол ψ , то в силу формул (100)

$$\begin{aligned}\sigma_n &= \sigma + k \sin 2(\theta - \psi), \\ \tau_{tn} &= \tau_n = k \cos 2(\theta - \psi).\end{aligned}\quad (111)$$

Таким образом, если вдоль некоторой линии L заданы нормальная σ_n и касательная τ_n составляющие напряжений, то параметры σ и θ вдоль L могут считаться известными

$$\begin{aligned}\theta &= \psi \pm \arccos \frac{\tau_n}{k} + m\pi, \\ \sigma &= \sigma_n - k \sin 2(\theta - \psi).\end{aligned}\quad (112)$$

Из уравнений Генки следует, что если линия L на участке задания σ_n , τ_n не совпадает с линией скольжения (задача Коши), то решение для параметров σ , τ единственным образом определено в треугольнике, выделяемом отрезком линии L и линиями скольжения α и β . Действительно, каждая из двух линий скольжения этого треугольника имеет выход на линию L , в связи с чем на них определены соответствующие константы ξ и η , а следовательно, в силу уравнений (108), значения σ , θ . Если же отрезок линии L совпадает с линией скольжения, то определить решение в его окрестности нельзя. Линии, для которых решение задачи Коши невозможно, носят название характеристик данной системы уравнений.

Линии скольжения являются характеристиками системы уравнений Генки (108) или, что то же, нелинейной системы уравнений (103), (104). Они также являются характеристиками системы уравнений Гейрингер (109) для скоростей перемещений. Действительно, при задании функций v_α , v_β , например, вдоль линии α , прирост их в направлении β остается неопределенным, так как для этих двух величин имеется только одно уравнение из системы (109). Поскольку через каждую точку на плоскости независимых переменных проходит две линии скольжения, то все эти системы уравнений принадлежат к гиперболическому типу.

Для определения решения в области, примыкающей к характеристике, нужно вводить дополнительные условия, в частности, задавать искомые функции и на другой характеристике (задача Римана) или на характеристике и нехарактеристической линии (смешанная задача).

В технологических задачах граничные условия носят более сложный характер. Граница деформируемой области состоит из нескольких участков (в общем случае - поверхностей), на которых заданы различные краевые условия. Обычно выделяются три типа границ: участок контакта инструмента и тела, граница жесткой и деформируемой областей, свободная от напряжений граница деформируемого тела (90).

В связи с этим решение технологических задач, во-первых, не сводится к решению какой-либо основной краевой задачи, а распадается на цепочку решений таких задач, а во-вторых, связано с необходимостью "конструирования" поля характеристик, позволяющего удовлетворять краевым условиям, изменяющимся по длине контура деформируемого тела. Рассмотрим подробнее последнее обстоятельство. Определим радиусы кривизны линий скольжения равенствами (рис. 82,в):

$$R = \frac{\partial S_\alpha}{\partial \theta}; \quad S = \frac{\partial S_\beta}{\partial \theta}, \quad (113)$$

где ∂S_α , ∂S_β - элементы линий α , β . Эти величины положительны, если соответствующие им центры кривизны располагаются в положительных направлениях линий α , β .

Рассматривая криволинейный четырехугольник OACB как

элементарный, получим

$$dS = dS_\alpha, \quad dR = -dS_\beta, \quad (114)$$

что с учетом (113) дает

$$\begin{aligned} dS + R d\theta &= 0 \text{ (на } \alpha); \\ dR - S d\theta &= 0 \text{ (на } \beta). \end{aligned} \quad (115)$$

Из (114) следует, что двигаясь по линии α в сторону вогнутости линии β , мы обязательно придем к точке, где $S = 0$, то есть к точке возврата. Поскольку характеристики не могут быть продолжены за огибающую (геометрическое место точек возврата), радиусы кривизны не меняют знака в области непрерывности.

Вследствие разрывов в краевых условиях встречаются ситуации, когда радиус кривизны линий одного семейства, например α , терпит разрыв при переходе через некоторую характеристику другого семейства, например β . На такой линии производная от среднего давления в направлении α терпит разрыв, а следовательно, терпят разрыв и произвольные нормальных напряжений. Действительно, уравнения Генки (108) можно переписать в виде

$$\frac{\partial \sigma}{\partial S_\alpha} = \frac{2k}{R}, \quad \frac{\partial \sigma}{\partial S_\beta} = \frac{2k}{S}.$$

Отсюда видно, что скачок $R(S)$ вызывает скачок $\frac{\partial \sigma}{\partial S_\alpha} \left(\frac{\partial \sigma}{\partial S_\beta} \right)$.

Из соотношений (110) следует далее, что скачки $\frac{\partial \sigma}{\partial S_\alpha}, \frac{\partial \sigma}{\partial S_\beta}$

вызывают скачки производных σ_x, σ_y . Таким образом, разрыв кривизны характеристики некоторого семейства сопровождается разрывами производных от напряжений (слабые разрывы напряжений) в направлении этой линии.

Скачок радиуса кривизны R на линии β (соответственно S на линии α) остается постоянным при движении вдоль этой линии. Действительно, пусть R_1 и R_2 - значения R до и после линии разрыва. Вдоль β (115) имеем $dR_1 = S d\theta$, $dR_2 = S d\theta$. Вычитая эти равенства почленно и учитывая, что S непрерывно, получим $d(R_2 - R_1) = 0$ вдоль β . Или $R_2 - R_1 = \text{const}$ вдоль β .

Таким образом, если скачок кривизны возник, то он не исчезает, и сетка характеристик обычно имеет вид лоскутного оде-

яла. На границах лоскутов, то есть на характеристиках, терпит разрыв кривизна характеристик другого семейства. В связи с этим и возникает понятие конструкции поля характеристик или взаимного расположения областей, в которых кривизны характеристик непрерывны.

Ввиду неоднозначности решений, основанных на теории течения, применение метода линий скольжения предполагает обязательное использование процедуры последовательных приближений и состоит из следующих этапов: установление (с точностью до некоторых геометрических параметров) вида (конструкции) поля линий скольжения, решение краевых задач для отдельных ячеек (лоскутов) этого поля (то есть отыскание всех кинематических и статистических параметров в каждом из них), проверку (на окончательном этапе) выполнения условий, обеспечивающих физическую осуществимость решения, повторение (при необходимости) всего цикла с изменением исходных геометрических параметров, характеризующих поле.

При всем разнообразии подходов к решению краевых задач (геометрический метод, численное интегрирование, использование метода Римана) эта процедура остается неизменной и является наиболее слабым звеном как при решении методом линий скольжения более или менее сложных задач пластического течения, так и, в особенности, при построении алгоритмов, ориентированных на управление параметрами процессов, связанных с пластическим деформированием металлов.

От этого недостатка свободен и легко поддается алгоритмизации метод, основанный на применении матричных операторов для описания поля линий скольжения, позволяющий свести задачу его отыскания к решению нелинейного матричного уравнения.

7.5. МАТРИЧНО-ОПЕРАТОРНЫЙ СПОСОБ ПОСТРОЕНИЯ ПОЛЕЙ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ

Как мы видели, при плоской деформации уравнения для распределения напряжений и скоростей являются гиперболическими. Характеристики определяют траектории скоростей максимальных угловых деформаций и ортогональную сетку ли-

ний скольжения (рис. 83,а). Любая точка P внутри сетки может быть определена с использованием либо декартовых (x, y), либо характеристических (α, β) координат. Во втором случае координаты точки P представляют собой отсчитываемые против часовой стрелки углы ϕ между направлениями соответствующих линий скольжения в точке O и в точке P . На рис. 83,а точка P имеет координаты α_3, β_2 .

При построении матричных операторов линии скольжения описываются с помощью их радиусов кривизны, и, кроме того, используются так называемые подвижные координаты. При этом вводятся следующие определения. На линии скольжения фиксируют исходную точку O (рис. 83,б,в) и направление на кривой всегда считают положительным от исходной точки, причем наклон всегда считается положительным и не зависит от направления вращения касательной. Радиус кривизны линии скольжения ρ определяется выражением

$$\frac{1}{\rho} = \pm \left| \frac{d\phi}{dS} \right|,$$

где ϕ — угол наклона местной касательной к касательной в исходной точке, S — длина дуги.

В этом случае знак радиуса кривизны будет положительным, если ϕ увеличивается вдоль линии скольжения против часовой стрелки (рис. 83,б), и отрицательным, если ϕ увеличивается при движении вдоль линии скольжения по часовой стрелке (рис. 83,в).

При таком правиле знаков вторая теорема Генки для пары расходящихся линий скольжения (рис. 83,г) записывается в виде

$$\frac{\partial S}{\partial \alpha} = -R \quad \frac{\partial R}{\partial \beta} = -S.$$

На линии OA $\phi = \alpha$, α увеличивается против часовой стрелки, так что R отрицательно; на линии OB $\phi = \beta$, угол β увеличивается против часовой стрелки, так что S положительно. Из (116) следует, что радиусы R и S при движении соответственно вдоль β - и α -линий растут, что отвечает геометрической картине: $R(\alpha, \psi)$, $S(\theta, \beta)$ для расходящихся линий скольжения больше по абсолютной величине, чем соответственно $R(\alpha)$, $S(\beta)$.

Для пары сходящихся линий скольжения (рис. 83,д) R положительно, S отрицательно, радиусы при удалении от исходных линий уменьшаются, и вторая теорема Генки имеет вид

$$\frac{\partial S}{\partial \alpha} = R; \quad \frac{\partial R}{\partial \beta} = S. \quad (117)$$

Таким образом, уравнения для радиусов кривизны можно представить в общем виде

$$\frac{\partial R}{\partial \beta} = \lambda_1 S; \quad \frac{\partial S}{\partial \alpha} = \lambda_2 R, \quad (118)$$

где $\lambda_1 = \lambda_2 = \pm 1$ в зависимости от относительной ориентации кривых α, β .

Уравнения (118) являются гиперболическими, и решение начальной характеристической задачи для них можно представить в виде двойных степенных рядов

$$R(\alpha, \beta) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[a_n \alpha_{m+n} (\lambda_1 \lambda_2 \beta)_m + \lambda_1 b_n (\lambda_1 \lambda_2 \alpha)_m \beta_{m+n+1} \right], \quad (119)$$

$$S(\alpha, \beta) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[\lambda_2 a_n \alpha_{m+n+1} (\lambda_1 \lambda_2 \beta)_m + b_n (\lambda_1 \lambda_2 \alpha)_m \beta_{m+n} \right],$$

где выражения, содержащие греческие буквы с индексами, обозначают приведенные степени соответствующих величин вида $\varphi_m = \frac{\varphi^m}{m!}$; a_n, b_n - коэффициенты степенных рядов.

Для случая, представленного на рис. 83,г, $\lambda_1 = -1, \lambda_2 = -1$ точка P имеет координаты $\alpha = \theta, \beta = \psi$, и выражения (119) для радиусов кривизны линий скольжения, проходящих через точку P , приобретают вид

$$R(\theta, \psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[a_n \frac{\theta^{m+n}}{(m+n)!} \frac{\varphi^m}{m!} - b_n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\varphi^{m+n+1}}{(m+n+1)!} \right],$$

$$S(\theta, \psi) = \sum_{m,n=0}^{\infty} \left[-a_n \frac{\theta^{m+n+1}}{(m+n+1)!} \frac{\varphi^m}{m!} + b_n \frac{\theta^m}{m!} \frac{\varphi^{m+n}}{(m+n)!} \right]. \quad (120)$$

На базисных (выходящих из принятой начальной точки) линиях скольжения выражения (119) принимают вид

$$R(\alpha, 0) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \frac{\alpha^n}{n!}; \quad S_0 = \sum_{n=0}^{\infty} b_n \frac{\beta^n}{n!}. \quad (121)$$

Если по аналогии с (121) радиусы кривизны произвольных α и β линий, проходящих через точку P , представить в виде

$$R(\alpha, \psi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n(\psi) \frac{\alpha^n}{n!}; \quad S(\theta, \beta) = \sum_{n=0}^{\infty} s_n(\theta) \frac{\beta^n}{n!}, \quad (122)$$

то из (120) для коэффициентов r_n, s_n получим

$$\begin{aligned} r_n(\psi) &= \sum_{m=0}^{\infty} a_{n-m} \frac{\psi^m}{m!} - \sum_{m=n+1}^{\infty} b_{m-n-1} \frac{\psi^m}{m!}, \\ s_n(\theta) &= \sum_{m=0}^{\infty} b_{n-m} \frac{\theta^m}{m!} - \sum_{m=n+1}^{\infty} a_{m-n-1} \frac{\theta^m}{m!}. \end{aligned} \quad (123)$$

Достоинство приведенных зависимостей состоит в том, что они могут быть представлены в матричном виде.

Обратимся вначале к центрированному вееру (рис. 83,е). Исходными величинами для его описания являются: начальная точка 0, линия скольжения ОА и внутреннее направление ОА. Радиус кривизны линии скольжения ОА представляется в

виде ряда $R(\alpha) = \sum_{n=0}^{\infty} a_n \alpha^n$, или в матричном виде

$$R(\alpha) = [\alpha_0 \alpha_1 \dots \alpha_n] \begin{bmatrix} \alpha_0 \\ \alpha_1 \\ \vdots \\ \alpha_n \end{bmatrix} = A \bar{X}_{OA}, \quad (124)$$

где $A = [\alpha_0 \alpha_1 \dots \alpha_n]$ - матрица-строка приведенных степеней

координат, $\left[\frac{\alpha_n}{n!} \right]$, $\bar{X}_{OA} = [a_0 a_1 \dots a_n]^T$ - вектор коэффициентов степенного ряда для линии скольжения ОА, причем порядок букв в индексе указывает внутреннее направление (от исходной точки О к А). Радиусы кривизны двух оставшихся граничных линий скольжения ОР и АР центриванного вееа задаются выражениями (122). Поэтому векторы коэффициентов для них будут

$$\bar{X}_{OP} = \begin{bmatrix} r_0 \\ r_1 \\ \vdots \\ r_n \end{bmatrix}; \quad \bar{X}_{AP} = \begin{bmatrix} s_0 \\ s_1 \\ \vdots \\ s_n \end{bmatrix}. \quad (125)$$

Коэффициенты $r_n(\psi)$ и $s_n(\theta)$, необходимые для определения $R(\alpha, \psi)$ и $S(\theta, \beta)$, можно разложить и представить в виде матрицы. Покажем это для коэффициентов $r_k(\psi)$

Имеем

$$\bar{X}_{OP} = \begin{bmatrix} s_0 \\ s_1 \\ \vdots \\ s_n \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} a_0 \psi_0 \\ a_1 \psi_1 + a_0 \psi_0 \\ \dots \\ \dots \\ \sum_{m=0}^{\infty} a_{n-m} \psi_m \end{bmatrix}. \quad (126)$$

Это выражение можно переписать в виде

$$\bar{X}_{OP} = \begin{bmatrix} \psi_0 & 0 & 0 \\ \psi_1 & \psi_0 & 0 \\ \vdots & \vdots & \vdots \\ \psi_n & \psi_{n-1} & \psi_{n-2} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_n \end{bmatrix} = P_{\psi}^* \bar{X}_{OA}. \quad (127)$$

Поступая аналогично с коэффициентами $S_n(\theta)$, получим

$$\bar{X}_{AP} = \begin{bmatrix} \theta_1 & \theta_2 & \vdots & \theta_n \\ \theta_2 & \theta_3 & \vdots & \theta_{n+1} \\ \vdots & \vdots & \vdots & \vdots \\ \theta_n & \theta_{n+1} & \vdots & \theta_{n+n} \end{bmatrix} \begin{bmatrix} a_0 \\ a_1 \\ \vdots \\ a_n \end{bmatrix} = Q_{\theta}^* \bar{X}_{OA}. \quad (128)$$

После отыскания $\bar{X}_{OA}$ и $\bar{X}_{OB}$ можно найти радиус кривизны в любой точке этих линий.

Подход, использованный при рассмотрении центрированного веера, можно непосредственно применить и для прямоугольной сетки (рис. 83,г). Принимая в качестве базисных линий $\bar{X}_{AP}$ и $\bar{X}_{OP}$, для радиусов кривизны $R(\alpha, \psi)$, $S(\theta, \beta)$ линий AP и BP, проходящих через точку P, получим

$$\begin{aligned} \bar{X}_{AP} &= P_{\theta}^* \bar{X}_{OB} + Q_{\theta}^* \bar{X}_{OA}, \\ \bar{X}_{BP} &= P_{\psi}^* \bar{X}_{OA} + Q_{\psi}^* \bar{X}_{OB}. \end{aligned} \quad (129)$$

Построение линий скольжения на вогнутой стороне базисной линии скольжения в центрированном веере можно осуществить, используя уравнения (128), (129). Для рис. 83,е, принимая в качестве базисной линию OP, получим

$$\begin{aligned} \bar{X}_{OA} &= [P_{\psi}^*]^{-1} \bar{X}_{OP} \\ \bar{X}_{BP} &= Q_{\theta}^* \bar{X}_{OA} = Q_{\theta}^* [P_{\psi}^*]^{-1} \bar{X}_{OP}. \end{aligned} \quad (130)$$

Таблица 23. Действие матричных операторов

№№ п/п	Операция	Преобразуемый элемент	Оператор
1	Сдвиг начала (рис. 83, ж)	OA → OP	S_θ
2	Изменение направления отсчета (рис. 83, ж)	OA → AO	R_θ
3	Построение поля линий скольжения на выпуклой стороне центрированного веера (рис. 83, е)	OA → OP OP → OA OA → AP OA → PO	P_ψ^* $P_\psi^{*-1} \equiv P_{-\psi}^*$ Q_ψ^* $P_{\theta\psi} = R_\theta P_\psi^*$
		OA → PA	$Q_{\theta\psi} = P_\psi Q_\theta^*$
4	Построение поля линий скольжения в четырехугольнике на выпуклых сторонах (рис. 83, г)	→ BP → PB → AP	$P_\psi^* \bar{X}_{OA} + Q_\psi^* \bar{X}_{OB}$ $P_{\theta\psi}^* \bar{X}_{OA} + Q_{\theta\psi}^* \bar{X}_{OB}$ $P_\theta^* \bar{X}_{OB} + Q_\theta^* \bar{X}_{OA}$
		→ PA	$P_{\psi\theta} \bar{X}_{OB} + Q_{\psi\theta} \bar{X}_{OA}$
5	Построение поля линий скольжения в четырехугольнике на вогнутых сторонах (рис. 83, д)	→ BP → PB → AP	$P_\psi^* \bar{X}_{OA} - Q_\psi^* \bar{X}_{OB}$ $P_{\theta\psi}^* \bar{X}_{OA} - Q_{\theta\psi}^* \bar{X}_{OB}$ $P_\theta^* \bar{X}_{OB} - Q_\theta^* \bar{X}_{OA}$
		→ PA	$P_{\psi\theta} \bar{X}_{OB} - Q_{\psi\theta} \bar{X}_{OA}$
6	Построение поля вблизи гладкой границы (отсутствие трения на OP или OB) (рис. 83, ж, 84, а)	OA → PA PA → OA OA → BA	$T_\theta^{-1} = -P_{\theta\theta} + Q_{\theta\theta}$ $T_\theta = -P_{\theta\theta} - Q_{\theta\theta}$ T_θ^{-1}
7	Построение поля вблизи плоской поверхности OP с трением (рис. 84, б)	OA → PA	$G_\eta = Q_{\psi\psi} + P_{\psi\psi} \times$ $\times (I \cos \eta - J \sin \eta)^{-1} \times$ $\times (J \cos \eta - I \sin \eta)$

- | | | | |
|----|---|---------------------|--|
| 8 | То же с предельным трением
(прилипанием, $\eta = 0$)
(рис. 84, б) | OA $\rightarrow$ PA | $G_{\eta} = G_0 = Q_{\psi\psi} + P_{\psi\psi} J$ |
| 9 | То же при отсутствии трения
(гладкая граница, $\eta = \pi/4$)
(рис. 84, б) | OA $\rightarrow$ PA | $G_{\eta} \rightarrow G_{\pi/4} =$
$Q_{\theta\theta} - P_{\theta\theta} = T_{\theta}^{-1}$ |
| 10 | Свободная от напряжений
поверхность PO (рис. 84, в) | OA $\rightarrow$ PA | $F = R_{\psi} P_{\psi\psi}^{-1} \times$
$\times \begin{bmatrix} R_{\theta} (D + I)^{-1} \\ (D - I) + Q_{\theta\theta} R_{\theta} \end{bmatrix}$ |

Для четырехугольника, построенного на вогнутых базисных линиях (рис. 83, д), получим

$$\begin{aligned}\bar{X}_{AP} &= P_{\theta}^* \bar{X}_{OB} - Q_{\theta}^* \bar{X}_{OA}, \\ \bar{X}_{BP} &= P_{\psi}^* \bar{X}_{OA} - Q_{\psi}^* \bar{X}_{OB}.\end{aligned}\tag{131}$$

Для построения полей линий скольжения во всей области деформирования необходимы операторы, позволяющие менять внутреннее направление на характеристике, передвигать исходную точку, задавать граничные условия, вычислять координаты точек и усилия на линиях скольжения. Для их получения используются свойства линий скольжения [96], [99] и представления (119). В табл. 23 приведены данные о действии матричных операторов, полученные различными авторами [95], [99], [100], в табл. 24 даны развернутые выражения для основных операторов и вспомогательных матриц.

Зная коэффициенты степенных рядов для радиусов кривизны линий скольжения, можно определить координаты произвольных точек на них.

При отыскании декартовых (x , y) координат точки А (рис. 84, г) вначале обычно определяют подвижные (x , y) координаты, поскольку они связаны с радиусом кривизны соответствующей линии скольжения простыми соотношениями [101], [95].

Если ряд для радиуса кривизны имеет вид

$$R(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n \frac{\phi^n}{n!},$$

то подвижные координаты определяются выражениями

$$\bar{X}(\phi) = \sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi^n}{n!},$$

$$\bar{Y}(\phi) = \pm \sum_{n=0}^{\infty} t_n \frac{\phi^{n+1}}{(n+1)!},$$

причем $t_{n+1} - t_{n-1} = |r_n|$, $t_0 = 0$, $t_1 = |r_0|$, а знаки "+" или "-" в выражении для $\bar{Y}(\phi)$ принимаются в зависимости от того, имеет линия скольжения положительную или отрицательную кривизну. Непосредственно из рис. 84,г следуют выражения для декартовых координат точки А

$$x = \bar{x} \cos \phi - \bar{y} \sin \phi;$$

$$y = \bar{x} \sin \phi + \bar{y} \cos \phi.$$

Таблица 24. Значения основных операторов

Оператор

Развернутая форма ($\phi_n = \phi^n/n!$)

$$P_{\phi}^* = \begin{bmatrix} \phi_0 & 0 & 0 & \cdot \\ \phi_1 & \phi_0 & 0 & \cdot \\ \phi_2 & \phi_1 & \phi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$$

$$Q_{\phi}^* = \begin{bmatrix} \phi_1 & \phi_2 & \phi_3 & \cdot \\ \phi_2 & \phi_3 & \phi_4 & \cdot \\ \phi_3 & \phi_4 & \phi_5 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}$$

$$\begin{aligned}
 S_{\varphi} &= \begin{bmatrix} \varphi_0 & \varphi_1 & \varphi_2 & \cdot \\ 0 & \varphi_0 & \varphi_1 & \cdot \\ 0 & 0 & \varphi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \\
 R_{\varphi} &= \begin{bmatrix} \varphi_0 & \varphi_1 & \varphi_2 & \cdot \\ 0 & -\varphi_0 & -\varphi_1 & \cdot \\ 0 & 0 & \varphi_0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \\
 P_{\varphi\theta} &= \begin{bmatrix} R_{\varphi} P_{\theta}^* \\ R_{\theta} Q_{\varphi}^* \\ 1 & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & 1 & 0 & \cdot \\ 0 & 0 & 1 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \\
 I &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \cdot \\ 1 & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & 1 & 0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix} \\
 J &= \begin{bmatrix} 0 & 0 & 0 & \cdot \\ 1 & 0 & 0 & \cdot \\ 0 & 1 & 0 & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \end{bmatrix}
 \end{aligned}$$

Вычисление сил и моментов, действующих на линии скольжения, также можно осуществить, используя представления в виде рядов. На рис. 84,д на линию скольжения, имеющую радиус кривизны $R(\alpha)$, действует гидростатическое давление p_0 в точке 0. Вычислим силу и момент, действующие на вогнутую сторону дуги этой линии скольжения. Нормальные и касательные усилия, действующие на участок ϕ α -линии скольжения ОА, получаются суммированием элементарных усилий

$$\begin{aligned}
 dF_{\bar{x}} &= -k \cos(\phi - z) ds + p \sin(\phi - z) ds, \\
 dF_{\bar{y}} &= k \sin(\phi - z) ds + p \cos(\phi - z) ds.
 \end{aligned} \tag{132}$$

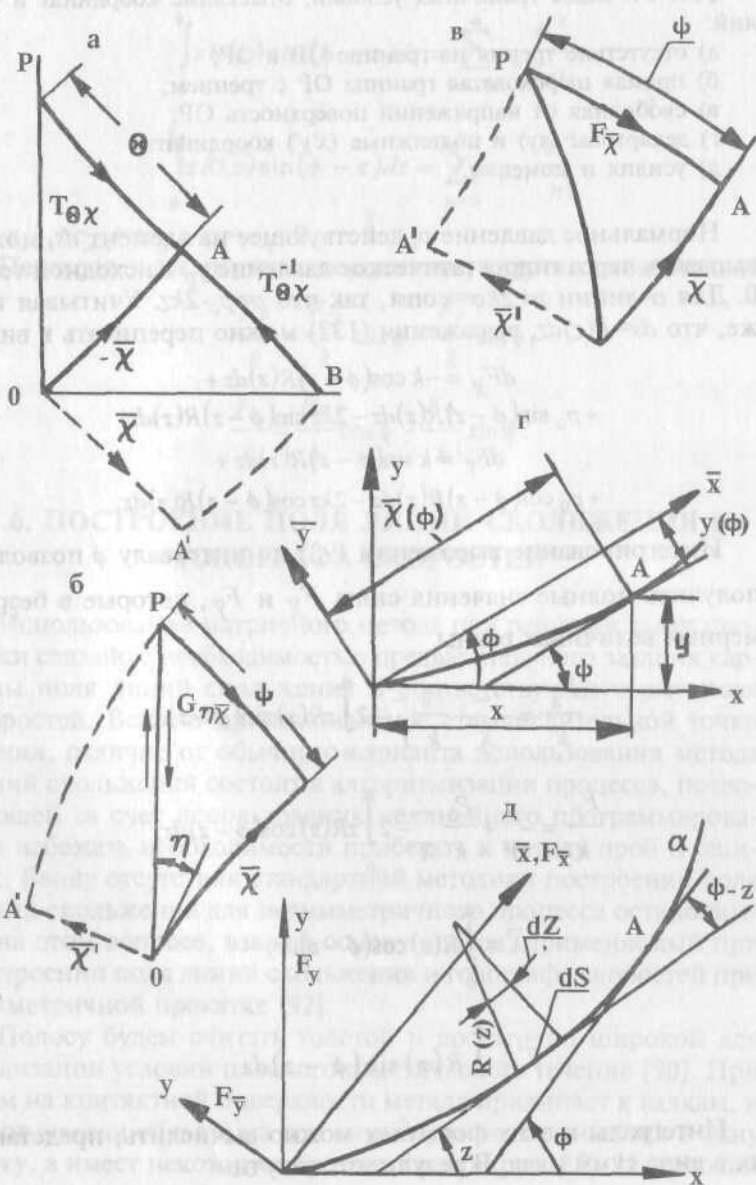


Рис. 84. Виды граничных условий, отыскание координат и усилий:

- а) отсутствие трения на границе ОВ и ОР;
- б) прямая шероховатая граница ОР с трением;
- в) свободная от напряжений поверхность ОР;
- г) декартовы (x, y) и подвижные (x', y') координаты;
- д) усилия и моменты.

Нормальное давление p , действующее на элемент ds , можно выразить через гидростатическое давление p_0 в исходной точке 0. Для α -линии $p + 2k\alpha = \text{const}$, так что $p = p_0 - 2kz$. Учитывая также, что $ds = R(z)dz$, выражения (132) можно переписать в виде

$$\begin{aligned} dF_{\bar{X}} &= -k \cos(\phi - z) R(z) dz + \\ &+ p_0 \sin(\phi - z) R(z) dz - 2kz \sin(\phi - z) R(z) dz; \\ dF_{\bar{Y}} &= k \sin(\phi - z) R(z) dz + \\ &+ p_0 \cos(\phi - z) R(z) dz - 2kz \cos(\phi - z) R(z) dz; \end{aligned}$$

Интегрирование выражений (93) по интервалу ϕ позволяет получить полные значения силы $F_{\bar{X}}$ и $F_{\bar{Y}}$, которые в безразмерных величинах равны

$$\frac{F_{\bar{X}}}{k} = -\frac{1}{X} + \frac{P_0}{kY} - 2 \int_0^{\phi} z R(z) \sin(\phi - z) dz;$$

$$\frac{F_{\bar{Y}}}{k} = -\frac{1}{Y} + \frac{P_0}{kX} - 2 \int_0^{\phi} z R(z) \cos(\phi - z) dz;$$

$$\bar{X} = \int_0^{\phi} R(z) \cos(\phi - z) dz;$$

$$\bar{Y} = \int_0^{\phi} R(z) \sin(\phi - z) dz.$$

Интегралы в этих формулах можно вычислить, представив их в виде сумм ряда. В результате получим

$$\int_0^{\phi} z R(z) \cos(\phi - z) dz = \sum_{n=0}^{\infty} c_n \frac{\phi^n}{n!},$$

$$\int_0^{\phi} z R(z) \sin(\phi - z) dz = \sum_{n=0}^{\infty} c_{n-1} \frac{\phi^n}{n!},$$

где $c_{n+1} + c_{n-1} = nr_{n-1}$, $c_0 = c_{-1} = 0$.

Переходя к декартовым координатам, получим окончательно

$$\frac{F_X}{k} = \frac{F_{\bar{X}}}{k} \cos \phi - \frac{F_{\bar{Y}}}{k} \sin \phi,$$

$$\frac{F_Y}{k} = \frac{F_{\bar{Y}}}{k} \cos \phi - \frac{F_{\bar{X}}}{k} \sin \phi.$$

7.6. ПОСТРОЕНИЕ ПОЛЯ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ И ГОДОГРАФА СКОРОСТЕЙ

Использование матричного метода при решении задач прокатки связано с необходимостью предварительного задания картины поля линий скольжения и соответствующего ему поля скоростей. Все, но принципиальное с вычислительной точки зрения, отличие от обычного варианта использования метода линий скольжения состоит в алгоритмизации процесса, позволяющей за счет использования нелинейного программирования избежать необходимости прибегать к методу проб и ошибок. Ввиду отсутствия стандартной методики построения поля линий скольжения для несимметричного процесса остановимся на этом вопросе, взяв за основу подход, применяемый при построении поля линий скольжения и годографа скоростей при симметричной прокатке [92].

Полосу будем считать толстой и достаточно широкой для реализации условий плоского пластического течения [90]. При этом на контактной поверхности металл прилипает к валкам, и пластическая область на оси симметрии не стягивается в одну точку, а имеет некоторую протяженность (рис. 85). Из условий совместности полей напряжений и скоростей следует, что век-

торы скорости точек металла на контактной поверхности направлены по касательной к поверхности и в принятых условиях равны по модулю вектора окружной скорости валка. Векторы скорости металла в окрестности точки D (рис. 85,а) в жесткой и пластической областях будут иметь одинаковое направление, но будут отличаться по величине: в первой области он будет равен скорости металла на выходе из валков (v_1), во второй - окружной скорости валка (v_b). Разность значений v_1 и v_b определяет величину разрыва тангенциальной составляющей скорости вдоль жестко-пластической границы DC_1GC (величина разрыва скорости вдоль линии скольжения постоянна).

На поле скоростей (рис. 85,б) произвольно выбирается направление, параллельное оси полосы, и от некоторого начала (O_3) откладываются векторы скорости v_1 и v_b (в этой точке они направлены параллельно оси полосы). Величина отрезка $d_x d_1$ на поле скоростей определяет разность $v_1 - v_b$ и масштаб полей напряжений и скоростей.

Жесткая область на выходе из валков, имеющая постоянную скорость v_p , отображается на поле скоростей одной точкой d_p . Вследствие постоянства величины разрыва тангенциальной составляющей скорости вдоль жестко-пластической границы DGC эта линия отобразится на поле скоростей в виде дуги окружности с центром в точке d_1 и радиусом, равным величине разрыва $v_1 - v_b$.

Линия скольжения CBA является продолжением жестко-пластической границы нижней половины очага деформации, симметричной линии DC_1GO относительно оси полосы. Следовательно, разрыв тангенциальной составляющей скорости распространяется вдоль линии CBA . При симметричном очаге деформации величина разрыва скорости вдоль CBA равна величине разрыва вдоль CGA .

Точка C отобразится (при рассмотрении только верхней половины очага деформации) тремя точками C , C_1 , C . Отрезки CC_1 и C_1C , равные между собой и определяющие величину разрыва скорости вдоль линий скольжения CGD и CBA , ортогональны линиям разрыва в точке C и наклонены к оси под углами соответственно $\pi/4$ и $3\pi/4$.

Дальнейшее построение поля скоростей осуществляется пу-

тем задания линий $\bar{c}_1\bar{b}$ и $\bar{c}_1\bar{b}'$, отображающих отрезок СВ линии СВА (линии $\bar{c}_1\bar{b}$ и $\bar{c}_1\bar{b}'$ ортогональны в соответствующих точках отрезку СВ). Располагая линией $\bar{c}_1\bar{b}$ ($\bar{c}_1\bar{b}'$) и выбрав произвольные угловые параметры a и b , можно построить поле скоростей.

Допущение о прилипании металла к валкам у контактной поверхности предполагает наличие некоторого объема (AFGD), движущегося с валками как единое целое. Скорость точек области AFGD пропорциональна расстоянию каждой из них от оси валка и направлена по нормали к прямой, проходящей через ось валка и данную точку. Это означает, что поворот области $d_2\bar{g}ad_2$ поля скоростей на угол, равный $\pi/2$, по часовой стрелке дает область DGFAD поля напряжений (рис. 85). После получения линии скольжения СВ строится область СВЕ. Правильность выбора исходной линии $\bar{c}_1\bar{b}$ ($\bar{c}_1\bar{b}'$) для построения поля скоростей и соответствующего ему поля линий скольжения проверяется построением поля напряжений СВЕ. Если линия $\bar{c}_1\bar{b}$ выбрана неправильно, то линии скольжения СВ, ЕВ не обеспечат построения криволинейного треугольника BAE - эти линии не сойдутся в точке А.

Построенное поле напряжений должно быть совместимым с полем скоростей. Условие совместимости состоит в равенстве нулю потока вектора скорости через линию контакта или в равенстве потоков вектора скорости через жестко-пластические границы ($v_0h_0 = v_1h_1$). Если это равенство не соблюдается или не получается нужное соотношение h_1/h_0 то необходимо, задаваясь другими углами a и b и линий $\bar{c}_1\bar{b}$, построить новое поле скоростей и соответствующее ему поле напряжений.

Построенное поле напряжений должно также отвечать условию равновесия полосы под действием нормальных и касательных сил на контактной поверхности и продольных напряжений, приложенных к полосе. Это условие проверяется путем совместного рассмотрения условий равновесия жестких частей полосы на входе и выходе из очага деформации.

Таким образом, при симметричной прокатке имеется три параметра, располагаясь которыми можно описать процесс. Обычно задается угол θ_0 входа полосы в валки, определяющий параметр b , так что свободных параметров остается всего два [90]. Асимметрия процесса приводит к деформации сетки ли-

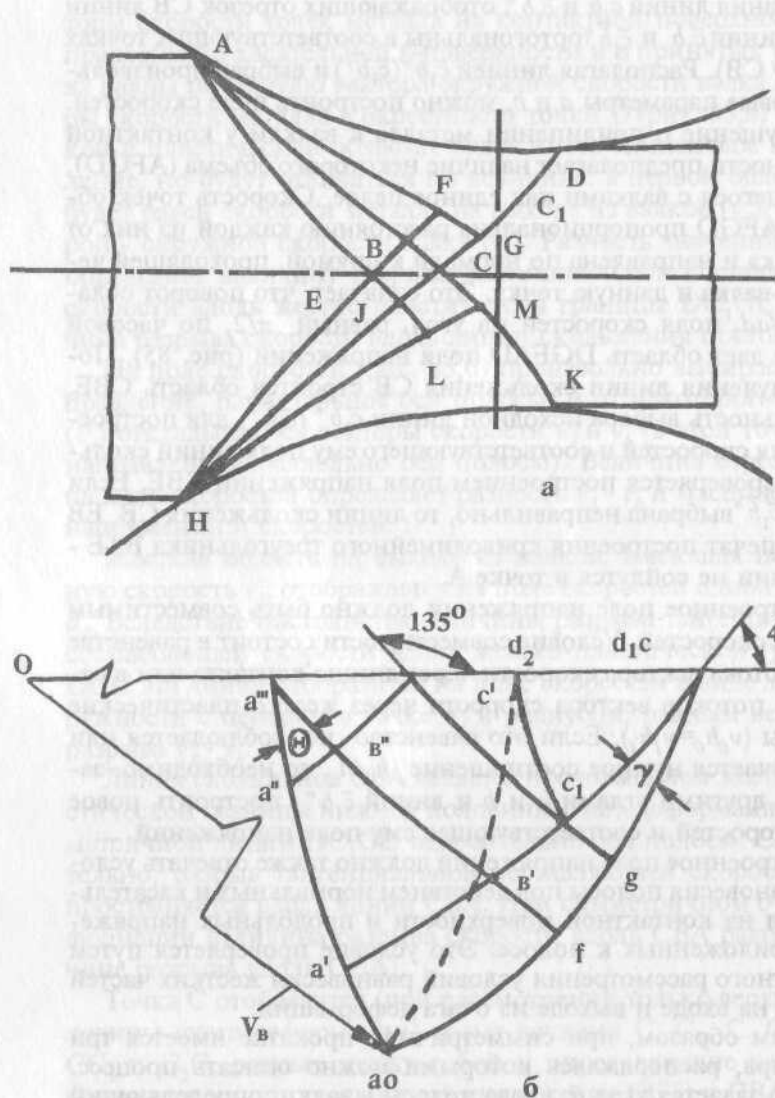


Рис. 85. Симметричная прокатка:

а) линии скольжения;

б) годограф.

ний скольжения и диаграммы годографа скоростей (рис. 86). Асимметрия процесса может быть обусловлена наклонным входом полосы в валки, рассогласованием угловых скоростей ω_1 и ω_2 валков, разницей их радиусов R_1, R_2 (индексы "1" и "2" относятся, соответственно, к верхнему и нижнему валкам), неравномерностью нагрева полосы по высоте и другими причинами. Материал полосы непрерывно (пластически) деформируется в области AGCMHEA, на линиях HJCGD и ABCMK имеют место разрывы ρ_1 и ρ_2 тангенциальных составляющих скоростей. Как и в симметричном случае, в областях AGD и ЕМК материал считается прилипшим к валкам, но вращается, вообще говоря, с различными угловыми скоростями ω_1 и ω_2 . Ввиду этого скорость полосы на выходе из валков равна

$$\begin{aligned}\Omega b_1 &= \omega_1 R_1 + \rho_1 && \text{в точке D;} \\ \Omega b_2 &= \omega_2 R_2 + \rho_2 && \text{в точке K,}\end{aligned}\quad (133)$$

где Ω - угловая скорость вращения полосы на выходе из валков, b_1 и b_2 - радиусы кривизны наружного (прилежащего к верхнему валку) и внутреннего (прилежащего к нижнему валку) слоев полосы на выходе из валков.

Состояние материала в очаге деформации при плоском пластическом течении металла определяется из уравнений Генки (108) и Гейрингер (109). Из этих уравнений отыскиваются все неизвестные величины σ , φ , v_α , v_β при известных линиях скольжения, так что одновременно с уравнениями (108), (109) необходимо рассматривать уравнения направлений характеристик (105), (106).

7.7. МАТРИЧНОЕ УРАВНЕНИЕ ДЛЯ НЕСИММЕТРИЧНОГО ПРОЦЕССА

Применим к решению связанной системы (110), (119), (107), (108) матрично-операторный способ. Поле линий скольжения при несимметричной прокатке определяется шестью характеристиками AF, HL, GF, ML, GC, MC и двумя линиями годографа скоростей ab и aj (рис. 86, а, в). Для полного описания

процесса необходимо также знать радиусы валков R_1, R_2 , кинематические параметры $\omega_1, \rho_1, \rho_2, \Omega$ и, наконец, среднее давление σ хотя бы в одной точке (например, с). Составим матричные уравнения для отыскания полей линий скольжения и годографа скоростей и затем сформулируем остальные условия.

Для получения матричных уравнений воспользуемся соотношениями, приведенными в таблицах 23, 24. Из этих таблиц следует, что отрезки EBF и EJL (рис. 86,а) имеют векторные представления (векторы $\bar{X}$ здесь и далее обозначены через $\bar{z}_i$).

$$\text{EBF} \mapsto Q_{Q_1 \xi_1} \bar{z}_1; \text{EJL} \mapsto Q_{Q_2 \xi_2} \bar{z}_2, \quad (134)$$

где $\xi_i = \psi_i + \eta_i$ ($i=1,2$) значок $\mapsto$ имеет смысл "представляется в виде".

Рассматривая далее участки поля между двумя заданными характеристиками, получим

$$\bar{z}_5 = Q_{\xi_1 \psi_2} Q_{0_1 \xi_1} \bar{z}_1 + P_{\psi_2 \xi_1} Q_{0_2 \xi_2} \bar{z}_2, \quad (135)$$

$$\bar{z}_4 = Q_{\xi_1 \psi_2} Q_{0_1 \xi_1} \bar{z}_1 + P_{\xi_2 \psi_1} Q_{0_2 \xi_2} \bar{z}_2, \quad (136)$$

$$\bar{z}_5 = Q_{\xi_1 \psi_2} Q_{0_1 \xi_1} \bar{z}_1 + P_{\psi_2 \xi_1} Q_{0_2 \xi_2} \bar{z}_2, \quad (137)$$

$$\bar{z}_6 = Q_{\xi_1 \psi_2} Q_{0_1 \xi_1} \bar{z}_1 + P_{\xi_2 \psi_1} Q_{0_2 \xi_2} \bar{z}_2. \quad (138)$$

Четыре оставшихся уравнения можно получить, рассматривая изображение годографа скоростей (рис. 86,в). Отображения линий скольжения, ограничивающих жесткую вращающуюся область AFGD, представляют собой кривые, геометрически подобные этим линиям, повернутые на угол $\pi/2$ и имеющие в качестве масштабного множителя соответствующую угловую скорость. Таким образом

$$\begin{aligned} gc &\mapsto \Omega \bar{z}_5; mc \mapsto \Omega \bar{z}_6; gd \mapsto -\Omega r_1 \bar{c}; \\ mk &\mapsto \Omega r_2 \bar{c}; af \mapsto \omega_1 \bar{z}_1; g'f \mapsto \omega_1 \bar{z}_3; \\ hl &\mapsto \omega_2 \bar{z}_2; m'l \mapsto \omega_2 \bar{z}_4, \end{aligned} \quad (139)$$

где $\bar{c}$ - дуга окружности единичного радиуса.

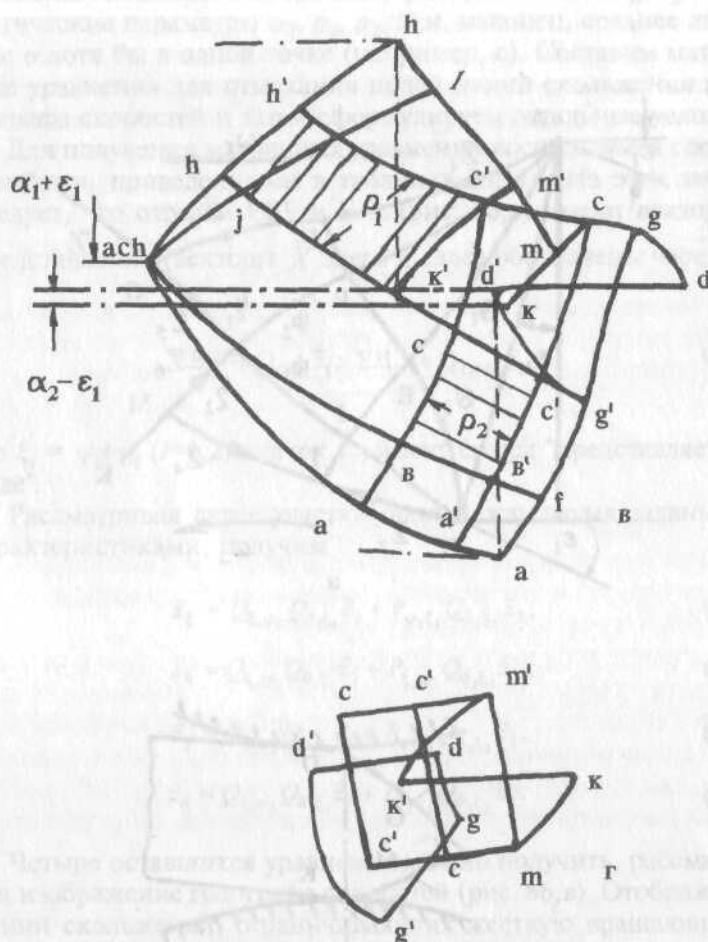


Рис. 86. Поле линий скольжения и годограф при асимметричной прокатке:

- а) поле линий скольжения;
- б) влияние искривления полосы к верхнему валку на линии скольжения;
- в) годограф;
- г) влияние искривления полосы к верхнему валку на годографы.

С другой стороны, принимая в качестве базисных линий eb и ej , получим

$$ej \mapsto P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - Q_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8; \quad cb \mapsto P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_8 - Q_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7; \quad (140)$$

Добавляя или вычитая "круговые" векторы $\rho_1 \bar{c}$ или $\rho_2 \bar{c}$, получим

$$hj \mapsto Q_{\psi_2\theta_2} \bar{z}_8; \quad ab \mapsto Q_{\psi_1\theta_1} \bar{z}_7.$$

$$c'j' \mapsto P_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - Q_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 + \rho_1 \bar{c}, \quad (141)$$

$$c'b' \mapsto P_{\psi_2\psi_1} \bar{z}_8 - Q_{\psi_1\psi_2} \bar{z}_7 - \rho_2 \bar{c}, \quad (142)$$

$$h'j' \mapsto Q_{\psi_2\theta_2} \bar{z}_8 - \rho_1 \bar{c}, \quad (143)$$

$$a'b' \mapsto Q_{\psi_1\theta_1} \bar{z}_7 + \rho_2 \bar{c}, \quad (144)$$

$$m'c' \mapsto -\Omega \bar{z}_0 + \rho_2 \bar{c}, \quad (145)$$

$$g'c' \mapsto \Omega \bar{z}_5 - \rho_1 \bar{c}. \quad (146)$$

Располагая $m'l$ из (139) и $m'c'$ из (145), а также $g'f$ из (139) и $g'c$ (146) и руководствуясь правилами построения поля с помощью матричных операторов (табл. 23), получим альтернативные представления для $c'j'$ и $c'b'$:

$$c'j' \mapsto \omega_2 P_{\eta_2}^* \bar{z}_4 + Q_{\eta_2}^* (-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c}), \quad (147)$$

$$c'b' \mapsto \omega_1 P_{\eta_1}^* \bar{z}_3 + Q_{\eta_1}^* (\Omega \bar{z}_5 - \rho_1 \bar{c}), \quad (148)$$

и найдем

$$j'l \mapsto P_{\eta_2\psi_1} (-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c}) + Q_{\psi_1\eta_2} \omega_2 \bar{z}_4, \quad (149)$$

$$b'f \mapsto P_{\eta_1\psi_2} (-\Omega \bar{z}_5 + \rho_1 \bar{c}) + Q_{\psi_2\eta_1} \omega_1 \bar{z}_5. \quad (150)$$

Два последних выражения позволяют получить альтернативные представления для hl и af :

$$hl \mapsto P_{\theta_2 \eta_2} \left(Q_{\psi_2}^* \bar{z}_8 + \rho_1 \bar{c} \right) + \\ + Q_{\eta_2 \theta_2} \left(P_{\eta_2 \psi_1} \left(-\Omega \bar{z}_6 + \rho_2 \bar{c} \right) + Q_{\psi_1 \psi_2} \omega_2 \bar{z}_4 \right); \quad (151)$$

$$af \mapsto P_{\theta_1 \eta_1} \left(Q_{\psi_1}^* \bar{z}_4 - \rho_2 \bar{c} \right) + \\ + Q_{\eta_1 \theta_1} \left(P_{\eta_1 \psi_2} \left(-\Omega \bar{z}_5 + \rho_1 \bar{c} \right) \right) + Q_{\psi_2 \eta_1} \omega_1 \bar{z}_3. \quad (152)$$

Сравнивая (141) и (147), (142) и (148), выражение для hl из (139) с (151), выражение для af из (139) с (152) получим еще четыре соотношения, связывающие базисные векторы

$$\omega_2 P_{\eta_2}^* \bar{z}_4 - \Omega Q_{\eta_2}^* \bar{z}_6 - P_{\psi_1 \psi_2} \bar{z}_7 + Q_{\psi_2 \psi_1} \bar{z}_8 = \left(\rho_1 - Q_{\eta_2}^* \rho_2 \right) \bar{c}, \quad (153)$$

$$\omega_1 P_{\eta_1}^* \bar{z}_3 - \Omega Q_{\eta_1}^* \bar{z}_5 + Q_{\psi_1 \psi_2} \bar{z}_7 - P_{\psi_2 \psi_1} \bar{z}_8 = \left(-\rho_2 + Q_{\eta_1}^* \rho_1 \right) \bar{c}, \quad (154)$$

$$-\omega_2 \bar{z}_2 + \omega_2 Q_{\eta_2 \theta_2} Q_{\psi_1 \eta_2}^* \bar{z}_4 - \Omega Q_{\eta_2 \theta_2} P_{\eta_2 \psi_1} \bar{z}_6 + \\ + P_{\theta_2 \eta_2} Q_{\psi_2}^* \bar{z}_8 = - \left(P_{\theta_1 \eta_1} \rho_1 + Q_{\eta_2 \theta_2} P_{\eta_2 \psi_2} \rho_2 \right) \bar{c} \quad (155)$$

$$-\omega_1 \bar{z}_1 + \omega_1 Q_{\eta_1 \theta_1} Q_{\psi_2 \eta_1}^* \bar{z}_3 + \Omega Q_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \psi_2} \bar{z}_5 + \\ + P_{\theta_1 \eta_1} Q_{\psi_1}^* \bar{z}_7 = \left(Q_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \psi_2} \rho_1 + P_{\theta_1 \eta_1} \rho_2 \right) \bar{c} \quad (156)$$

Выражения (135) - (138) и (153) - (156) дают восемь матричных уравнений, связывающих восемь векторов $\bar{z}_1 - \bar{z}_8$, определяющих базисные линии скольжения. Каждое из этих матричных уравнений эквивалентно системе уравнений, порядок которой определяется размерностью вектора $\bar{z}_i$ ($i = 1..8$), или, другими словами, числом членов разложения базисных векторов в степенные ряды: при удержании n членов каждая из матриц, фигурирующих в уравнениях, имеет размерность n^*n , каждый из векторов имеет n компонентов, и каждое матричное уравнение оказывается эквивалентным n алгебраическим уравнениям.

Для удобства анализа и использования эти уравнения представим в матричном виде (157). Каждый элемент матрицы (157) представляет собой блочную матрицу. При сохранении в разложениях числа членов $n = 4$ размерность каждого блока равна

4*4 и фактическая размерность матрицы равна 32*32. Векторы $\bar{z}_i$, $\bar{b}_i$, фигурирующие в матрице (157), также являются блочными, их истинная размерность равна 4-м, так что вектор $\bar{z} = [\bar{z}_1^T, \bar{z}_2^T \dots \bar{z}_8^T]^T$ содержит 32 элемента, а вектор $\bar{b} = [0^T, 0^T, \bar{b}_5^T \dots \bar{b}_8^T]^T$ также имеет размерность 32, но содержит только 16 нулевых элементов.

Восемь матричных уравнений, сведенных в матрицу (157), исчерпывают все возможные соотношения между базисными векторами и должны обеспечивать построение полей линий скольжения и годографа скоростей. Рассмотрим эту матрицу, предполагая пока, что величины $\rho_1, \rho_2, \omega_1, \omega_2, R_1, R_2, \Omega, b_1, b_2$ заданы (к вопросу их задания или определения мы обратимся чуть ниже). Векторы $\bar{b}_i$ правой части содержат операторы, зависящие от угловых координат $\theta_1, \theta_2 \dots \eta_1, \eta_2$, задающихся произвольно, исходя из предварительных соображений. Принципиально здесь имеет место та же ситуация, что и при симметричной прокатке: там, располагаясь тремя (или двумя) параметрами, методом последовательных приближений находят решение, удовлетворяющее как физическим условиям реализации процесса, так и технологическим требованиям. В данном случае число таких параметров гораздо больше (32 коэффициента), так что применение такого метода становится нереальным. В силу этого для решения матричного уравнения (157) необходимо использовать методы математического программирования. К числу наиболее эффективных относится метод скользящего допуска [97], который мы и будем использовать.

Обратимся теперь к вопросам, связанным с заданием параметров и условий процесса. Как отмечалось выше, несимметричный процесс прокатки полос характеризуется 14 степенями свободы (параметрами) $\theta_1, \theta_2, \psi_1, \psi_2, \xi_1, \xi_2, \gamma_1, \gamma_2, \omega_1, \omega_2, \rho_1, \rho_2, \Omega, \rho_0$. Матричные уравнения (157) накладывают восемь связей, остальные определяются условиями процесса. На практике при прямом расчете процесса задаются угловые скорости ω_1, ω_2 верх-

хнего и нижнего валков, величина разрыва скорости ρ_I на линии НЖСГД (при этом параметры ρ_I/ω_I и ρ_I служат масштабными единицами на диаграммах линий скольжения и годографа), радиусы R_1 и R_2 верхнего и нижнего валков (обычно в виде отношений R_1/H , R_2/H , где H - толщина полосы на входе), относительное обжатие $r_n = \epsilon = 1 - h/H$, где h - толщина полосы на выходе и, наконец, значение p_0 давления из условия равенства из валков. Дальнейшие условия вводятся, исходя из требований физической реализуемости процесса и особенностей технологического процесса. Из этих соображений на выходе из валков задаются значения вертикальной составляющей усилия и момента, действующего на полосу (два условия). На входе полосы в валки также могут быть заданы три условия (например, угол входа полосы в валки, что эквивалентно заданию двух параметров - x , y - координат точки встречи полосы с одним из валков) и горизонтальная составляющая силы. В этом случае вертикальная составляющая и связанный с нею момент (реакция на рольганг) определяются из решения. Еще два условия вытекают из требования равенства нулю поступательного смещения центров валков относительно друг друга, не имеющего места в реальном процессе, но вытекающего из общего решения.

7.8. ОБСУЖДЕНИЕ РЕЗУЛЬТАТОВ РАСЧЕТА

Для решения задач асимметричной прокатки была составлена программа, включающая блоки формирования матричных операторов, выполнения операций с матрицами, формирования матричного уравнения (157), решения этого уравнения. Программа решения уравнения (157) основана на методе скользящего допуска (97), позволяющем решать нелинейные системы уравнений при наличии ограничений типа равенств и неравенств. Блочный характер программы позволяет решать задачи расчета несимметричных процессов с использованием ПЭВМ. Для сравнения, а в некоторых случаях самостоятельно, приведены также результаты, полученные с помощью матричных операторов другими авторами [88], [50], [1], [95].

$$\begin{bmatrix} Q_{\xi_1 \psi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} P_{\psi_1 \xi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} \\ P_{\psi_1 \xi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} P_{\psi_1 \xi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} \\ P_{\xi_1 \psi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} Q_{\xi_1 \psi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} \\ Q_{\psi_1 \xi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} P_{\xi_1 \psi_1} Q_{\theta_{\xi_1}} \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ -\omega_1 I \end{bmatrix} \begin{bmatrix} -I & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & -I & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & -I & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \omega_2 P_{\eta_2}^* & 0 & 0 & 0 & 0 \\ \omega_1 P_{\eta_1} & 0 & 0 & 0 & \Omega Q_{\eta_1} & 0 & 0 & 0 \\ 0 & \omega_2 Q_{\eta_2} Q_{\psi_1 \eta_2} & 0 & 0 & 0 & \Omega Q_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \psi_2} & 0 & 0 \\ -\omega_2 I & 0 & \omega_1 Q_{\eta_1 \theta_1} Q_{\psi_1 \eta_1} & 0 & 0 & 0 & \Omega Q_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \psi_2} & 0 \end{bmatrix} \begin{bmatrix} 0 \\ 0 \\ 0 \\ 0 \\ \bar{\varepsilon}_5 \\ \bar{\varepsilon}_6 \\ \bar{\varepsilon}_7 \\ \bar{\varepsilon}_8 \end{bmatrix} = \begin{bmatrix} \bar{z}_1 \\ \bar{z}_2 \\ \bar{z}_3 \\ \bar{z}_4 \\ \bar{z}_5 \\ \bar{z}_6 \\ \bar{z}_7 \\ \bar{z}_8 \end{bmatrix} \quad (157)$$

$$\bar{\varepsilon}_5 = (\rho_1 - \rho_2 Q_{\eta_2}^*) \cdot \bar{C}, \dots, \bar{\varepsilon}_7 = (\rho_1 - P_{\theta_2 \eta_2} + \rho_2 Q_{\eta_2 \theta_2} P_{\eta_2 \psi_1}) \cdot \bar{C},$$

$$\bar{\varepsilon}_6 = -(\rho_2 - \rho_1 Q_{\eta_1}^*) \cdot \bar{C}, \dots, \bar{\varepsilon}_8 = (\rho_2 P_{\theta_1 \eta_1} + \rho_1 Q_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \theta_1} P_{\eta_1 \psi_2}) \cdot \bar{C},$$

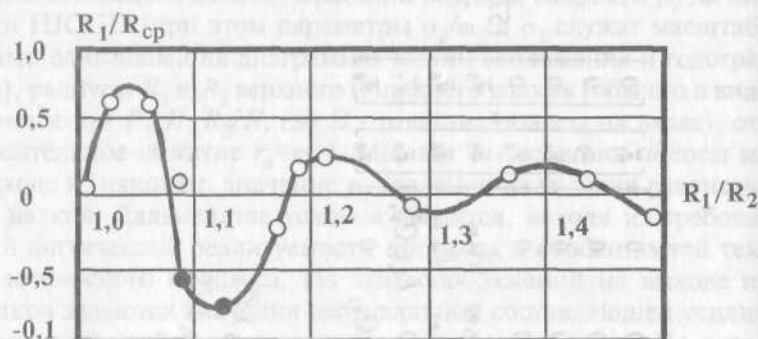


Рис. 87. Изменение кривизны переднего конца полосы при изменении отношения радиусов валков; $R_1/H = 10$, $\omega_1 = \omega_2 = 20\%$.

На рис. 87 показано влияние разности радиусов валков на искривление выходящего конца полосы. По горизонтальной оси отложено отношение R_1/R_c , где R_c — радиус кривизны средней линии выходящего конца полосы (центр кривизны — в стороне нижнего валка). При расчетах принималось, что условия скорости валков одинаковы и равны 60 об/мин., $R_1/H = 10$, $\varepsilon = 20\%$, угол наклона полосы к горизонту на входе равен нулю. Из рисунка видно, что при малых разностях радиусов валков (до 9%) кривизна положительна, то есть конец полосы загибается по направлению к нижнему валку. При разнице радиусов, лежащей в пределах 9–16%, полоса изгибается в противоположном направлении. При дальнейшем увеличении разницы радиусов картина периодически повторяется, но с уменьшающейся (затухающей) амплитудой. Существенным здесь является как осцилляционный характер искривлений, так и то, что наибольшее искривление имеет место при незначительных разностях радиусов кривизны валков ($R_1/R_2 \approx 1,05$). При значениях $R_1/R_2 > 1,5$ влияние этого фактора становится несущественным. Эти выводы подтверждаются результатами расчетов несимметричного процесса, приведенными в [100]. В этой работе представлена зависимость погонных крутящих моментов верхнего и нижнего валков от разницы радиусов валков (рис. 88).

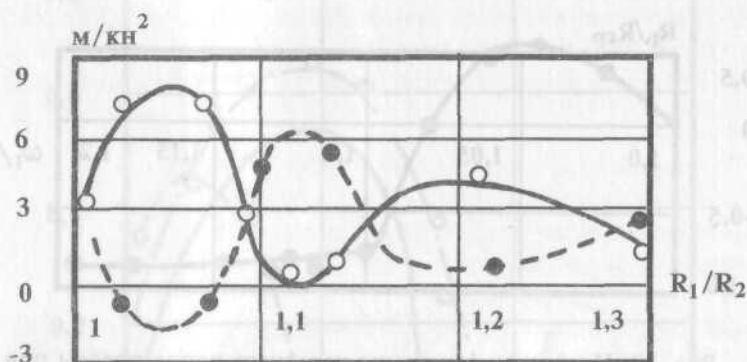


Рис. 88. Изменение моментов на валках в зависимости от изменения отношения радиусов валков; $R_1/H = 10$, $\omega_1 = \omega_2 = 20\%$.

Из рисунка видно, что характер этой зависимости в точности соответствует зависимости, приведенной на рис. 87, причем моменты на верхнем и нижнем валках оказываются равными в точках, соответствующих прямому выходу полосы.

На рис. 89 представлена зависимость искривления выходящего конца полосы от рассогласования угловых скоростей валков. При расчетах было принято $R_1 = R_2 = 500$ мм, $R_1/H = 10$, $\epsilon = 20\%$. Для малых рассогласований угловых скоростей (до 8%) кривизна положительна, то есть выходящий конец полосы искривляется по направлению к нижнему, медленнее вращающемуся валку, а для больших значений рассогласований (10% и выше) кривизна меняет знак и становится постоянной ($R_1/R_c \approx 0,96$). Это означает, что при больших рассогласованиях угловых скоростей полоса "наматывается" на валок, вращающийся быстрее.

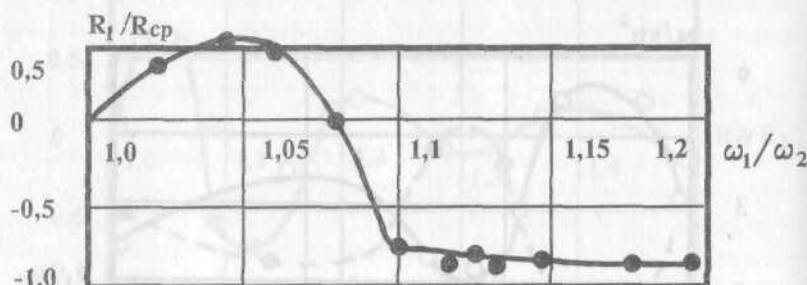


Рис. 89. Изменение кривизны переднего конца полосы при изменении отношения угловых скоростей валков; $R_1/H = 10$, $R_1 = R_2$, $\varepsilon = 20\%$.

На рис. 90 показано влияние относительного обжатия ε на изменение относительной кривизны после R_1/R_{cp} при заданном рассогласовании угловых скоростей валков $\omega_1/\omega_2 = 1,05$. Расчетная кривая (1) построена в координатах, использованных в работе [1], и здесь же приведены экспериментальные данные, взятые из этой работы. Как видно из рисунка, теоретические и экспериментальные результаты достаточно хорошо согласуются. В случае наклонного входа полосы в валки (рис. 91) необходимо связать параметр ε_1 (или координаты точки встречи) с параметрами поля линий скольжения. На рис. 91 представлены различные варианты входа полосы при наклоне ее к нижнему валку. Наиболее просто устанавливается связь между углом ε_1 , параметрами поля линий скольжения и геометрическими параметрами валков в варианте (2), когда нижний край полосы направлен по касательной к валку в точке входа. В этом случае, с одной стороны, непосредственно из рис. 91 получим

$$wH = H \sin \varepsilon; Aw = H \cos \varepsilon, \quad (158)$$

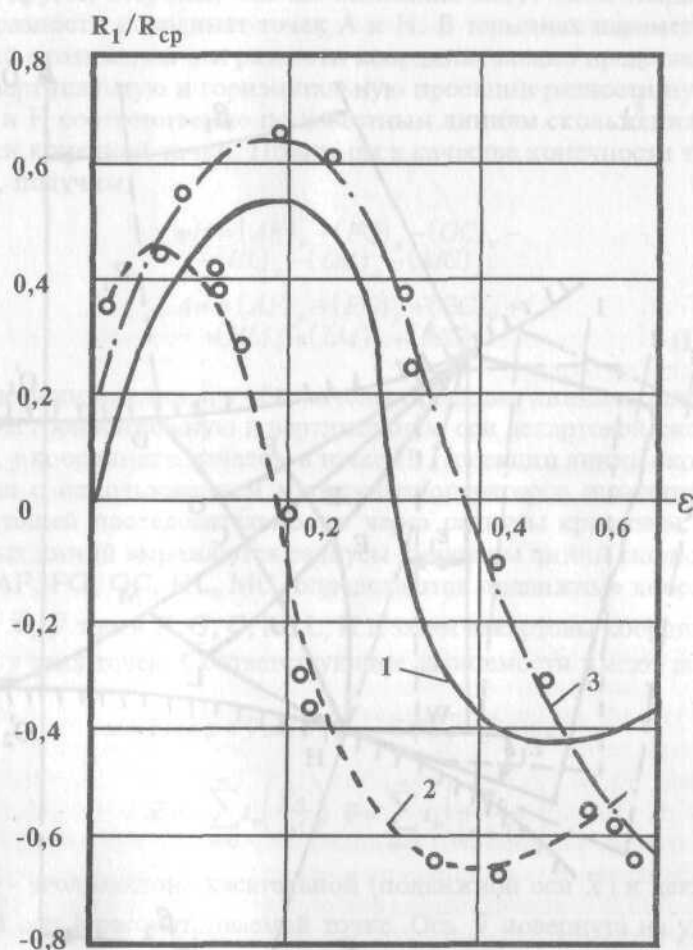


Рис. 90. Изменение относительной кривизны R_1/R_{cp} полосы в зависимости от относительного обжатия ϵ , при рассогласовании угловых скоростей верхнего ω_1 и нижнего ω_2 валков с одинаковыми радиусами C_1 - данные расчета при $\omega_1/\omega_2 = 1,05$, $R_1/H = 10$, $R_1 = R_2 = 80$ мм; 2,3 - результаты эксперимента из работы [96]: 2 - $R_1/H = 16$; 3 - $R_1/H = 8$; "+" к валку с меньшей, "-" к валку с большей угловой скоростью.

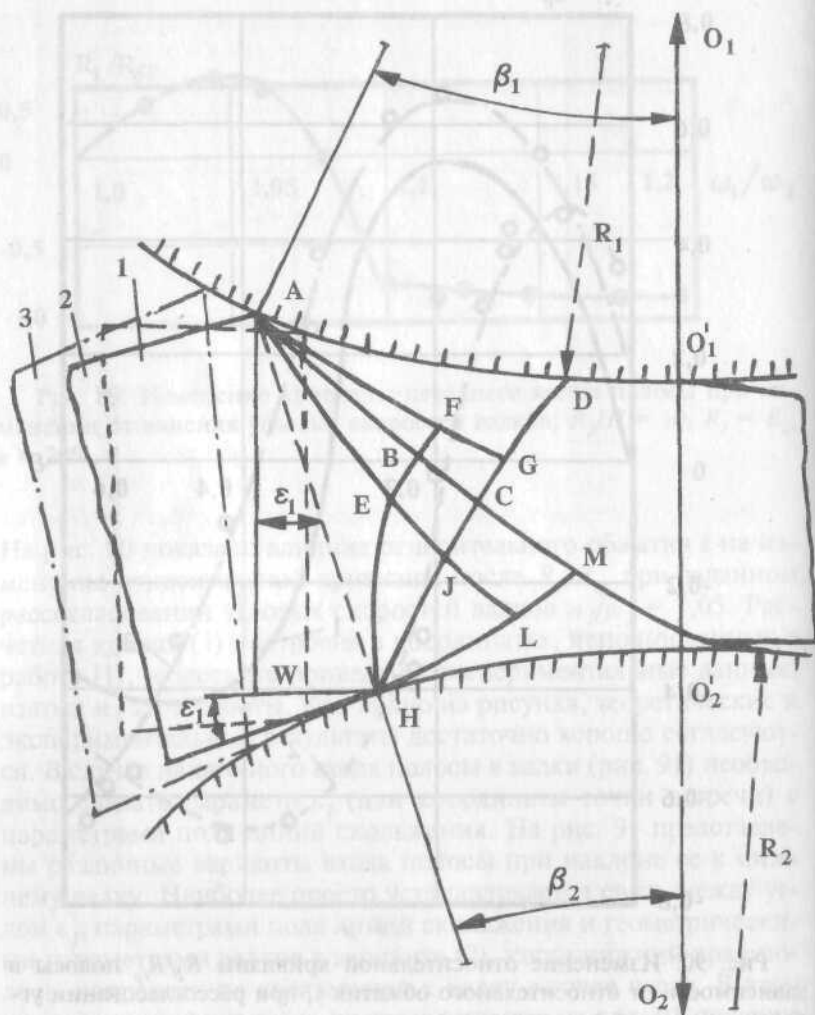


Рис. 91. Варианты входа полосы в валки:

1 - прямой вход; 2 - по касательной к нижнему валку; 3 - с произвольным углом наклона.

С другой стороны, эти же величины могут быть найдены как разности координат точек А и Н. В терминах параметров линий скольжения эти разности координат можно представить как вертикальную и горизонтальную проекции разности путей от А и Н соответственно по известным линиям скольжения до общей конечной точки. Принимая в качестве конечности точку С, получим

$$\begin{aligned} wH &= (AF)_x + (FG)_x - (GC)_x - \\ &\quad - (HL)_x - (LM)_x - (MC)_x; \\ Aw &= (AF)_y + (FG)_y + (GC)_y + \\ &\quad + (HL)_y + (LM)_y + (MC)_y. \end{aligned} \quad (159)$$

Здесь индексами x, y обозначены проекции линий скольжения на горизонтальную и вертикальную оси декартовой системы x, y координат с началом в точке Н. Проекции линий скольжения с использованием матричных операторов находятся в следующей последовательности: через радиусы кривизны базисных линий выражаются радиусы кривизны линий скольжения AF, FG, GC, HL, MC , определяются подвижные координаты $\bar{x}, \bar{y}$ точек F, G, C, M, L, H и затем декартовы координаты x, y этих точек. Соответствующие зависимости имеют вид

$$x = \bar{x} \cos \varphi + \bar{y} \sin \varphi; \quad y = -\bar{x} \sin \varphi + \bar{y} \cos \varphi;$$

$$\bar{x} = -\sum_{n=0}^{\infty} t_n \left(\frac{\varphi_n}{n!} \right); \quad \bar{y} = \sum_{n=0}^{\infty} t_n \left(\frac{\varphi_n}{(n+1)!} \right),$$

где φ - угол наклона касательной (подвижной оси $\bar{x}$) к декартовой оси в рассматриваемой точке. Ось $\bar{y}$ повернута на угол $\pi/2$ против часовой стрелки относительно оси $\bar{x}$, t_n - коэффициенты, связанные с коэффициентами r_n степенного ряда для радиуса кривизны $R(\varphi) = \sum_{n=0}^{\infty} r_n \left(\frac{\varphi^n}{n!} \right)$ рекуррентными соотношениями

$$t_{-1} = 0, \quad t_0 = 0, \quad t_1 = r_0, \quad t_{n+1} = -t_{n-1} - r_n,$$

Значения r_n определяются с помощью матричных операторов. Сравнение правых частей выражений (158) и (159) дает искомые условия, связывающие угол ε_1 с параметрами поля линий скольжения

$$\begin{aligned} H \sin \varepsilon_1 &= (AF)_x + (FG)_x - (GC)_x - \\ &\quad - (HL)_x - (LM)_x + (MC)_x = \Delta_x, \\ H \cos \varepsilon_1 &= (AF)_y + (FG)_y + (GC)_y + \\ &\quad + (HL)_y + (LM)_y + (MC)_y = \Delta_y. \end{aligned}$$

При других вариантах входа принципиальная схема рассуждений сохраняется.

Поскольку за точками выхода D и K полоса является жесткой, здесь, как и ранее, необходимо иметь в виду соотношения (133), учитывая, что $b_1 = R_c + h/2$, $b_2 = R_c - h/2$. Кроме того, для принятой схемы входа полосы в валки должно выполняться условие

$$(R_2 + h_0) \cos \beta_2 + R_1 \cos \beta_1 = L, \quad (160)$$

где $\beta_1, \beta_2 = \varepsilon_1$ - углы захвата полосы на верхнем и нижнем валках, L - межцентровое расстояние валковой пары.

Углы не должны превышать предельных значений, обусловленных технологическими требованиями. При заданных значениях R_1, R_2, h, L выражение (160) однозначно определяет угол β_1 . С другой стороны, при постановке задачи управления процессом выражение (160) выступает как уравнение связи.

Приведенные соотношения, наряду с матричными уравнениями (157), использованы для определения влияния угла входа на выходные параметры полосы при прокатке и для оценки возможности регулирования этих параметров. При проведении расчетов использовался описанный выше программный комплекс с добавлением блоков, отражающих специфику задачи.

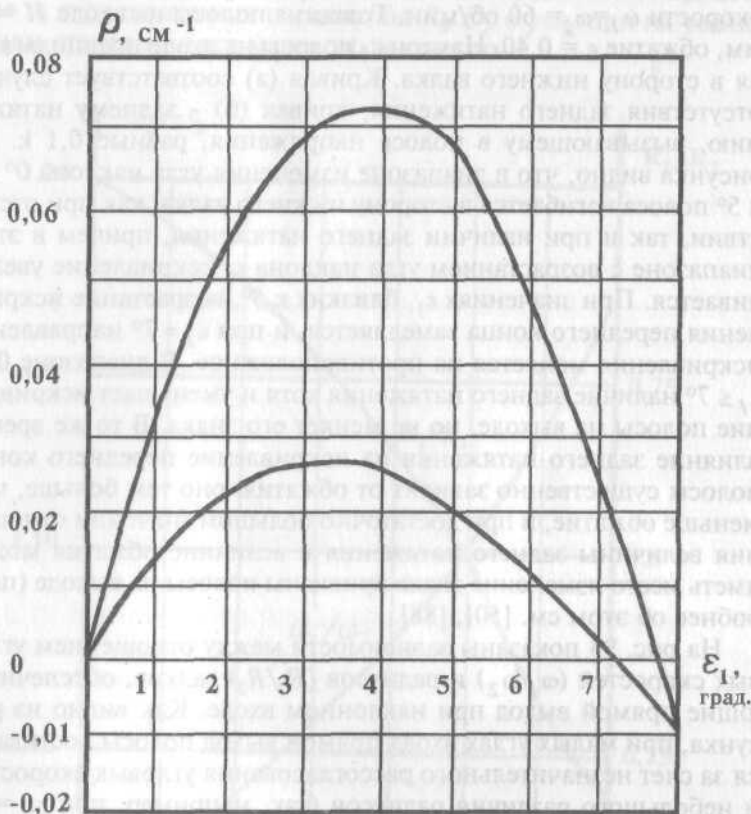


Рис. 92. Зависимость кривизны (ρ , см) переднего конца полосы от угла входа ϵ_1 (град.); ϵ_1 - наклон к нижнему валку) полосы в валки:

- а) заднее натяжение отсутствует;
 - б) заднее натяжение равно 5% усилия прокатки:
- $\omega_1/\omega_2 = 1$, относительное обжатие $\epsilon = 0,407$.

На рис. 92 показана зависимость между углом ϵ_1 входа полосы в валки и кривизной ρ ее переднего конца. Материал полосы сталь от 16ГО с предельным сопротивлением сдвигу

$k = 210 \text{ Н/мм}^2$. Радиусы валков $R_1 = R_2 = 400 \text{ мм}$, угловые скорости $\omega_1 = \omega_2 = 60 \text{ об/мин}$. Толщина полосы на входе $H = 10 \text{ мм}$, обжатие $\epsilon = 0,40$. Наклон ϵ_1 полосы на входе предполагается в сторону нижнего валка. Кривая (а) соответствует случаю отсутствия заднего натяжения, кривая (б) - заднему натяжению, вызывающему в полосе напряжения, равные $0,1 \text{ к}$. Из рисунка видно, что в диапазоне изменения угла наклона $0^\circ \leq \epsilon \leq 5^\circ$ полоса изгибается в сторону нижнего валка, как при отсутствии, так и при наличии заднего натяжения, причем в этом диапазоне с возрастанием угла наклона ϵ_1 искривление увеличивается. При значениях ϵ_1 , близких к 5° , возрастание искривления переднего конца замедляется, и при $\epsilon_1 \approx 7^\circ$ направление искривления меняется на противоположное. В диапазоне $0^\circ \leq \epsilon_1 \leq 7^\circ$ наличие заднего натяжения хотя и уменьшает искривление полосы на выходе, но не меняет его знака. В то же время, влияние заднего натяжения на искривление переднего конца полосы существенно зависит от обжатия: оно тем больше, чем меньше обжатие, и при достаточно большом значении отношения величины заднего натяжения к величине обжатия может иметь место изменение знака кривизны полосы на выходе (подробнее об этом см. [50], [88]).

На рис. 93 показаны зависимости между отношением угловых скоростей (ω_1/ω_2) и радиусов (R_1/R_2) валков, обеспечивающие прямой выход при наклонном входе. Как видно из рисунка, при малых углах входа прямой выход полосы достигается за счет незначительного рассогласования угловых скоростей и небольшого различия радиусов (так, например, при $\epsilon_1 = 1^\circ$ прямой выход переднего конца полосы обеспечивается при $\omega_1/\omega_2 = 1,03$ и $R_1/R_2 = 0,94$). При значительных углах входа полосы, превышающих 3° , управление процессом требует использования валков со значительно различающимися радиусами. Следует заметить, что эта ситуация вполне объяснима с точки зрения полученных выше результатов, характеризующих влияние разницы радиусов валков и рассогласования их угловых скоростей на искривление переднего конца полосы: в первом случае имеет место периодическая зависимость с убывающей амплитудой при росте отношения R_1/R_2 (рис. 87), во втором - постоянное значение искривления, начиная с определенной ве-

личины рассогласования (рис. 89), так что управление процессом за счет изменения параметров R_1/R_2 , ω_1/ω_2 при их увеличении становится все менее эффективным

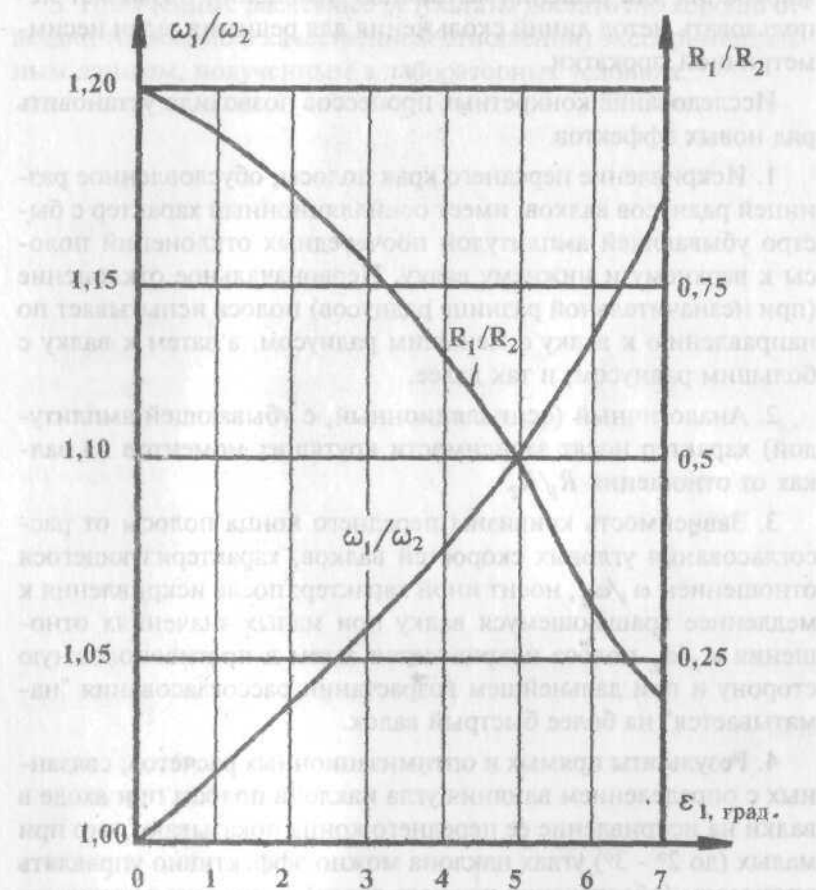


Рис. 93. Зависимости отношений угловых скоростей (ω_1/ω_2) и радиусов (R_1/R_2) валков, обеспечивающие прямой выход полосы при наклонном (ϵ_1 , град.) входе.

Приведенные здесь результаты расчетов позволяют сделать следующие выводы.

Применение матричных операторов и нелинейного программирования для решения матричных уравнений позволяет использовать метод линий скольжения для решения задач несимметричной прокатки.

Исследование конкретных процессов позволило установить ряд новых эффектов.

1. Искривление переднего края полосы, обусловленное разницей радиусов валков, имеет осцилляционный характер с быстро убывающей амплитудой поочередных отклонений полосы к верхнему и нижнему валку. Первоначальное отклонение (при незначительной разнице радиусов) полоса испытывает по направлению к валку с меньшим радиусом, а затем к валку с большим радиусом, и так далее.

2. Аналогичный (осцилляционный, с убывающей амплитудой) характер носят зависимости крутящих моментов на валках от отношения R_1/R_2 .

3. Зависимость кривизны переднего конца полосы от рассогласования угловых скоростей валков, характеризующегося отношением ω_1/ω_2 , носит иной характер: после искривления к медленнее вращающемуся валку при малых значениях отношения ω_1/ω_2 полоса искривляется затем в противоположную сторону и при дальнейшем возрастании рассогласования "наматывается" на более быстрый валок.

4. Результаты прямых и оптимизационных расчетов, связанных с определением влияния угла наклона полосы при входе в валки на искривление ее переднего конца показывают, что при малых (до $2^\circ - 3^\circ$) углах наклона можно эффективно управлять процессом (обеспечение прямого входа) за счет изменения отношений радиусов и рассогласования угловых скоростей валков. При малых углах наклона, превышающих эти значения, такое управление процессом делается неэффективным или невозможным. Это объясняется отмеченными выше особенностями характера зависимости искривления переднего края поло-

сы от параметров R_1/R_2 (достаточно быстрое убывание амплитуды осцилляций) и ω_1/ω_2 (постоянное искривление в сторону более быстрого вала после одного периода осцилляций)*.

5. Полученные расчетные результаты достаточно хорошо отвечают (особенно в качественном отношении) экспериментальным данным, полученным в лабораторных условиях.

БИБЛИОГРАФИЯ

1. Синицын В.Г. Несимметричная прокатка листов и лент. - М.: Металлургия, 1984. - 167 с.
2. Николаев В.А., Волков И.А. Неравномерность параметров в несимметричных условиях деформации // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1987. - №10. - С. 48-50.
3. Челышев Н.А., Лужный А.П. Длина дуги захвата при асимметричной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1974. - №6. - С. 82-83.
4. Челышев Н.А., Лужный А.П. Изменение длины дуги захвата при асимметричной прокатке в зависимости от различных факторов // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1974. - №8. - С. 75-78.
5. Гришков А.И., Камаев Е.А. Контактные напряжения, моменты и обжатия при горячей прокатке в валках, имеющих разные диаметры. / В кн.: Обработка металлов давлением. - М.: Металлургия, 1970. (ЦНИИЧМ сб. 76). - С. 25-35.
6. Грудев А.П. Внешнее трение при прокатке. - М.: Металлургия, 1973. - 288 с.
7. Николаев В.А. Угол критического сечения при прокатке высоких полос // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1966. - №10. - С. 62-65.
8. Николаев В.А., Пилипенко С.С. Коэффициент трения при холодной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1989. - №7. - С. 63-67.
9. Королев А.А. Новые исследования деформации металла при прокатке. - М.: Машгиз, 1953. - 267 с.
10. Николаев В.А. Длина дуги контакта при прокатке с учетом упругих деформаций валков и полосы // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1987. - №4. - С. 57-59.
11. Николаев В.А. Определение плеча момента при прокатке в гладких валках // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1963. - №2. - С. 82-86.
12. Николаев В.А. Напряжения в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения. Сообщение 1 // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1983. - №11. - С. 68-72.
13. Николаев В.А., Пилипенко С.С. Расчет коэффициента

трения при холодной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1989. - №9. - С. 55-59.

14. Мазур В.Л. Производство листа с высококачественной поверхностью. - Киев: Техника, 1982. - 166 с.

15. Николаев В.А. Характеристики трения при прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1992. - №4. - С. 23 - 26.

16. Зыков Ю.С. Влияние уширения на среднее удельное давление металла на валки при горячей прокатке/ В кн.: Обработка металлов давлением (ДМетИ). - Металлургия. - 1967, сб. ЛП. - С. 190-198.

17. Николаев В.А. Длина дуги контакта при холодной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1987. - №11. - С. 57-61.

18. Целиков А.И., Никитин Г.С. Рокотян С.Е. Теория продольной прокатки. - М.: Металлургия, 1980. - 320 с.

19. Николаев В.А. Удельные давления при прокатке в валках неравного диаметра // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1970. - №1. - С. 87-90.

20. Скороходов В.А., Пименов А.Ф., Муравлев М.А. Прокатка-волочение тонких полос. Анализ эффективности, область и перспективы применения. - М.: Экспресс-информация /Ин-т "Черметинформация", 1988. - 24 с.

21. Теория прокатки. Справочник // А.И. Целиков, А.Д. Томленов, В.И. Зюзин и др. - М.: Металлургия, 1982. - 335 с.

22. Прокатка автолистовой стали в валках с разной шероховатостью // В.А. Николаев, В.М. Целовальников, В.С. Мовшович и др. / Бюл. Черная металлургия. - 1977. - №23. - С. 47-48.

23. Кузнецов В.В., Козырев Н.П. Совершенствование технологии холодной прокатки полос на стане 1700. - Сталь. - 1980. - N 8. - С. 709-710.

24. Николаев В.А. Моменты на валках при несимметричной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1986. - №5. - С. 66-71.

25. Чекмарев А.П., Нефедов А.А., Николаев В.А. Теория продольной прокатки. - Харьков: ХГУ, 1965. - 212 с.

26. Николаев В.А. Напряжения в очаге деформации при прокатке в валках с неодинаковыми коэффициентами трения. Со-

общение 2 // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1984. - №3. - С. 66-68.

27. Николаев В.А., Волков И.А., Пилипенко С.С. Влияние микрошероховатости поверхности полос на параметры процесса прокатки // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1987. - №7. - С. 93-95.

28. Полухин В.П. Математическое моделирование и расчет на ЭВМ листовых прокатных станов. - М.: Металлургия, 1972. - 503 с.

29. Николаев В.А. Углы критического сечения при несимметричной прокатке / В кн.: Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1982. - №78. - С. 47-52.

30. Николаев В.А., Пилипенко С.С., Волков И.А. Влияние несимметричной шероховатости валков на коэффициент трения // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1983. - №1. - С. 89-91.

31. Николаев В.А., Волков И.А., Пилипенко С.С. Опережение и изгиб переднего конца полосы при несимметричной прокатке // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1981. - №1. - С. 57-59.

32. Особенности прокатки полос в валках с разношероховатыми поверхностями // В.А. Николаев, В.П. Полухин, И.Н. Авраменко и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1979. - №3. - С. 58-61.

33. Николаев В.А., Волков И.А., Лившиц В.М. Применение разношероховатых валков с целью устранения изгиба переднего конца листов алюминиевых сплавов / Цветные металлы. - 1985. - №5. - С. 72-73.

34. Николаев В.А. Моменты прокатки при асимметричных условиях трения // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1978. - №2. - С. 66-69.

35. Грудев А.П., Тилик В.Т. Технологические смазки в прокатном производстве. - М.: Металлургия, 1975. - 355 с.

36. Распределение моментов между валками тонколистового стана холодной прокатки / С.Л. Коцарь, В.В. Поляков, Ю.Д. Железнов, Л.И. Боровик // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1973. - №9. - С. 95-99.

37. Чичигин В.А., Коцарь С.Л. Влияние вертикального пе-

рекоса слитка на момент прокатки и его распределение между валками / В кн.: Теория и технология прокатки. - Свердловск, 1972 (УПИ. Сб. 96). - С. 49-56.

38. Николаев В.А., Волков И.А., Емченко В.И. Влияние вертикального перекоса полосы на некоторые параметры прокатки // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1980. - №1. - С. 73-75.

39. Изгиб переднего конца раската при тонколистовой прокатке / Э.Л. Орнатский, В.С. Горелик, А.П. Митьев и др. // Сб. Теория и технология производства толстого листа. - М.: Металлургия, 1986 (МЧМ СССР. ДонНИИЧермет). - С. 60-64.

40. Управление изгибом переднего конца раската в клетях листовых станов с индивидуальным приводом валков / А.В. Феофилактов, И.В. Ширманов, Л.А. Харченко, В.В. Володарский // Сб. Интенсификация производства листовой стали. - М., Металлургия. - 1988 (МЧМ. ДонНИИЧермет). - С. 40-45.

41. Ассиметричная горячая прокатка полос на широкополосном стане 1700 / О.Н. Сосковец, А.Ф. Пименов, А.И. Трайно и др. // Б.И. "Черная металлургия". - 1985. - №3. - С. 41-42.

42. Авт. свид. N 532404 (СССР). Способ прокатки полос / В.А. Николаев, В.М. Целовальников, И.Г. Овчаров и др. // Открытия, изобретения. 1976. №39.

43. Исследование износа валков стана холодной прокатки / В.А. Николаев, В.П. Полухин, Г.М. Попов и др. // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1982. - №9. - С. 71-74.

44. Реконструкция главной линии стана кварто 1400 холодной прокатки / Г.Л. Химич, М.И. Анфимов, В.Н. Бобров и др. // Сталь. - 1976. - №4. - С. 341-342.

45. Повышение стойкости опорных валков первой клетки стана 1680 / В.А. Николаев, В.М. Целовальников, В.С. Мовшович и др. // Металлург. - 1977. - №4. - С. 34-35.

46. Авт. свид. N 1421432 (СССР). Способ холодной прокатки полос на непрерывном стане / В.А. Николаев, С.С. Пилипенко, В.Д. Морозов и др. // Открытия, изобретения. - 1988. - №3.

47. Отделка поверхности листа / В.И. Мелешко, А.П. Чекарев, В.Л. Мазур, А.П. Качайлов // М.: Металлургия, 1975. - 272 с.

48. Применение на станах холодной прокатки рабочих вал-

ков с разными диаметрами / В.А. Николаев, В.А. Сацкий, В.С. Мовшович и др. // *Сталь*, 1992, №4. - С. 45-47.

49. Николаев В.А. Прокатка полос с двойной несимметрией // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1992. - №7. - С. 30-33.

50. Горячая прокатка толстых полос в рабочих валках разного диаметра / В.А. Николаев, Б.П. Романенко, А.Г. Васильев и др. // *Сталь*. - 1992. - №11. С. 45-47.

51. Николаев В.А. Влияние несимметрии на параметры прокатки // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1992. - №9. - С. 18-20.

52. Николаев В.А. Профилирование и износостойкость листовых валков. - Киев: Техника, 1992. - 160 с.

53. Николаев В.А. Определение кинематических и энергосиловых параметров прокатки при одновалковом приводе // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1993. - №1. - С. 34-37.

54. Влияние разницы диаметров рабочих валков на изгиб переднего конца полосы // В.А. Николаев, Н.И. Прищип, Б.П. Романико и др. // *Бюл. Черная металлургия*, 1992. - №10. - С. 32-33.

55. Николаев В.А., Волков И.А. Влияние несимметрии деформации на распределение крутящих моментов при прокатке полос // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1993. - №3. - С. 56-57.

56. Николаев В.А. Влияние наклона полосы на условия ее деформации при прокатке // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1993. - №4. - С. 15-18.

57. Николаев В.А., Скороходов В.Н., Полухин В.П. Несимметричная тонколистовая прокатка. - М.: Металлургия, 1993. - 192 с.

58. Николаев В.А., Трофимов В.А., Васильев А.Г. Усовершенствование валковых узлов клетей стана 1680 горячей прокатки // *Сталь*. - 1993. - №11. - С. 47-50.

59. Влияние исходной шероховатости валков и полосы на интенсивность износа поверхностей валков / В.А. Николаев, С.С. Пилипенко, А.Г. Васильев и др. // *Изв. вузов. Черная металлургия*. - 1991. - №11. - С. 56-58.

60. Тарновский В.И., Лузан Н.А., Фейгин Г.Л. Распределение крутящего момента между валками при прокатке неравно-

мерно нагретых заготовок // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1989. - №7. - С. 67-70.

61. Дрессировка холоднокатаного листа на стане кварто с одним приводным валком / Е.А. Паргамонов, Н.А. Трощенко, В.М. Целовальников и др. // Металлургия. - 1979. - №2. - С. 28-30.

62. Ширяев В.И., Пхайко Е.С. К вопросу о прокатке с одним приводным валком / В кн.: Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1979. - №60. - С. 36-38.

63. Экспериментальное исследование неустановившегося процесса прокатки в клетях с одним холостым валком / В.П. Холодный, В.К. Звонарев, А.В. Устинов, Т.А. Кудрина. - В кн.: Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1982. - №78. - С. 75-77.

64. Камии Н., Теракадо Р. Исследование способа прокатки в валах разного диаметра клетей чистовой группы широкополосного стана горячей прокатки // Сосэй то како. - 1976. - №19. - С. 966-972.

65. Николаев В.А., Волков И.А., Пилипенко С.С. Исследование параметров прокатки с одним приводным валком // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1981. - №11. - С. 75-78.

66. Давление при прокатке по различным схемам // В.А. Николаев, А.Г. Васильев, А.Г. Познанский, А.В. Лукьянец // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1991. - №2. - С. 31-32.

67. Исследование влияния шероховатости поверхности тонколистового металла на деформируемость его при холодной прокатке / М.М. Сафьян, Г.Н. Фокин, М.И. Лобарев, Н.Г. Бурбело // В кн.: Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1978. - №57. - С. 35-38.

68. Шнейдер Ю.Г. Эксплуатационные свойства деталей с регулярным микрорельефом. - Л.: Машиностроение, 1982. - 248 с.

69. Авт. свид. №544514 (СССР). Рабочий валок клетки полосового прокатного стана / В.А. Николаев, С.С. Пилипенко, Г.И. Налча и др. // Открытия. Изобретения. - 1990. - №7.

70. Авт. свид. №592067 (СССР) / В.А. Николаев, С.С. Пилипенко, Г.И. Налча и др. // Открытия. Изобретения. - 1990. - №34.

71. Авт. свид. №616772 (СССР). Непрерывный стан для про-

катки полос / В.А. Николаев, С.С. Пилипенко, Г.И. Налча, Э.Н. Шебаниц // Открытия. Изобретения. - 1990. - №48.

72. Авт. свид. №1659144 (СССР). Комплект валков прокатной клетки листового стана / В.А. Николаев, О.Н. Штехно, С.С. Пилипенко, В.С. Мовшович и др. // Открытия. Изобретения. - 1991. - №24.

73. Динник А.А., Чигиринский В.В. Определение дополнительных напряжений и их влияние на энергосиловые параметры при прокатке сложных профилей / В кн.: Металлургия и коксохимия. - Киев: Техника, 1982. - С. 78-82.

74. Николаев В.А., Пилипенко С.С. Исследование параметров прокатки полос в валках с различным рельефом поверхности // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1990. - №6. - С. 35-37.

75. Николаев В.А. Контактные давления в очаге деформации при прокатке в валках с рельефной поверхностью // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1991. - №1. - С. 29-39.

76. Высокоточная прокатка тонких листов / А.Ф. Пименов, В.П. Полухин, Ю.В. Липухин и др. - М.: Металлургия, 1989. - 176 с.

77. Сафьян М.М. Прокатка широкополосной стали. - М.: Металлургия, 1969. - 460 с.

78. Шестивалковые станы холодной прокатки в Японии. - М., 1979. - 7 с. - Сер. 7: (Экспресс-информация: Институт "Черметинформация". Вып. 2).

79. Поляков М.Г., Салганик Б.М., Песин А.М. / Несимметричная прокатка холоднокатаных полос // Бюл. "Черная металлургия". - 1988. - №14. - С. 2-12.

80. Авт. свид. №1690868 (СССР). Способ прокатки полос / В.А. Николаев // Открытия. Изобретения. - 1991. - №2.

81. Авт. свид. №1784298 (СССР). Способ прокатки полос / В.А. Николаев // Открытия. Изобретения. - 1992. - №48.

82. Николаев В.А. Геометрические и силовые параметры прокатки в трех очагах деформации // Изв. вузов. Черная металлургия. - 1993. №2. - С. 21-23.

83. Железнов Ю.Д., Коцарь С.Л., Абиев А.Г. Статистические исследования точности тонколистовой прокатки. - М.: Металлургия, 1974. - 240 с.

84. Хлопонин В.Н. Основные концепции экономии энер-

гии и тепла в процессе широкополосовой горячей прокатки // Сб. научных трудов: Теория и технология производства листового проката. - М.: Металлургия, 1991. - С. 11-23.

85. Бровман М.Я. Применение теории пластичности в прокатке. - М.: Металлургия, 1991. - 254 с.

86. Бровман М.Я. Исследование асимметричной прокатки. Сообщение 1 // Известия вузов. Черная металлургия. - 1982. - №3. - С. 50-53.

87. Бровман М.Я. Исследование асимметричной прокатки. Сообщение 2 // Известия вузов. Черная металлургия. - 1992. - №5. - С. 38-41.

88. Голубченко А.К., Мазур В.Л., Бинкевич И.В. Влияние угла входа полосы в валки на параметры процесса прокатки // Металлургическая и горнорудная промышленность. - 1994. - №3. (173). - С. 20-24.

89. Горелик В.С., Налча Г.И., Руднев А.Е. и др. Улучшение служебных свойств толстых листов путем освоения технологии асимметричной прокатки // Сталь. - 1991. - №11. - С. 41.

90. Друянов Б.А., Непершин Р.А. Теория технологической пластичности. М.: Машиностроение, - 1990. - 272 с.

91. Мазур В.Л., Голубченко А.К., Бинкевич Е.В. Расчет параметров процесса горячей асимметричной прокатки толстых полос // Сталь. - 1994. - №11. - С. 39-41.

92. Потапкин В.Ф., Бобух И.В., Грибеник В.Г. Поле линий скольжения при прокатке с неразрывным полем скоростей // Известия вузов. Черная металлургия. - 1975. - М 7. - С. 103-106.

93. Свичинский А.Г., Бинкевич Е.В., Мазур В.Л., Голубченко А.К. Несимметричная горячая прокатка на широкополосном стане // Сталь. - 1992. - №11. - С. 41-44.

94. Свичинский А.Г., Мазур В.Л., Бинкевич Е.В., Голубченко А.К. Расчет и управление процессом несимметричной горячей прокатки методом линий скольжения и нелинейного программирования. - Известия РАН. Металлы. - 1993. - С. 70-79.

95. Теория пластических деформаций металлов / Е.П. Унков, У.Джонсон, В.Л. Колмогоров и др./ Под ред. Е.П. Ункова, А.Г. Овчинникова. - М.: Машиностроение, 1983. - 598 с.

96. Хилл Р. Математическая теория пластичности. - М.: Гостеориздат, 1958. - 407 с.

97. Химмельблау Д. Прикладное нелинейное программирование. - М.: Мир, 1975. - 536 с.

98. Alexander J.M. A slip-line field for the hot rolling process // Proc. Inst. Mech. Engrs. - 1955. - №169. - P. 1021.

99. Collins I.F. The algebraic geometry of slip-line fields with application to boundary value problems // Proc. R. Soc. - 1968. - A.303 - P. 317.

100. Demhurst P., Collins I.F., Johnson W., A theoretical and experimetal investigation into asymmetrical hot rollihg // Int., J. Mech. Sci. - 1974.- №10. - P. 380-397.

101. Ewing P.G.F. A series method for constructing slip-line fields // Mech. and Phys. Solids. - 1967. - №15. - P. 105-120.

ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ	3
1. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ СО СКОРОСТНОЙ НЕСИММЕТРИЕЙ	5
1.1. Распределение обжатий между валками разного диаметра	6
1.2. Методы определения обжатий со стороны валков	8
1.3. Опережение и угол критического сечения	13
1.4. Среднее давление в очаге деформации	19
1.5. Крутящие моменты при прокатке в валках разного диаметра	25
1.6. Определение энергосиловых параметров в клети с одним приводным валком	30
1.7. Кинематические параметры прокатки при одновалковом приводе	34
1.8. Анализ экспериментальных данных при прокатке полос в клети с одновалковым приводом	38
2. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ С РАЗЛИЧНОЙ ШЕРОХОВАТОСТЬЮ ПОВЕРХНОСТЕЙ	49
2.1. Контактные напряжения в очаге деформации	49
2.2. Характеристики трения при прокатке	59
2.3. Распределение обжатий полосы между разношероховатыми валками	62
2.4. Кинематика течения металла на контактных поверхностях полосы ...	69
2.5. Условия трения при прокатке в валках с различной шероховатостью поверхности	73
2.6. Крутящий момент прокатки	80
3. ПРОКАТКА ПОЛОС С НАКЛОНОМ К ВАЛКУ	88
3.1. Анализ условий захвата переднего конца полосы валками	88
3.2. Влияние несимметрии по диаметрам валков и наклона высокой полосы на распределение крутящих моментов	92
3.3. Влияние наклона тонкой полосы на параметры прокатки	99
4. ВЛИЯНИЕ ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ И НЕСИММЕТРИИ ПРОКАТКИ НА ИЗГИБ ПЕРЕДНЕГО КОНЦА ПОЛОСЫ	106
4.1. Влияние разности диаметров валков при прокатке высоких полос ..	106
4.2. Влияние угла наклона высокой полосы на изгиб переднего конца ..	110
4.3. Изгиб переднего конца тонкой полосы при прокатке в валках с разными диаметрами	115
4.4. Влияние несимметрии шероховатостей поверхностей валков на изгиб полосы	122
5. НЕСИММЕТРИЧНАЯ ГОРЯЧАЯ И ХОЛОДНАЯ ПРОКАТКА ПОЛОС НА ПРОМЫШЛЕННЫХ СТАНАХ	126
5.1. Реверсивный стан 1200 холодной прокатки	126

5.2. Прокатка в разношероховатых валках на непрерывных станах холодной прокатки	131
5.3. Влияние исходной шероховатости на износ поверхностей валков ..	134
5.4. Изгиб высокой полосы при прокатке в валках с различной шероховатостью поверхностей	137
5.5. Холодная прокатка на непрерывном стане 1680 в валках разного диаметра	140
5.6. Горячая прокатка толстых полос в рабочих валках разного диаметра на НШПС 1680	154
5.7. Горячая прокатка тонких полос с несимметрией диаметров рабочих валков	159
6. ПРОКАТКА В ВАЛКАХ С РЕГУЛЯРНЫМ РЕЛЬЕФОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ	165
6.1. Давления в очаге деформации при прокатке в валках с регулярным рельефом поверхности	167
6.2. Исследование параметров прокатки полос в валках с различным рельефом поверхности	175
6.3. Способы изготовления прокатных валков с регулярным рельефом ..	180
6.4. Промышленные испытания рабочих валков с регулярным рельефом поверхностей на станах холодной прокатки	183
6.5. Испытания рабочих валков с регулярным рельефом поверхностей на непрерывном стане 1680 горячей прокатки	190
6.6. Эффективность работы усовершенствованных валковых узлов в черновых клетях 2-4 непрерывного стана 1680 горячей прокатки полос	192
7. РАСЧЕТ ЭНЕРГОСИЛОВЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА НЕСИММЕТРИЧНОЙ ПРОКАТКИ МЕТОДОМ ЛИНИЙ СКОЛЬЖЕНИЯ	201
7.1. Матрично-операторный вариант метода линий скольжения	201
7.2. Основные уравнения плоского пластического течения	202
7.3. Соотношения вдоль линии скольжения	206
7.4. Постановка краевых задач	212
7.5. Матрично-операторный способ построения полей линий скольжения	215
7.6. Построение поля линий скольжения и годографа скоростей	227
7.7. Матричное уравнение для несимметричного процесса	231
7.8. Обсуждение результатов расчета	238
БИБЛИОГРАФИЯ	252

3.2	Процесс вращательного движения при вращательных движениях	131
3.3	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	134
3.4	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	137
3.5	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	140
3.6	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	143
3.7	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	153
4	ПРОКАТКА В ВАЛКАХ С РЕГУЛИРУЕМЫМ РЕЖИМОМ ПОВЕРХНОСТЕЙ	165
4.1	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	167
4.2	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	175
4.3	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	180
4.4	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	185
4.5	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	190
4.6	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	192
5	РАСЧЕТ ЭНЕРГОСИЛОННЫХ ПАРАМЕТРОВ ПРОЦЕССА ДВИЖЕНИЯ ПРИ ВРАЩАТЕЛЬНОМ ПРОКАТКЕ МЕТОДОМ ДЛИННОЙ СКОЛЫВАЮЩЕЙСЯ	200
5.1	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	201
5.2	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	202
5.3	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	206
5.4	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	212
5.5	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	215
5.6	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	222
5.7	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	231
5.8	Влияние вращательного движения на процесс вращательного движения	232
	ВЫВОДЫ	252

ц. - 500.000 руб