

Министерство образования и науки Украины  
Днепропетровский государственный технический университет  
«ДГТУ»

*О. П. МАКСИМЕНКО*

*Д. И. ЛОБОЙКО*

*М. К. ИЗМАЙЛОВА*

**ПРОДОЛЬНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ  
ПОЛОСЫ В ВАЛКАХ С АНАЛИЗОМ  
КОНТАКТНЫХ УСЛОВИЙ**

*Монография*

Днепропетровск  
«ДГТУ»  
2016

УДК 621.771  
ББК 34.621  
М17

*Рецензенты*

- Г. В. Левченко** — доктор технических наук, профессор, заведующий отделом проблем структурообразования и свойств черных металлов, Институт чёрной металлургии им. З. И. Некрасова;
- В. В. Кухарь** — доктор технических наук, профессор, заведующий кафедрой обработки металлов давлением Приазовского государственного технического университета

*Рекомендовано к печати ученым советом Днепродзержинского государственного технического университета, протокол № 2 от 25.02.2016 г.*

**Максименко О. П.**

- М17** Продольная устойчивость полосы в валках с анализом контактных условий: монография / О. П. Максименко, Д. И. Лобойко, М. К. Измайлова. — Днепродзержинск : ДГТУ, 2016. — 213 с.

**ISBN 978-966-175-134-6**

*Монография посвящается изучению продольной устойчивости полосы в валках при прокатке. В работе предложена методика оценки продольной устойчивости процесса, основанная на определении средней результирующей силы пластически деформируемого металла. Работа может быть полезной для инженеров и научных работников, специализирующихся в области теории и технологии прокатного производства, а также для аспирантов и студентов высших учебных заведений.*

*Монографія присвячена дослідженню поздовжньої стабільності штаби у валках при прокатуванні. У роботі запропонована методика оцінки поздовжньої стабільності процесу, що заснована на визначенні середньої результируючої сили пластично деформованого металу. Робота може бути корисною для інженерів і наукових співробітників, що спеціалізуються в області теорії та технології прокатного виробництва, а також для аспірантів і студентів вищих навчальних закладів.*

**ISBN 978-966-175-134-6**

**УДК 621.771  
ББК 34.621**

© О. П. Максименко, Д. И. Лобойко,  
М. К. Измайлова, 2016  
© ДГТУ, 2016

## СОДЕРЖАНИЕ

<b>ВВЕДЕНИЕ</b> .....	6
<b>1. АНАЛИЗ ПРЕДЕЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ПРОКАТКИ В УСТАНОВИВШЕМСЯ РЕЖИМЕ (ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР)</b> .....	8
1.1. Анализ опытных данных по захватывающей способности валков.....	9
1.2. Потеря равновесия полосы в валках при наличии опережения.....	15
1.3. Прокатка при однозонном скольжении металла в очаге деформации.....	19
1.4. Некоторые сведения из теории прокатки с натяжением полосы.....	24
<b>2. РАВНОВЕСИЕ ПРОДОЛЬНЫХ СИЛ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ</b> .....	27
2.1. Анализ равновесия горизонтальных сил в очаге деформации.....	27
2.2. Сравнительный анализ изменения результатирующей продольных сил и опережения....	37
2.3. Метод оценки продольной устойчивости процесса прокатки.....	59
2.4. Анализ продольной устойчивости процесса по опытным эпюрам контактных напряжений.....	61
2.5. Продольная устойчивость процесса при гидродинамическом режиме трения в очаге деформации.....	67

---

2.6.	Теоретическое исследование максимального угла захвата при прокатке.....	74
2.7.	К балансу продольных сил в очаге деформации.....	80
<b>3.</b>	<b>ПРОДОЛЬНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПОЛОСЫ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ.....</b>	<b>87</b>
3.1.	Двухзвенная модель трения в очаге деформации при прокатке.....	88
3.2.	Метод оценки продольной устойчивости полосы в очаге деформации при прокатке с натяжением....	94
3.3.	Сравнительный анализ опытных и расчётных эпюр контактных напряжений при прокатке с натяжением полосы.....	101
3.4.	Исследование влияния натяжения полосы на результирующую продольных сил пластически деформируемого металла.....	110
<b>4.</b>	<b>ОЦЕНКА ПРОДОЛЬНОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ПОЛОСЫ В ВАЛКАХ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ.....</b>	<b>125</b>
4.1.	Методика расчёта энергосиловых параметров при холодной тонколистовой прокатке.....	126
4.2.	Состав основного оборудования и элементы технологии производства жести на стане 1400.....	131
4.3.	Состав основного оборудования и элементы технологии производства жести на непрерывном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината....	137
4.4.	Элементы технологии на непрерывном тонколистовом стане 1680 холодной прокатки.....	140

---

<b>5. ПРОДОЛЬНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПОЛОСЫ В ВАЛКАХ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ НА ТОНКОЛИСТОВОМ СТАНЕ.....</b>	<b>145</b>
5.1. Элементы технологии горячей прокатки на непрерывном тонколистовом стане 1680.....	145
5.2. Определение продольной устойчивости процесса горячей прокатки в чистовой группе стана 1680.....	149
<b>6. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ.....</b>	<b>166</b>
6.1. Краткий анализ граничного и гидродинамического эффектов при трении.....	166
6.2. Современное состояние теории смазочного действия в очаге деформации при прокатке.....	169
6.3. Исследование смазочного слоя в области тяжелонагруженного контакта.....	172
6.4. Контактно-гидродинамическая модель поступления смазки в очаг деформации при прокатке.....	174
6.5. Экспериментальное исследование толщины слоя смазки при прокатке.....	189
6.6. Исследование перехода к режиму контактно- гидродинамического трения при прокатке.....	192
<b>ЛИТЕРАТУРА.....</b>	<b>202</b>

## ВВЕДЕНИЕ

Важным стимулом дальнейшего развития и совершенствования теории являются результаты экспериментов, которые не укладываются в современную теорию и противоречат установившемуся положению. Если такие неожиданные факты удаётся довести до определённой степени остроты восприятия, то открываются новые рубежи в познании окружающего мира. Отсюда следует, что одним из основных источников развития науки является преодоление противоречий между накопленными знаниями и новыми неожиданными результатами опытов.

В технической литературе, относящейся к обработке металлов давлением, неоднократно отмечалось, что теория простого процесса прокатки разработана достаточно глубоко и подробно. Вместе с тем, накоплено значительное количество опытных данных, которые трудно объяснить с позиции современной теории. Например, неоднократно наблюдаемые исследователями случаи устойчивого процесса прокатки при однозонном скольжении металла в очаге деформации или даже при полном отставании (“отрицательном” опережении). С другой стороны известны случаи прокатки, когда потеря равновесия полосы в валках возникала при наличии зоны опережения с последующей частичной или полной пробуксовкой. Теоретическая трактовка предельных условий прокатки в установившемся режиме не всегда удовлетворяет практике.

Как известно, теоретически предельный угол захвата зависит от коэффициента трения. Опыты же показывают, что на его величину оказывают влияние и геометрические факторы (толщина и ширина полосы). Многие исследователи считают, что угол  $\alpha_y^{\max}$  зависит и от напряжённого состояния металла в очаге деформации.

Отмеченное выше показывает, что некоторые положения теории простого процесса прокатки требуют дальнейшего развития и уточнения.

Для оценки захватывающей способности валков в установившемся режиме А. П. Грудев ввёл понятие “продольной устойчивости” полосы в очаге деформации. Оно характеризует соотношение между внешними и внутренними продольными силами, действующими на прокатываемый металл, при которых поддерживается его равновесие и обеспечивается нормальный процесс прокатки.

Продольная устойчивость при тонколистовой прокатке тесно связана с режимом натяжения полосы, особенно в тех случаях, когда заднее удельное натяжение больше переднего. Поэтому при разработке режимов обжатий необходимо учитывать взаимодействие контактных и внутренних сил пластически деформируемого металла с силами натяжения полосы. Это взаимодействие всегда должно обеспечивать устойчивое равновесие металла в очаге деформации. Нарушение этого условия приводит к нестабильному процессу, что отражается на производительности стана и качественных показателях проката.

Цель настоящей работы заключается в развитии теоретических основ и метода оценки продольной устойчивости процесса прокатки на основе изучения силового взаимодействия в очаге деформации с учётом переднего и заднего натяжения полосы при тонколистовой прокатке.

## 1. АНАЛИЗ ПРЕДЕЛЬНЫХ УСЛОВИЙ ПРОКАТКИ В УСТАНОВИВШЕМСЯ РЕЖИМЕ (ЛИТЕРАТУРНЫЙ ОБЗОР)\*

Разделы классической механики, именуемые как устойчивость движения системы и устойчивость её равновесия, имеют важное научное и практическое значение. Устойчивость движения — это способность системы, движущейся под действием приложенных сил, не отклоняться от намеченного направления при воздействии на него каких-либо сторонних сил. В свою очередь, устойчивость равновесия определяется как способность системы возвращаться в равновесное состояние при незначительных внешних воздействиях. Примером такого поведения механической системы является очаг деформации при прокатке, где роль регулятора равновесия выполняет угол нейтрального сечения.

Одним из важных технологических параметров, которые определяют устойчивость процесса прокатки, является захватывающая способность валков. Различают условия захвата металла рабочим инструментом в начальный момент при соприкосновении кромок полосы с валками и в устойчивом режиме.

Обеспечение надежного и стабильного захвата — обязательное условие создания рационального технологического процесса. Увеличение захватывающей способности валков позволяет не только повысить производительность прокатных станов, но и улучшить прорабатываемость металла, что уменьшает количество внутренних дефектов.

Нарушение устойчивого равновесия металла в валках ведёт к пробуксовкам и потере производительности стана, а в некоторых случаях — и к авариям.

---

\* — раздел выполнен в соавторстве с к.т.н. Р. Я. Романюком

### 1.1. Анализ опытных данных по захватывающей способности валков

Из теории известно, что при описании взаимодействия полосы и валков сосредоточенными силами нормального давления и напряжений трения с помощью уравнения равновесия при кулоновской модели трения, предельные условия захвата металла валками в установившемся режиме имеют вид:

$$\alpha_y^{\max} = 2\beta_y \approx 2f_y \quad (1.1)$$

где  $\alpha_y^{\max}$  — предельный угол захвата;  $\beta_y$  и  $f_y$  — соответственно угол и коэффициент трения при установившемся процессе.

Это условие получено при следующих допущениях:

- нормальное давление по длине очага деформации усреднено;
- прокатка является плоской, т.е. уширение полосы в очаге деформации отсутствует.

В более общем виде предельное условие захвата (1.1) может быть представлено следующим образом:

$$\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y} = n, \quad (1.2)$$

где  $n$  — коэффициент, который характеризует угол наклона равнодействующей нормального давления.

Поскольку формула (1.2) получена с допущениями, а практическое значение предельных углов захвата очень большое, необходимо оценить её точность. Для этого был проведен значительный объем экспериментальных исследований разными авторами. На некоторых из них остановимся подробнее.

А. П. Грудев, в работах [1, 2] показывает, что при равномерном распределении давления в очаге деформации  $n = 2$ . Если равнодействующая нормальных напряжений отклонена в сторону выхода металла из валков, то  $n > 2$ , если же эта сила отклонена

к сечению входа в очаг деформации, тогда  $n < 2$ . Таким образом, для оценки применимости формулы (1.2) необходимо определить реальные значения коэффициента  $n$  в разных случаях прокатки.

Экспериментальные данные [2] дают основание считать, что значение коэффициента  $n$  может существенным образом отличаться от двух.

Так, в опытах А. А. Преснякова [3], при прокатке слитков никеля,  $n = 1,16$ , а при деформации меди ( $t < 950$  °С) —  $n < 1,22$ .

С. В. Макаев [4] проводил исследование на блюминге 1150 Нижнетагильского металлургического комбината. В опытах прокатывали 7-тонные слитки стали марок Ст. 2 и Ст. 3 и слитки спокойных сталей с содержанием углерода от 0,1 до 0,7 %. Прокатку проводили на гладкой бочке и в калибрах. По результатам опытов величина  $n$  изменялась в пределах 1,25—1,35.

В опытах И. Я. Тарновского, А. А. Поздеева и В. В. Ляшкова [5], при прокатке клиновидных и прямоугольных свинцовых образцов на лабораторном стане со стальными грубообработанными валками диаметром 210 мм, отношение  $n \approx 1,4$ —1,45.

При прокатке свинцовых образцов А. П. Грудев и Ю. В. Зильберг также исследовали захватывающую способность валков в лабораторных условиях [6]. Опыты проводили на двухвалковом стане 180 со скоростью прокатки 0,3 м/с. Максимальный угол захвата определяли путем прокатки свинцовых ступенчато-клиновидных образцов с величиной обжатия, при которой возникают первые пробуксовки. Конечная толщина полосы изменялась в пределах от 0,5 до 50 мм, соответственно и подбирали начальную толщину образцов. Результаты опытов показали, что коэффициент  $n$  находился в пределах 1,5—1,9.

В опытах П. Б. Бахтинова [7], при прокатке блюмов в валках с катающим диаметром 886 мм, коэффициент  $n$  составлял 1,37 при обычном захвате и 1,42 — с предыдущим обжатием на конус.

Все вышеприведенные результаты опытов получены при условии, что коэффициенты трения в начальный момент захвата и при установившемся процессе прокатки одинаковы.

Вместе с тем, в технической литературе приводятся также сведения, в которых коэффициент трения при захвате полосы валками был выше, чем при установившемся процессе прокатки. Вопрос заключается в количественной оценке — насколько значительным является изменение коэффициента внешнего трения в процессе перехода от начального захвата к установившемуся режиму? Этой проблеме посвящены работы [8, 9].

Расхождение вышеприведенных опытных данных с принятыми теоретическими условиями захвата ставит под сомнение правомерность некоторых положений теории прокатки и нуждается в их уточнении. Это, прежде всего, относится к равенству (1.1), согласно которому предельный угол захвата определяется только величиной коэффициента внешнего трения. Тогда как опыты Б. П. Бахтинова и М. М. Штернова [10] показывают, что захватывающая способность валков зависит и от ширины деформируемого металла, а в работе [11—13] приведены опытные данные по влиянию толщины полосы на предельный угол захвата.

Например, в исследованиях А. П. Грудева и Ю. В. Зильберга [14] прокатку свинцовых ступенчатых образцов проводили на стане 180 в валках диаметром 194,6 мм. Результаты их опытов приведены на рис. 1.1.

Как видно, полученная кривая не является монотонной, она имеет максимум в области прокатки полос конечной толщиной приблизительно равной 10 мм. В случае, когда конечная толщина образцов достаточно мала, уменьшение захватывающей способности валков авторы объясняют значительными продольными растягивающими нормальными напряжениями в очаге деформации. Результаты опытов позволяют заключить, что величина предельного угла захвата  $\alpha_y^{\max}$  при деформации толстых образцов менее

устойчива, чем при прокатке тонких. Подобную связь авторы объясняют смещением равнодействующей нормальных сил ближе ко входу в очаг деформации и увеличением выталкивающей силы.

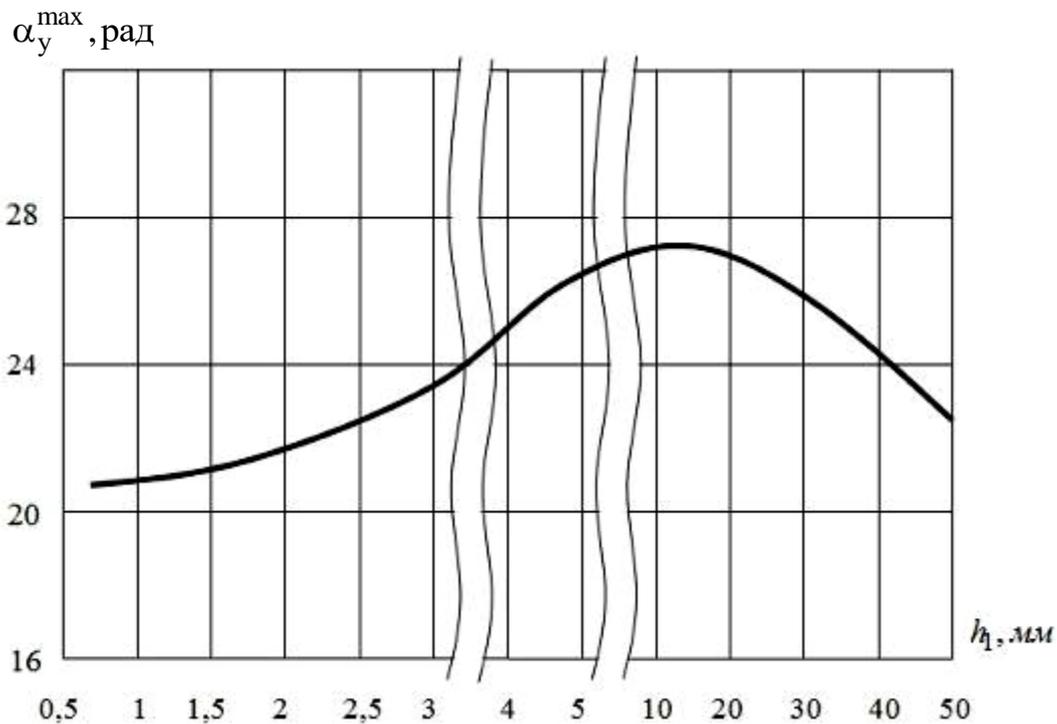


Рис. 1.1. Максимальный угол захвата в установившемся режиме в зависимости от конечной толщины образцов

В работах Б. П. Бахтинова [15] были попытки дальнейшего развития теории захватывающей способности валков. Он также исходил из равновесия контактных сил в очаге деформации и теоретически обосновал, что предельным условием процесса прокатки в установившемся режиме следует считать следующее выражение:

$$\alpha_y^{\max} = 1,41f_y. \quad (1.3)$$

Однако, как отмечает А. П. Грудев [2] и другие, приведенный анализ условий захвата был неудачным по причине неверного представления схемы действующих сил.

В работах [16, 17] представлена зависимость отношения  $\frac{\Psi}{\alpha}$  ( $\Psi$  — коэффициент плеча момента) и коэффициента  $n$  в зависимости от параметра  $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$ . Эти данные приведены в табл. 1.1.

Таблица 1.1. Значения отношения  $\frac{\Psi}{\alpha}$  и коэффициента  $n$  в зависимости от параметра  $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$

$f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$	0,5	1,0	1,5	2,0
$\frac{\Psi}{\alpha}$	0,52	0,54	0,57	0,60
$n$	1,92	1,85	1,76	1,67

Как видно из данной таблицы, при любых значениях параметра  $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$  коэффициент  $n$  меньше двух, причём с увеличением  $f_y \sqrt{\frac{R}{h_1}}$  ухудшаются условия захвата металла валками.

В теоретических исследованиях А. П. Чекмарёва [18] и В. И. Прокофьева [17], при использовании разных теоретических моделей трения, наоборот, сделан вывод о том, что в предельном случае прокатки  $n > 2$ . Эти данные приведены на рис. 1.2.

Таким образом, результаты теоретических и экспериментальных исследований по захватывающей способности валков в установившемся процессе показывают, что теоретическое значение предельных углов захвата (1.1) не всегда верно отображает реальную картину продольной устойчивости процесса. Опытами установлено, что на предельный угол захвата в установившемся

режиме прокатки оказывает влияние не только условия трения на контакте инструмента с металлом, но и геометрические параметры (толщина и ширина полосы), деформированное состояние раската в очаге деформации, внутреннее напряженное состояние металла и длина зоны прилипания.

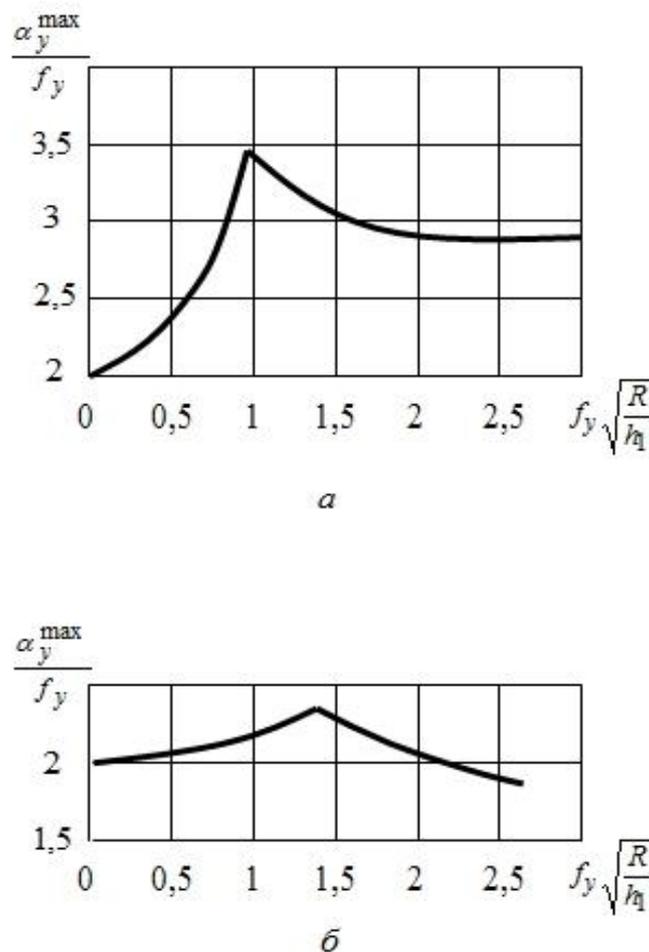


Рис. 1.2. Максимальные углы захвата в установившемся процессе прокатки при разных моделях трения в очаге деформации: *a* —  $t_x = f_y 2k$ ; *б* —  $t_x = f_y p_x$

Из вышеприведенного можно сделать вывод, что теория захвата полосы валками нуждается в дальнейшем развитии и уточнении некоторых положений.

## 1.2. Потеря равновесия полосы в валках при наличии опережения

В технической литературе известны случаи потери равновесия сил в очаге деформации при значительном опережении полосы с дальнейшим началом буксования и остановке её в валках. Казалось бы, в очаге деформации имеется достаточный запас сил трения для ведения устойчивого процесса, но небольшое увеличение угла захвата приводит к буксованию образцов.

Убедительного объяснения результатам этих опытов теория прокатки не дает, хотя есть некоторые предположения. Например, В. И. Прокофьев [17] и В. Н. Выдрин [19] объясняют потерю равновесия металла в валках при наличии опережения пластическим растяжением полосы за счет действия продольных нормальных растягивающих напряжений  $\sigma_x$ . Эти напряжения достигают предела текучести металла  $\sigma_T$ , вследствие чего сцепление его с валками ухудшается и возникает пробуксовка полосы, даже, при наличии опережения.

Однако, в случае, если  $\sigma_x = \sigma_T$ , среднее давление металла на валки будет меньше вынужденного предела текучести, что является энергетически невозможным при простом процессе прокатки. Поэтому предложенное объяснение не является убедительным.

Проанализируем существующие опытные данные более детально. На рис. 1.3, а приведены результаты экспериментальных исследований А. П. Грудева [2] при прокатке свинцовых образцов толщиной 11,4—12,7 мм и шириной 50 мм на конечную толщину 1,0—1,1 мм. Прокатку проводили на стальных сухих валках диаметром 194,6 мм,  $f_y \approx 0,25$ . Опережение измеряли методом керновых отпечатков.

Как отмечает автор, при прокатке образца с обжатием  $\Delta h = 11,2$  мм ( $\alpha_y = 0,34$  рад), опережение составляло  $S = 10,1$  %, а при незначительном увеличении обжатия до  $\Delta h = 11,6$  мм

( $\alpha_y = 0,35$  рад), другой образец начинал буксовать в валках. Таким образом, наблюдалась потеря равновесия металла в валках при опережении около 10 % и  $\alpha_y = 0,34—0,35$  рад.

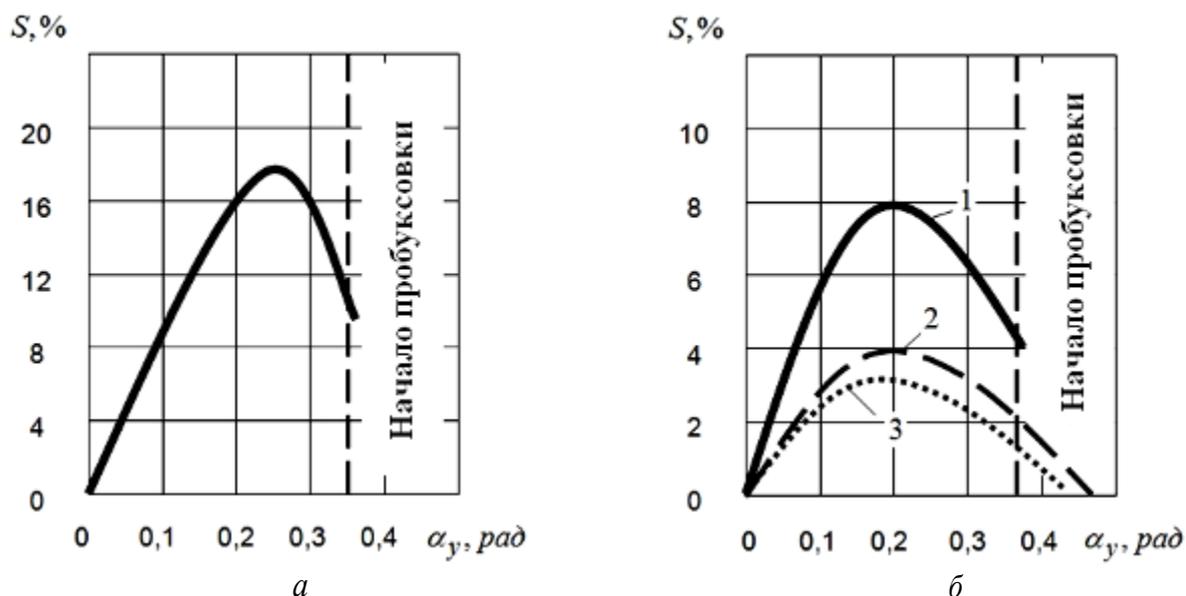


Рис. 1.3. Зависимость опережения от угла захвата по экспериментальным данным: *а* — опытные данные А. П. Грудева; *б* — опытные данные А. П. Чекмарёва, В. И. Прокофьева и других

Аналогичные опытные данные получены в работе А. П. Чекмарёва, В. И. Прокофьева и других [20]. Результаты этих опытов приведены на рис. 1.3, *б*. Прокатку проводили в стальных шероховатых валках диаметром 210 мм,  $f_y \approx 0,26$ . Деформировали свинцовые ступенчатые образцы с тремя перепадами на конечную толщину 3,75 мм. Высота последней ступени отвечала предельному обжатию при прокатке клиновидного образца. Как видно, потеря равновесия образцов возникала при опережении около 4 % и угле захвата  $\alpha_y = 0,37—0,38$  рад (рис. 1.3, *б*, кривая 1). При прокатке же средних и толстых полос (рис. 1.3, *б*, кривые 2, 3) торможение происходило при нулевом опережении, что отвечает общепринятым представлениям. В этой работе также утверждается, что причиной потери равновесия по-

лосы при наличии опережения являются значительные растягивающие продольные нормальные напряжения, которые возникают при прокатке с углами захвата, большими, чем коэффициент трения. На возможность пластического растяжения полосы в очаге деформации обращалось внимание и в работе [19].

Учитывая, что теория не дает убедительного объяснения вышеприведенным результатам исследования, были проведены дополнительные опыты по изучению предельных условий деформации и определению опережения по керновым отпечаткам.

Опыты проводили на лабораторном стане дуо в стальных валках диаметром 195 мм со скоростью прокатки 0,3 м/с, поверхность которых была достаточно грубой (8 класс чистоты поверхности),  $f_y \approx 0,25$ . С помощью делительной головки на поверхность валков были нанесены керны на расстоянии 10 мм один от другого для того, чтобы при прокатке на каждой ступеньке была возможность определить опережение. В качестве образцов применялись свинцовые ступенчатые образцы (марка С1) шириной 60 мм. Ступенчатую поверхность получали путем строгания. Размеры ступеней образца приведены в табл. 1.2.

**Таблица 1.2. Размеры ступенчатых образцов, геометрические параметры прокатки и значение опережения по условиям проведенного эксперимента**

Номер ступени	1	2	3	4	5	6	7	8
Длина ступени, $l_{ст}$ , мм	15	15	15	20	25	25	30	30
Обжатие, $\Delta h_{ст}$ , мм	2,8	5,8	7,8	9,8	10,8	11,8	12,3	12,8
Угол захвата, $\alpha_{ст}$ , рад	0,17	0,244	0,283	0,317	0,333	0,346	0,355	0,362
Опережение, $S_{ст}$ , %	5,42	8,75	8,3	7,5	6,52	5,05	4,0	буксование

Прокатку осуществляли на конечную толщину  $h_1 = 4,2$  мм. Обжатие и углы захвата, а также усреднённые значения опережения при прокатке на каждой ступеньке приведены в этой же таблице. Всего прокатывалось пять ступенчатых образцов. Для того чтобы приблизительно знать на какой ступеньке необходимо ожидать буксование металла предварительно были прокатаны клиновидные образцы.

Как следует из табл. 1.2, общая зависимость опережения от угла захвата качественно совпадает с теоретической. При угле за-

хвата  $\alpha = 0,355$  рад  $\left( \frac{ld}{h_{\text{ср}}} = 3,35 \right)$  опережение составляет прибли-

зительно 4 %, что говорит о достаточных силах трения на контакте металла с валками для ведения устойчивого процесса прокатки. При переходе на следующую ступень образца ( $\alpha = 0,362$  рад) происходило буксование полосы в валках.

Таким образом, результаты проведенного эксперимента качественно совпадают с опытными данными А. П. Грудева и А. П. Чекмарёва.

Заключая эту часть анализа, подчеркнём, что в трёх группах экспериментальных исследований прокатка проводилась на разную конечную толщину 1,1, 3,75 и 4,2 мм. Во всех опытах наблюдалась потеря равновесия полосы в очаге деформации при наличии опережения. Поэтому трудно согласиться с утверждением, что во всех трёх исследованиях пробуксовка полосы возникала по причине того, что продольные нормальные растягивающие напряжения в зоне деформации достигали значений, которые соответствуют пределу текучести прокатываемых образцов. Следовательно, причина отмеченных предельных условий прокатки, по-видимому, скрыта в ином механизме воздействия.

### 1.3. Прокатка при однозонном скольжении металла в очаге деформации

Одним из противоречивых положений теории прокатки является вопрос о возможности осуществления устойчивого процесса прокатки при однозонном скольжении металла в очаге деформации или при полном отставании полосы от валков (“отрицательном” опережении). По мнению одних учёных такой процесс невозможен, другие утверждают, что, при определенных условиях, устойчивая прокатка с однозонным скольжением может успешно протекать. Исследования по этому вопросу приведены в работах [21—28].

По мнению А. Я. Хейна [21] значительное уменьшение критического угла  $\gamma$  должно привести к неустановившемуся процессу и буксованию полосы в валках. Действительно, практика показывает, что при прокатке с большими углами захвата процесс прокатки часто становится неустойчивым. В работе [21] отмечено, что прокатка со значительным отставанием является аномальным процессом и протекает с периодическими пробуксовками валков по металлу.

Вместе с этим, есть исследования, в которых зафиксирован устойчивый процесс прокатки с полным отставанием металла в очаге деформации. Такие случаи наблюдались при холодной прокатке образцов с эффективными технологическими смазками. Например, в исследованиях А. Помпа и Г. Веддиге [22] при холодной прокатке латуни с сурепным маслом (рис. 1.4).

Как видно из рис. 1.4, с увеличением обжатия опережение медленно снижается, принимает нулевое значение и переходит в отрицательную область при обжатии  $\varepsilon \approx 25\%$ .

И. Г. Павлов и В. К. Белосевич [23] наблюдали устойчивый процесс прокатки алюминиевых полос с касторовым маслом при полном отставании полосы в зоне контакта металла с валками. Отрицательное опережение составляло около 37—40%. Важно отметить, что в этих опытах, кроме метода керновых отпечатков,

осуществляли прямой замер скорости полосы на выходе из очага деформации и линейной скорости валков.

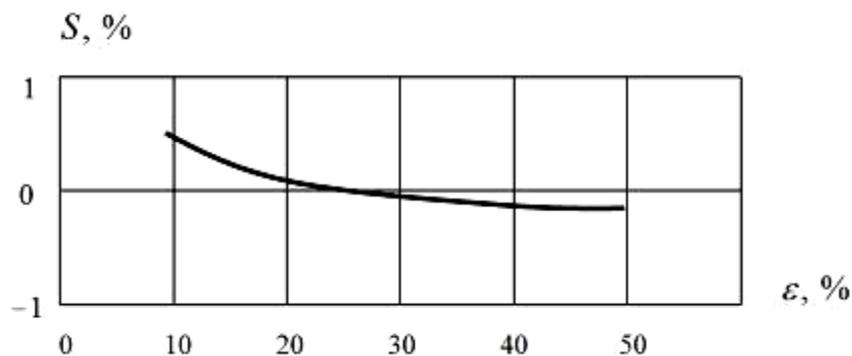


Рис. 1.4. Влияние обжатия на опережение при холодной прокатке латунных полос с сурепным маслом

Известны исследования Т. Мидзуно [24] при холодной прокатке разных металлов и сплавов с эффективными смазками, в которых также отмечены случаи устойчивой деформации полосы при однозонном скольжении её в валках. Автор неоднократно указывает на устойчивый процесс прокатки с отрицательным опережением. Результаты опытов Т. Мидзуно приведены на рис. 1.5.

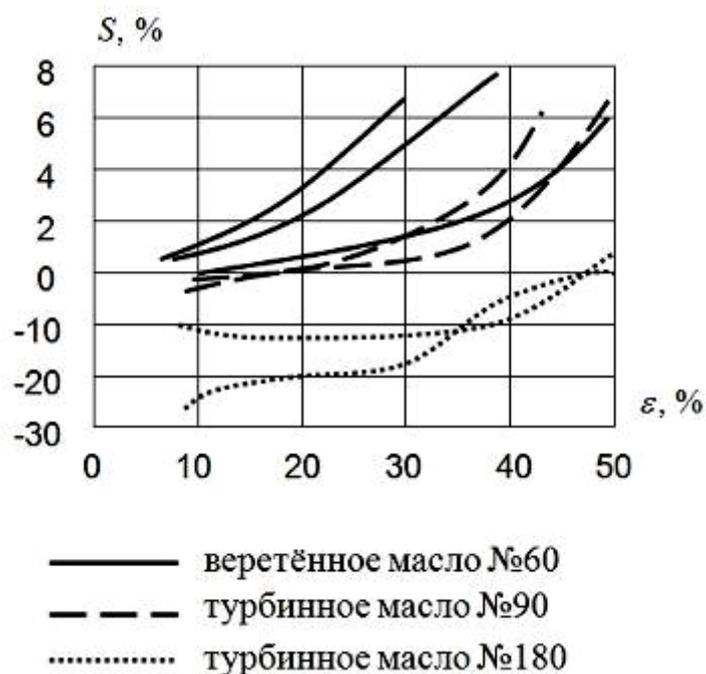


Рис. 1.5. Исследования опережения при холодной прокатке со смазками

Как видно из приведенных графиков, с применением эффективных технологических смазок (турбинные масла) процесс прокатки проходил с отставанием скорости полосы от скорости валков на выходе из очага деформации.

В работе [25] также приведены результаты исследований опережения при холодной прокатке стальных образцов (сталь 08 кп) с разными технологическими смазками. Опыты проводились на стане с диаметрами валков 256 мм, шероховатость поверхностей валков определяли на профилографе, параметр  $R_a$  находился в пределах от 0,4 до 0,8 мкм. Прокатывали полосы начальной толщиной 0,8; 0,98 и 2,2 мм и шириной 57—62 мм. В качестве технологического масла применяли минеральные масла марок

И-20А, П-28, отработанное хлопковое масло (ОХМ) и кубовые остатки жирных кислот (КО СЖК). Опережение измеряли керновым методом. Результаты исследований приведены на рис. 1.6.

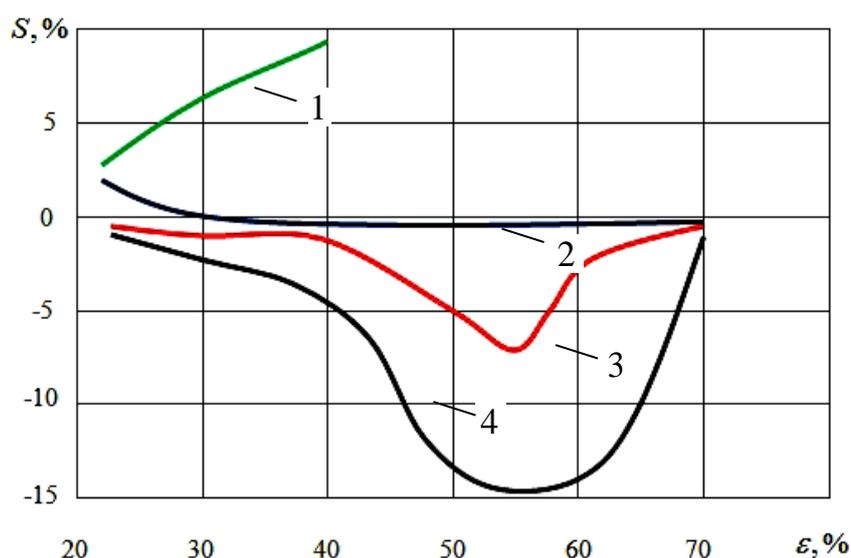


Рис. 1.6. Зависимость опережения от обжатия при прокатке стальных образцов: 1 — масло И-20А; 2 — ОХМ; 3 — КО СЖК ( $R_a = 0,8$  мкм); 4 — КО СЖК ( $R_a = 0,4$  мкм).

Как видно из рис. 1.6, при прокатке со смазкой И-20А по всему диапазону изменения обжатия опережение является положительным и изменяется от 2,5 до 9 % (кривая 1). Аналогично, с положительным опережением, наблюдалась прокатка со смазкой П-28 ( $S = 2,5—6$  %). При прокатке с отработанным хлопковым маслом (кривая 2) при обжатиях более 40 % процесс протекал с отрицательным опережением. В случае применения в качестве смазки КО СЖК (кривые 3 и 4), во всем диапазоне изменения обжатия процесс проходил при полном отстаивании полосы от валков. В этих опытах максимальное опережение достигало  $S \approx -16$  %. Николаев В. А. делает вывод о том, что если в качестве технологического масла применять высоковязкую смазку, то устойчивый процесс может протекать с “отрицательным” опережением. Этому явлению может оказывать содействие значительное заднее натяжение полосы.

В. А. Николаев допускает, что появление отрицательного опережения при прокатке с высоковязкими смазками обусловлено действием напряжений во входном сечении очага деформации, направление которых противоположно движению полосы. Эти напряжения возникают вследствие выдавливания смазки из очага деформации в направлении наименьшего сопротивления её течению (т.е. против движения полосы).

Рассмотрим результаты экспериментального исследования влияния обжатия на толщину слоя смазки в очаге деформации и опережение, проведенное О. П. Максименко. Прокатку осуществляли на стане 180 с диаметрами валков 195 мм и скоростью прокатки 0,3 м/с. В качестве образцов применяли медные полосы сечением 5×60 мм, технологической смазкой служило касторовое масло. Толщину слоя смазки измеряли капельным методом, а опережение — методом керновых отпечатков. Результаты этих опытов показаны на рис. 1.7.

Как видно из приведенных кривых, с увеличением угла захвата толщина слоя смазки на выходе из валков уменьшается,

а опережение имеет два диапазона отрицательных значений. Первый диапазон относится к прокатке при значительной толщине слоя смазки и легконагруженном контакте, второй — при тонкоплёночной смазке и тяжелонагруженном контакте.

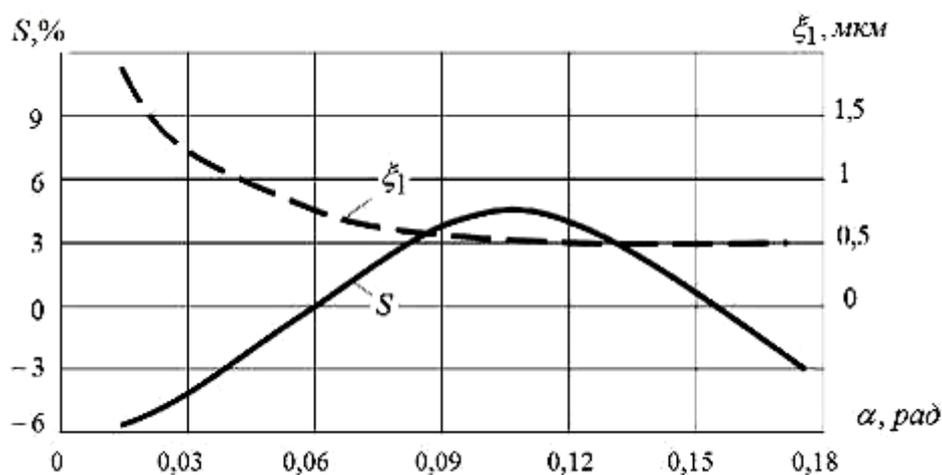


Рис. 1.7. Зависимость толщины слоя смазки и опережения от угла захвата

Прокатку с отрицательным опережением также наблюдали в исследованиях, опубликованных в [26—28].

М. И. Бояршинов и В. В. Мельцер [29] наблюдали устойчивый процесс с отрицательным опережением при прокатке свинцовых и алюминиевых образцов без применения смазки.

Таким образом, с одной стороны, имеются данные, что устойчивый процесс прокатки с однозонным скольжением металла в валках невозможен, а с другой — результаты экспериментов разных исследователей подтверждают возможность устойчивого процесса деформации с “отрицательным” опережением. Анализ результатов данных опытов показывает, что в этих условиях деформации проявляется зависимость коэффициента трения (силы трения) от скольжения и толщины слоя смазки в очаге деформации. Причем с увеличением скорости скольжения и уменьшением толщины смазочной плёнки коэффициент трения возрастает. Теоретической моделью такого трения является закон Ньютона.

В подтверждении этого следует обратить внимание на то, что наиболее часто прокатка с “отрицательным” опережением наблюдалась при применении высоковязких масел.

#### 1.4. Некоторые сведения из теории прокатки с натяжением полосы

Холодная и горячая тонколистовая прокатка на непрерывных и реверсивных станах ведётся с натяжением полосы. Межклетевое натяжение раската уменьшает среднее давление в очаге деформации и силу прокатки, что в определённой мере влияет на поперечную разнотолщинность металла, а также снижает возможность смещения его к краю бочки валков. Глубокий анализ процесса прокатки с натяжением полосы выполнен в работах [30—32]. Физическая сущность непрерывной прокатки с натяжением рассмотрена в книге В. Н. Выдрина [19]. В ней проанализированы основные закономерности этого процесса, которые, в основном, сводятся к положению, что суммарная работа или мощность сил натяжения равна разнице между работой (мощностью) натяжения на моталке и разматывателе.

Если исходить из того, что момент прокатки определяется [1]:

$$M_{\text{пр}} = 2P\psi l_d + (Q_0 - Q_1)R, \quad (1.4)$$

то суммарный момент по всем клетям непрерывного стана можно выразить следующим образом:

$$\sum_{i=1}^n M_{\text{пр}} = 2 \sum_{i=1}^n P_i \psi_i l_d + M_p - M_m, \quad (1.5)$$

где  $P_i$ ,  $\psi_i$  и  $l_d$  — соответственно сила прокатки, коэффициент плеча момента и длина очага деформации в каждой клетке непрерывного стана;  $M_p$  и  $M_m$  — момент натяжения на разматывателе и моталке;  $n$  — число клеток непрерывного стана.

Однако возникает вопрос. Как необходимо распределить натяжения, чтобы, с одной стороны, обеспечить энергосберегающую технологию, а с другой — не спровоцировать разрыв полосы между клетями или буксование её в валках.

Как отмечено в работе [33], в настоящее время отсутствует научно обоснованные рекомендации по назначению величины натяжения полосы между клетями непрерывного стана, впрочем, как и реверсивного.

Авторы этой работы оценивали энергетическую эффективность процесса холодной прокатки с натяжением критерием  $K_N$ , который определяется отношением суммарной мощности на бочках валков при прокатке с натяжением к её значению, но при деформации без натяжения. Анализируя этот критерий, можно отметить, что с ростом натяжения величина  $K_N$  уменьшается, т.е. не имеет экстремума. Следовательно, предложенный критерий не позволяет определить оптимальный энергосберегающий режим натяжения.

При оценке величины межклетевого натяжения можно воспользоваться так называемым “средним коэффициентом натяжения” [34, 35]:

$$\xi_{\text{ср}} = \xi_0 \left( 1,05 + 0,1 \frac{\xi_1}{\xi_0} - 0,15 \frac{\xi_0}{\xi_1} \right), \quad (1.6)$$

где  $\xi_0$  и  $\xi_1$  — коэффициенты, которые определяются по формулам:

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{\beta\sigma_{S0}};$$

$$\xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{\beta\sigma_{S1}},$$

где  $\sigma_0$  и  $\sigma_1$  — заднее и переднее удельные натяжения;  $\beta\sigma_{S0}$  и  $\beta\sigma_{S1}$  — вынужденное напряжение текучести при входе в очаг деформации и на выходе из него.

Заметим, что при увеличении  $\xi_{\text{ср}}$  функция  $K_N = \varphi(\xi_{\text{ср}})$  будет монотонно уменьшаться, что также не позволяет определить оптимальный режим натяжения с помощью данного критерия.

Захватывающая способность валков при установившемся процессе прокатки в значительной мере зависит от режима натяжения полосы. Особенно это необходимо учитывать в тех случаях, когда заднее удельное натяжение существенно превышает переднее. По-видимому, и продольная устойчивость процесса прокатки на непрерывных станах может определяться режимом межклетевого натяжения полосы.

Проведенный анализ показал, что в настоящее время накоплен значительный экспериментальный материал, который не вписывается в современную теорию прокатки. С позиции этой теории трудно объяснить потерю равновесия полосы в очаге деформации с частичной или полной пробуксовкой при наличии зоны опережения. В литературе приведены результаты опытов, показывающие, что процесс может совершаться устойчиво при однозонном скольжении металла в очаге деформации, особенно при прокатке с эффективными технологическими смазками.

В соответствии с теорией такие условия деформации относятся к предельным. Имеются также опытные данные по устойчивой прокатке металла в валках с полным отставанием, когда скорость движения полосы на выходе из контактной зоны существенно ниже линейной скорости валков (“отрицательное” опережение).

Все приведенные случаи прокатки должна учитывать современная теория, тем более что деформация полосы с однозонным скольжением является энергетически выгодным процессом, т.к. при этом отсутствует подпирающее действие сил трения в очаге деформации.

При прокатке на непрерывных станах не получила должного развития методика выбора режима межклетевого натяжения полосы, нет научно обоснованных рекомендаций по этому вопросу.

## **2. РАВНОВЕСИЕ ПРОДОЛЬНЫХ СИЛ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ**

### **2.1. Анализ равновесия горизонтальных сил в очаге деформации**

В последние годы достигнуты значительные успехи в решении сложных технологических задач с применением вычислительной техники. Разработаны программы математического моделирования процессов обработки металлов давлением. В литературе приведено ряд примеров математических моделей поведения металла в очаге деформации при прокатке. Вместе с тем, необходимо отметить, что физическая сущность прокатки ещё не познана в той мере, которую требует практика, на что справедливо обращалось внимание в работах [36, 37].

По ряду важнейших вопросов в теории имеют место неопределённости или даже противоречивые суждения. Так, при определении угла нейтрального сечения рассматривается равновесие только контактных сил, действующих в зонах отставания и опережения, а при анализе нормального давления и удельных сил трения (уравнение Т. Кармана) в равновесии выделенного элемента металла участвуют и продольные нормальные напряжения. Учитывая, что эти напряжения действуют в любом сечении зоны пластической деформации, за исключением граничных, а очаг деформации представляет собой замкнутую механическую систему, то, по-видимому, равновесие металла в валках должно быть обеспечено с учётом действия продольных сил.

Проанализируем вопрос о равновесии сил в очаге деформации более подробно [38—46].

При рассмотрении выделенного текущего объёма металла в очаге деформации (рис. 2.1, *a*) и, замене действия валка на полосу

контактными силами, а отброшенной части раската продольными силами (рис. 2.1, б), будет справедливо следующее равенство:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} p_x \sin \varphi d\varphi Rb + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} t_x \cos \varphi d\varphi Rb - \sigma_x h_x b = 0, \quad (2.1)$$

где  $p_x$  и  $t_x$  — нормальное давление и удельная сила трения;  $\sigma_x$  — нормальное продольное напряжение, вызванное пластической деформацией металла;  $R$  и  $b$  — радиус валков и ширина полосы;  $\alpha_y$  и  $\varphi$  — угол захвата и его текущее значение в очаге деформации;  $h_x$  — текущая толщина полосы.

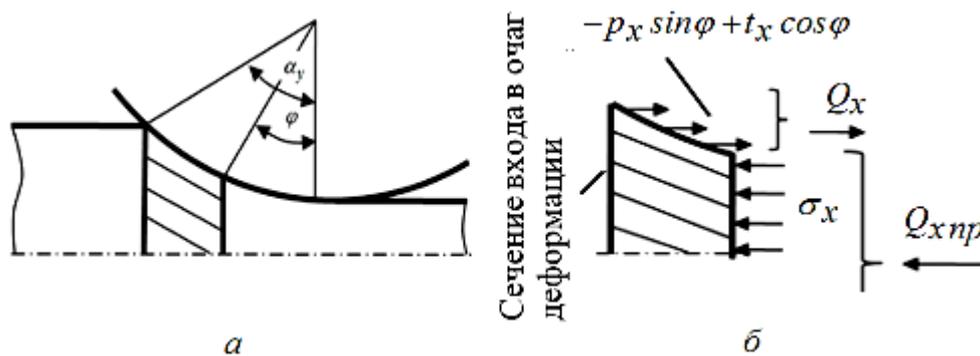


Рис. 2.1. К равновесию горизонтальных сил: а — очаг деформации; б — выделенный текущий объем металла

При этом предполагается, что во входном сечении очага деформации при простом процессе прокатки продольные силы не возникают. Это следует из принятого в теории граничного условия, что при  $\varphi = \alpha_y$  нормальное продольное напряжение  $\sigma_x$  равно нулю.

Учитывая, что  $h_x = h_1 + R\varphi^2$ , в безразмерной форме получаем:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha} \frac{p_x}{2k_{cp}} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha} \frac{t_x}{2k_{cp}} \cos \varphi d\varphi - \frac{\sigma_x}{2k_{cp}} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = 0, \quad (2.2)$$

где  $2k_{\text{ср}}$  — среднее сопротивление деформации металла в зоне его контакта с валками;  $h_1$  — толщина полосы после прохода.

Обозначим текущие горизонтальные силы следующим образом:

$$-2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{p_x}{2k_{\text{ср}}} \sin \varphi d\varphi + 2 \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} \cos \varphi d\varphi = 2Q_{xк}^*; \quad (2.3)$$

$$\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right) = Q_{x\text{пр}}^*, \quad (2.4)$$

тогда:

$$2Q_{xк}^* = Q_{x\text{пр}}^*. \quad (2.5)$$

Заметим, что для выделенного в очаге деформации текущего объёма металла эти силы являются внешними, но следуя принятым в теории прокатки обозначениям, определим их как:

$Q_{x\text{пр}}^*$  — текущая продольная сила пластически деформируемого металла;

$Q_{xк}^*$  — текущая горизонтальная контактная сила.

Она является накапливаемой силой при определении её значений в разных последовательных сечениях очага деформации, т.к. интегрирование напряжений (2.3) во всех случаях начинается от границы  $\varphi = \alpha_y$ . В этом заключается определенные особенности текущей силы  $Q_{xк}^*$ . В целом на условия равновесия в очаге деформации она может и не оказывать влияние.

Рассчитать эти силы можно, используя дифференциальное уравнение Т. Кармана [47]:

$$dp_x = \left( 2k_{\text{ср}} - \frac{t_x}{\text{tg}\varphi} \right) \frac{dh_x}{h_x}. \quad (2.6)$$

Последнее нетрудно доказать, если на рис. 2.1, б, отбросить вместо правой левую часть полосы и её действие заменить сжима-

ющими продольными нормальными напряжениями  $\sigma_x$ , направление которых совпадает с движением полосы, то условие равновесия оставшегося в очаге деформации металла будет иметь вид:

$$-2 \int_0^{\varphi} p_x \sin \varphi R d\varphi + 2 \int_0^{\varphi} t_x \cos \varphi R d\varphi + \sigma_x (h_1 + R\varphi^2) = 0. \quad (2.7)$$

Далее продифференцируем последнее выражение по текущему углу  $\varphi$ , в результате получим:

$$-2 p_x \sin \varphi R d\varphi + 2 t_x \cos \varphi R d\varphi + \sigma_x (h_1 + R\varphi^2) + \sigma_x 2R\varphi^2 = 0. \quad (2.8)$$

С учётом того, что  $x = R\varphi$ ,  $dh_x = 2R\varphi d\varphi$ , окончательно имеем выражение, полностью совпадающее с начальным условие равновесия металла в очаге деформации длиной  $dx$  по Т. Карману.

Итак, для определения сил  $Q_{xк}^*$  и  $Q_{xпр}^*$  достаточно иметь эпюры распределения контактных напряжений, полученных на основе решения уравнения Т. Кармана.

Анализируя рис. 2.1, б, следует подчеркнуть, что эти продольные силы противоположно направлены, сила  $Q_{xк}^*$  является активной, обеспечивающей процесс прокатки, а  $Q_{xпр}^*$  — реактивной, силой сопротивления.

По известной эпюре распределения нормального давления можно рассчитать продольное напряжение  $\sigma_x$ , используя уравнение пластичности:

$$\frac{\sigma_x}{2k_{ср}} = \frac{P_x}{2k_{ср}} - 1. \quad (2.9)$$

Как известно [30], в зависимости от условий и параметров прокатки эти напряжения по длине очага деформации существенно изменяются. Если при углах  $\alpha_y$  меньших коэффициента

трения  $f_y$  напряжения  $\sigma_x$  в любом сечении очага деформации являются сжимающими, то при  $\alpha_y > f_y$ , на определенном участке очага деформации они становятся растягивающими. Очевидно, что на этом участке и текущие силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  будут растягивающими, т.е. направленными в сторону движения полосы.

Теоретически проанализируем характер изменения силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  в различных условиях прокатки на следующем примере. Пусть прокатка ведется в валках радиусом  $R = 100$  мм, обжатие  $\Delta h = 0,36$  мм, начальная толщина полосы  $h_0 = 1$  мм, а коэффициент трения в установившемся режиме деформации  $f_y$  принимает значения 0,06; 0,042; 0,03. Решение уравнения Т. Кармана осуществляли на ЭВМ с использованием приближенного метода Рунге-Кутты. В качестве модели трения применяли кулоновскую зависимость между контактными напряжениями [48]. Результаты расчета распределения напряжений и силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  приведены на рис. 2.2.

Как видно характер изменения продольной силы пластически деформируемого металла существенно (количественно и качественно) зависит от отношения  $\frac{\alpha_y}{f_y}$ .

При  $\frac{\alpha_y}{f_y} = 1$  (кривая 1) во всех сечениях очага деформации сила  $Q_{x\text{пр}}^*$  является сжимающей (отрицательной) и направленной против хода прокатки. В условиях, когда  $\frac{\alpha_y}{f_y} = 2$  (кривая 3), текущая продольная сила по всей длине очага деформации растягивающая (положительная) и направлена в сторону движения металла. Она выполняет роль активной (движущей) силы. Но, как указывалось выше, она является силой сопротивления, реакцией на действия

контактных сил и поэтому активную роль выполнять не может. Следовательно, равновесие металла в валках должно нарушиться (с последующей пробуксовкой) при меньшем угле захвата и от-

ношении  $\frac{\alpha_y}{f_y} < 2$ .

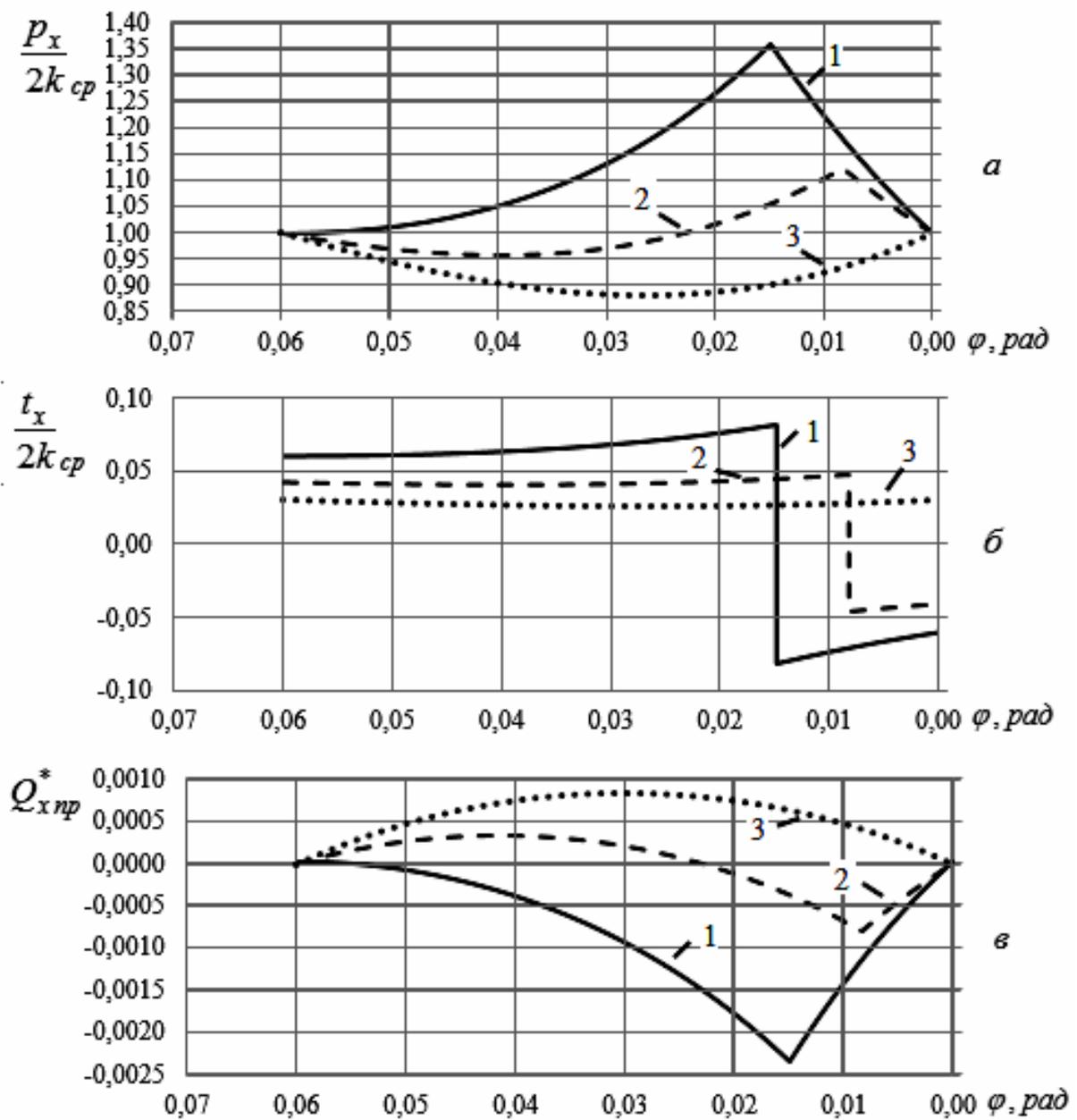


Рис. 2.2. Контактные напряжения (а, б) и текущая результирующая продольная сила (в) в очаге деформации

В подтверждении этого рассмотрим распределение напряжений и силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  по длине очага деформации при  $\frac{\alpha_y}{f_y} = 1,446$  (кривая 2). Как видно, в этих условиях на одной части очага деформации сила  $Q_{x\text{пр}}^*$  является растягивающей (положительной), а на другой — сжимающей (отрицательной), причём площади положительных и отрицательных её значений одинаковы.

Для оценки влияния этой силы на характер течения металла, стабильность процесса и предельную захватывающую способность валков введём понятие среднеинтегральной результирующей силы:

$$Q_{\text{ср пр}}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_{x\text{пр}}^* d\varphi. \quad (2.10)$$

Тогда в первом случае эта сила будет отрицательной (сжимающей и направленной против хода прокатки), во втором случае — положительной (растягивающей и направленной в сторону движения полосы), в третьем случае — равной нулю.

Насколько обоснованным является введение этой результирующей силы и можно ли выделить её в очаге деформации?

Согласно основному закону теоретической механики сумма внутренних сил в подвижной среде равна нулю [49], т.е.:

$$\sum F_{iy} = 0. \quad (2.11)$$

В процессе движения этой среды расстояние между материальными точками постоянно, оно не изменяется во времени, что справедливо для абсолютно твёрдого тела. По этой причине внутренние силы не совершают работу, и потенциальная энергия суммы материальных точек остаётся неизменной. Если записать уравнение полной потенциальной энергии:

$$V = \sum V_i + \sum V_{iy}, \quad (2.12)$$

где  $\sum V_i$  и  $\sum V_{iy}$  — потенциальная энергия внешних и внутренних сил; то вторая составляющая правой части этого уравнения, при рассматриваемых условиях, является постоянной величиной.

В случае, если материальные точки системы движутся с разными скоростями, что характерно для сплошной пластически деформируемой среды, то сумма внутренних сил  $\sum F_{iy}$  может быть и не равна нулю и, что весьма важно, может изменяться во времени. Следовательно, при движении материальных точек этой среды совершается работа внутренних сил. При этом каждая точка системы получает ускорение в продольном направлении:

$$\frac{dv}{dt} = \frac{\partial v_x}{\partial t} + \frac{\partial v_x}{\partial x} v_x. \quad (2.13)$$

Первый член правой части этого выражения показывает изменение скорости данной точки во времени (при стационарном процессе эта составляющая равна нулю). Второе слагаемое характеризует переносное изменение скорости точки в результате пластической деформации при движении её вдоль зоны контакта. Эта составляющая ускорения, являясь результатом пластической деформации, практически всегда не равна нулю. Из этого следует, что в очаге деформации при движении материальных точек возникают внутренние динамические силы и определённое напряжённое состояние металла. Именно поэтому при составлении условия равновесия выделенного элемента металла длиной  $dx$  Т. Карман принял, что с одной стороны его действуют напряжения  $\sigma_x + d\sigma_x$ , а с другой —  $\sigma_x$ .

Аргументы, приведенные выше, позволяют утверждать, что в пластически деформируемой среде (очаге деформации) можно выделить результирующую продольную силу  $Q_{српр}^*$ , которая отражает действие совокупности материальных точек этой среды.

Подчеркнём, что при устойчивой прокатке сила  $Q_{\text{ср пр}}^*$  является силой сопротивления, и она направлена противоположно движению полосы (рис. 2.3).

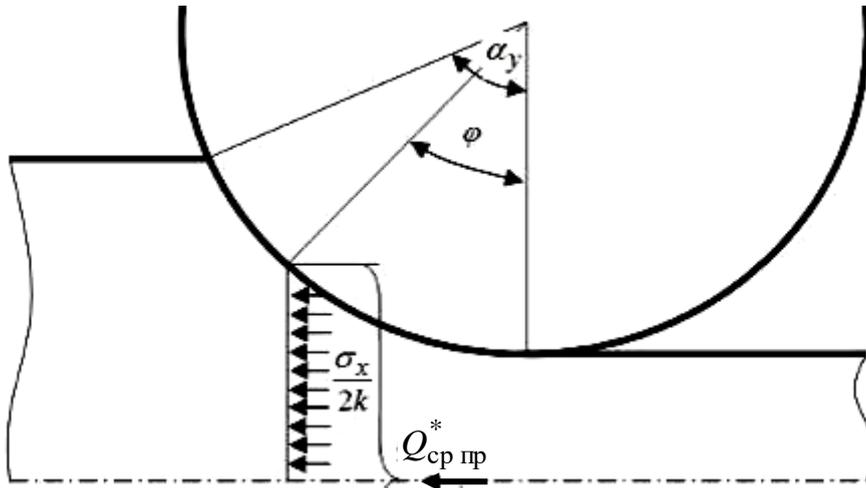


Рис. 2.3. Направление продольных напряжений и сил в очаге деформации

Действие продольных сил в очаге деформации подтверждается и на практике.

В работах [50—53] показано, что на определенной части очага деформации возникает “попятное” движение металла. На это обращал внимание ещё В. Е. Грум-Гржимайло [53]. Если нанести вертикальные линии на поверхность полосы (рис. 2.4, линии 1), то при входе в очаг деформации они изгибаются в направлении, противоположном движению полосы (рис. 2.4, кривые 2). По-видимому, это результат действия именно продольной силы  $Q_{\text{ср пр}}^*$ .

Проведенный анализ показывает, что для обеспечения равновесия в очаге деформации контактными втягивающим металл в валки силам необходимо преодолеть, наряду с выталкивающими силами, и результирующую  $Q_{\text{ср пр}}^*$ .

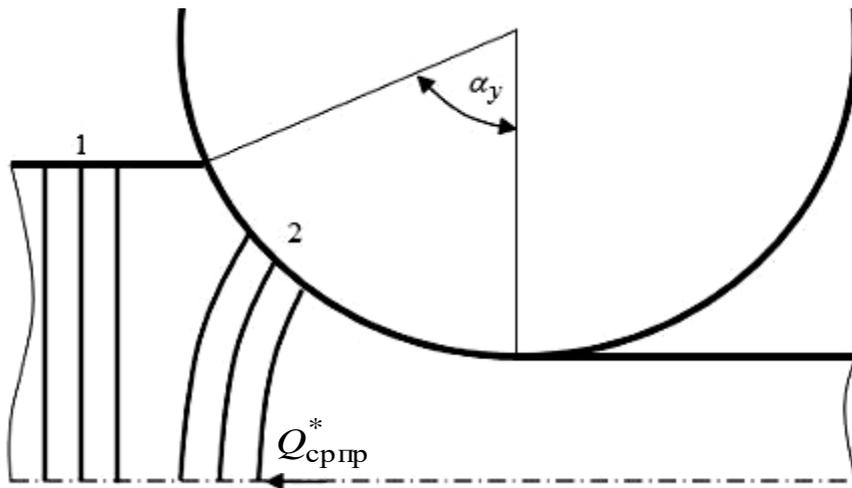


Рис. 2.4. Пластическое течение металла при устойчивом процессе прокатки

Если в каждом сечении очага деформации текущие горизонтальные контактные и внутренние силы равны (2.5), то будут одинаковыми и их среднеинтегральные результирующие значения, т.е.:

$$2Q_{ср к}^* = Q_{ср пр}^* \quad (2.14)$$

Заметим, что  $Q_{ср к}^*$  определяется следующим образом:

$$Q_{ср к}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_{х к}^* d\varphi. \quad (2.15)$$

Это значит, что для поддержания баланса сил в очаге деформации нейтральное сечение должно несколько сместиться в сторону выхода металла из валков с тем, чтобы обеспечить уравнивание силы  $Q_{ср пр}^*$ .

В заключении к этому разделу ещё раз подчеркнём, что в очаге деформации можно выделить среднеинтегральное значение результирующей продольных сил пластически деформируемого металла  $Q_{ср пр}^*$ . Теоретически эта сила в зависимости от

условий прокатки может иметь разное направление. Учитывая, что  $Q_{\text{српр}}^*$  является силой сопротивления, можно предположить, что

в тех случаях, когда она направлена против хода прокатки, процесс будет проходить устойчиво. Если эта сила равна нулю — прокатка будет протекать в предельных условиях, а если её вектор будет совпадать с направлением движения полосы (сила становится активной) — устойчивый процесс невозможен.

Справедливость данного предположения оценим на основе сравнения с экспериментальными данными.

## 2.2. Сравнительный анализ изменения результирующей продольных сил и опережения

Проведём теоретическое исследование изменения текущей продольной силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  и результирующей  $Q_{\text{српр}}^*$  при условиях экспериментальной прокатки, в которых изучалась зависимость опережения от угла захвата [20]. Данная зависимость приведена на рис. 1.3, б, кривая 1.

Исследователи проводили опыты на лабораторном стане 210 в валках диаметром 207 мм. Прокатывали свинцовые ступенчатые образцы шириной 60 мм на конечную толщину 3,75 мм. Средний коэффициент трения в опытах составлял  $f_y \approx 0,26$ .

В соответствии с параметрами опытной прокатки были выполнены расчёты напряжений  $\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}}$ ,  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$ ,  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$ , текущей продольной силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  и среднеинтегральной результирующей  $Q_{\text{српр}}^*$  при различных углах захвата. Результаты расчётов приведены на рис. 2.5—2.11.

При прокатке с углом захвата  $\alpha_y = 0,1$  рад (рис. 2.5) напряжения  $\frac{\sigma_x}{2k_{ср}}$  являются сжимающими, текущая сила  $Q_{хпр}^*$  по всей длине очага деформации направлена противоположно движению полосы. Результирующая продольных сил в данном случае равна  $Q_{српр}^* = -0,0132$ . В соответствии с принятой гипотезой такой случай прокатки относится к устойчивому, что подтверждается экспериментально.

Аналогичная картина изменения  $\frac{\sigma_x}{2k_{ср}}$  и  $Q_{хпр}^*$  наблюдаются и при прокатке с углами захвата 0,2 и 0,25 рад (рис. 2.6 и 2.7). Результирующая сила  $Q_{српр}^*$  в этих случаях равна соответственно  $-0,02$  и  $-0,0185$ .

В случае прокатки с  $\alpha_y = 0,3$  и  $\alpha_y = 0,35$  рад (рис. 2.8 и 2.9) в очаге деформации появляются продольные растягивающие напряжения на входном участке очага деформации, и текущая сила  $Q_{хпр}^*$  изменяет направление на противоположное. В этих случаях процесс является также устойчивым, т.к. результирующая сила  $Q_{српр}^*$  остаётся сжимающей и равной  $-0,0135$  и  $-0,0048$ .

При угле захвата равном 0,37 рад (рис. 2.10) область продольных растягивающих напряжений в очаге деформации возрастает. Соответственно увеличивается и участок действия текущих сил, направленных по ходу прокатки, и средняя результирующая сила  $Q_{српр}^*$  по абсолютной величине уменьшается и составляет  $-0,0003$ . Прокатка при угле захвата 0,37 рад близка к предельному случаю, т.к.  $Q_{српр}^* \approx 0$ .

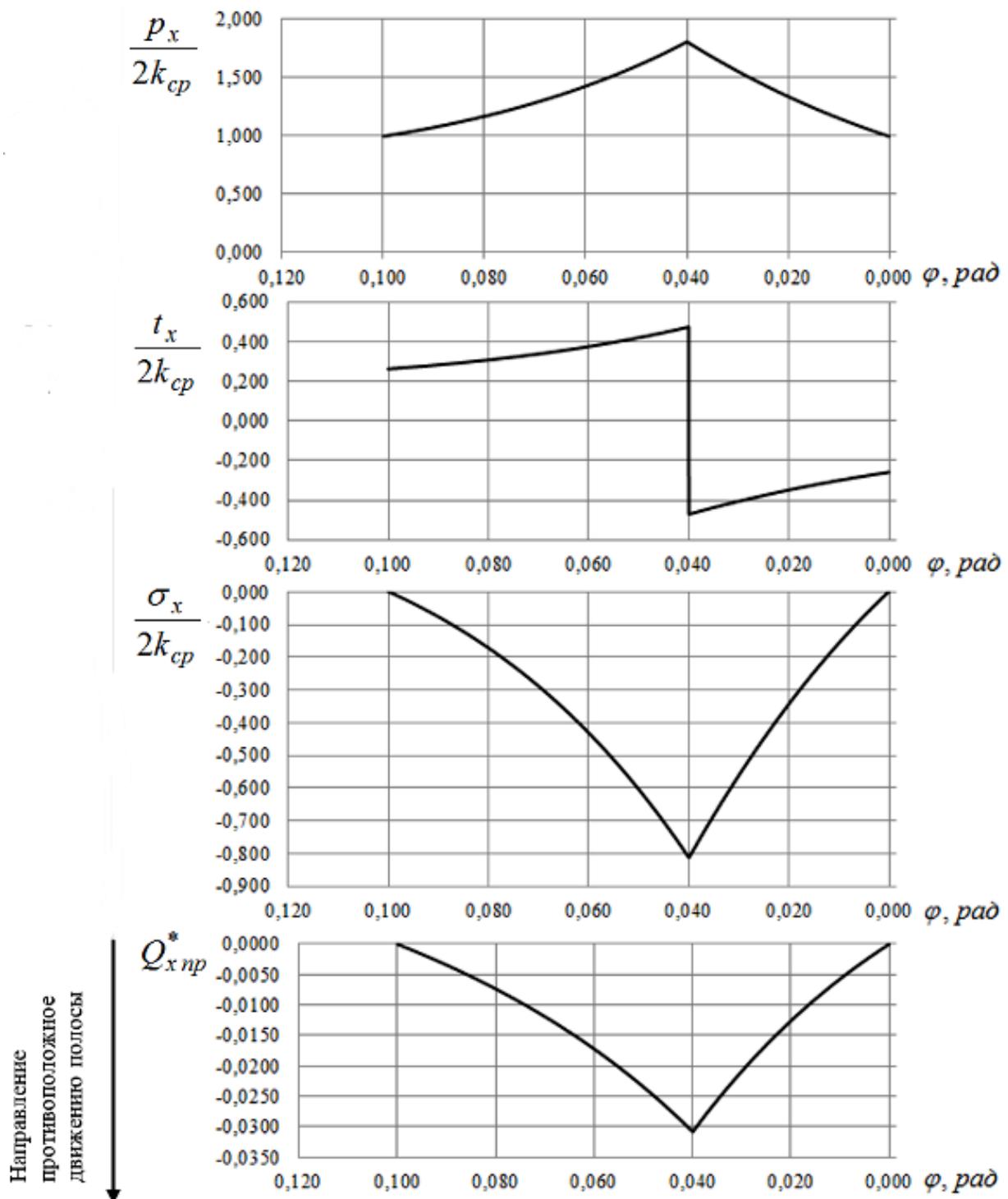


Рис. 2.5. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,1$  рад

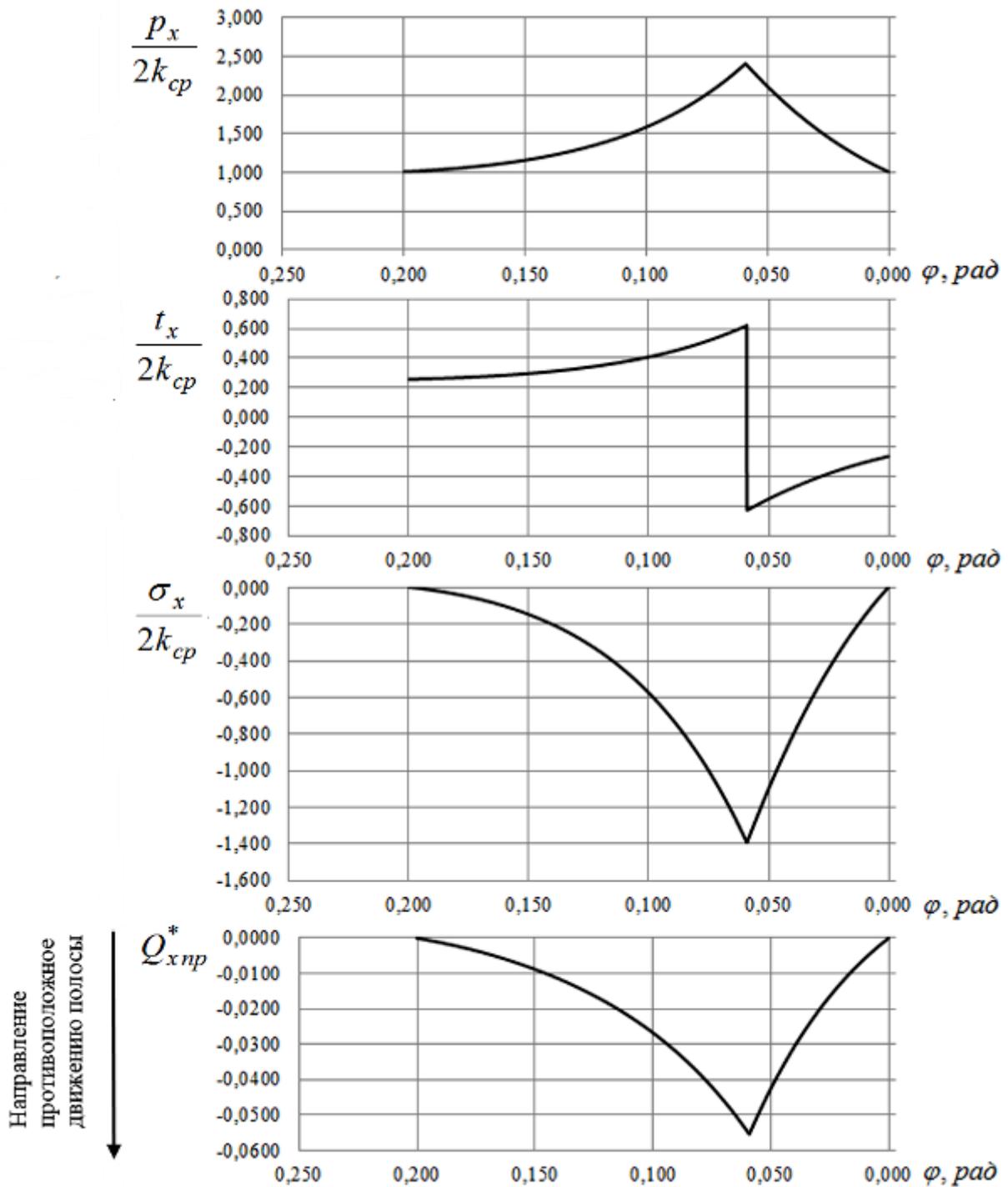


Рис. 2.6. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,2$  рад

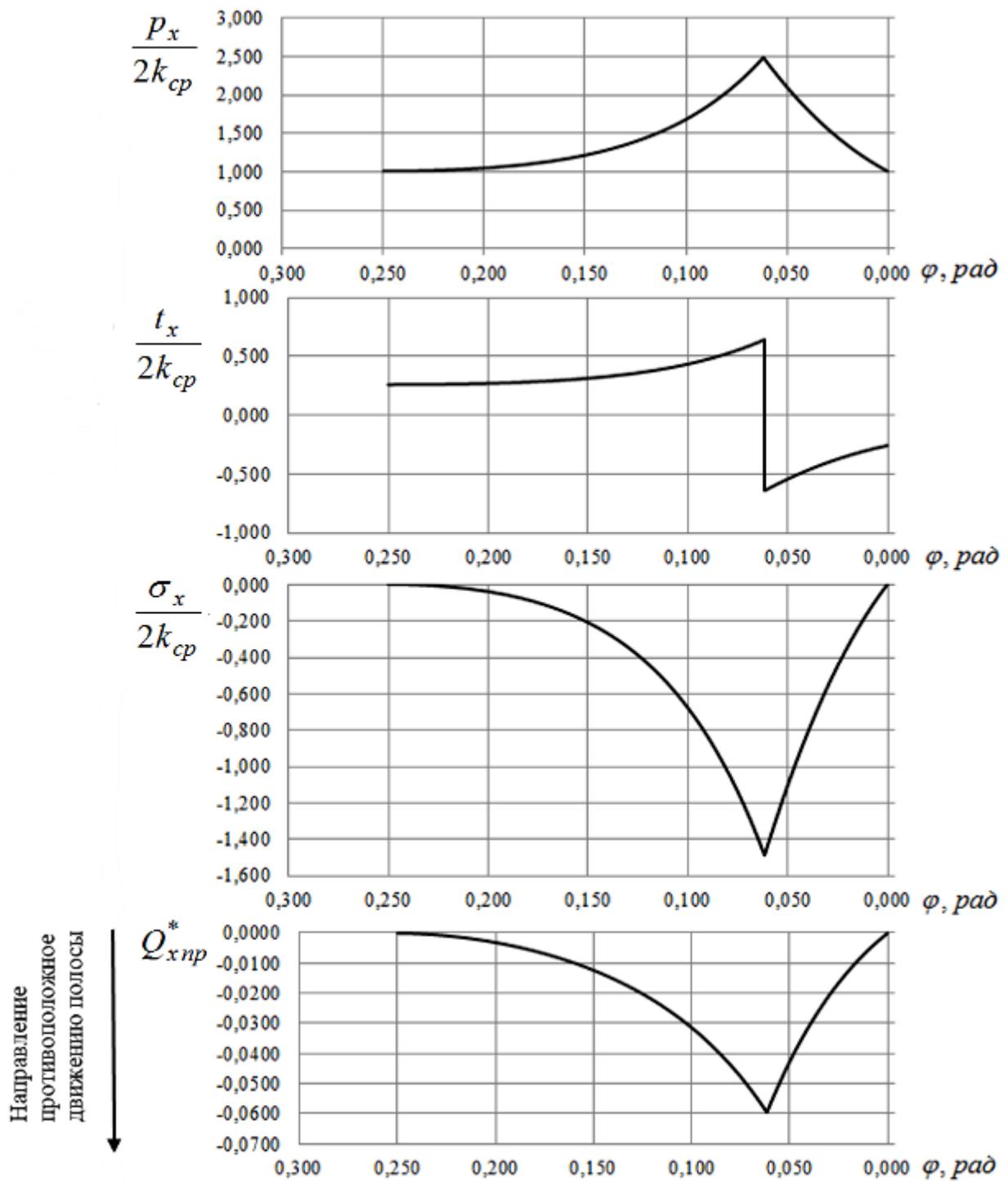


Рис. 2.7. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,25$  рад

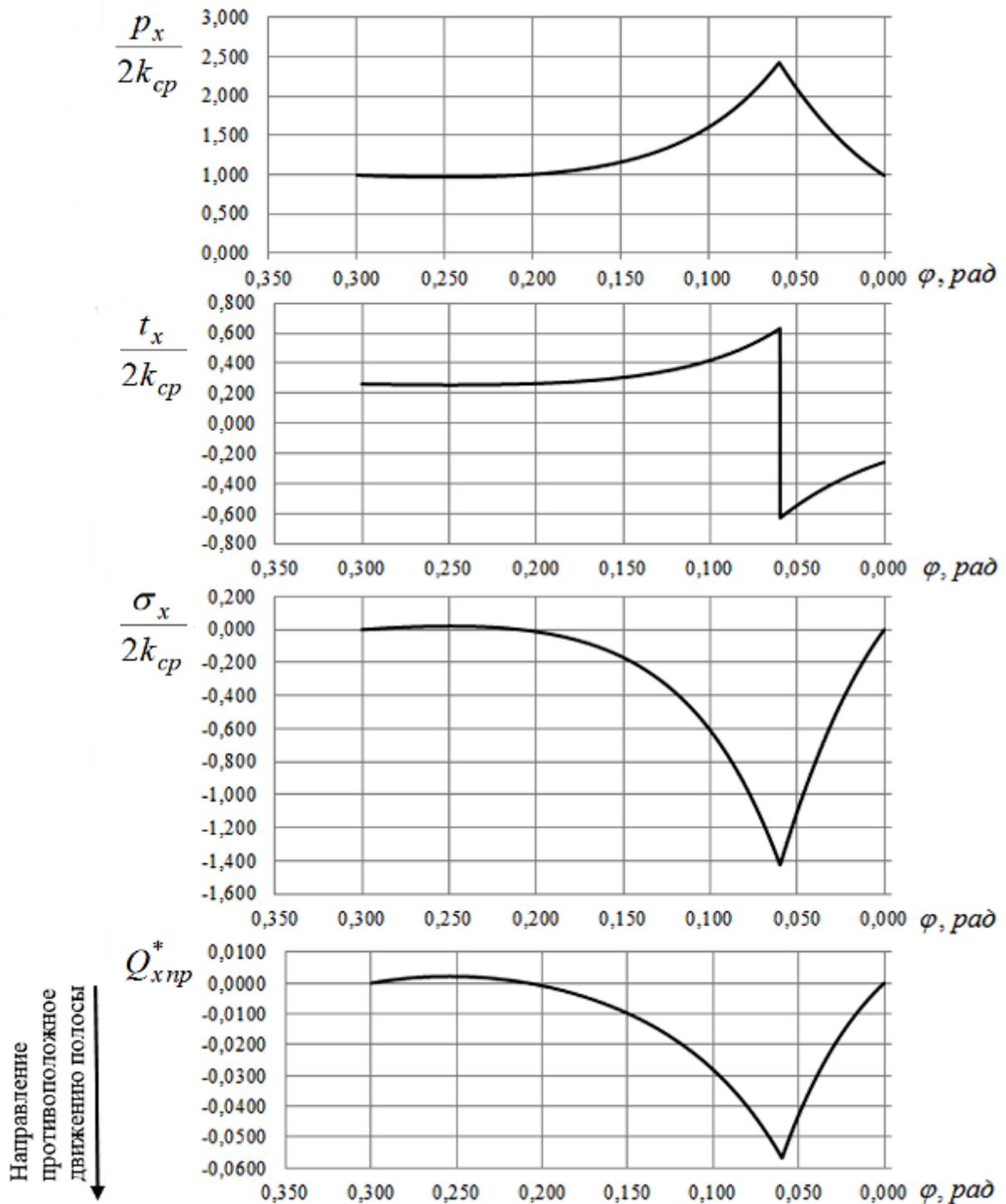


Рис. 2.8. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,3$  рад

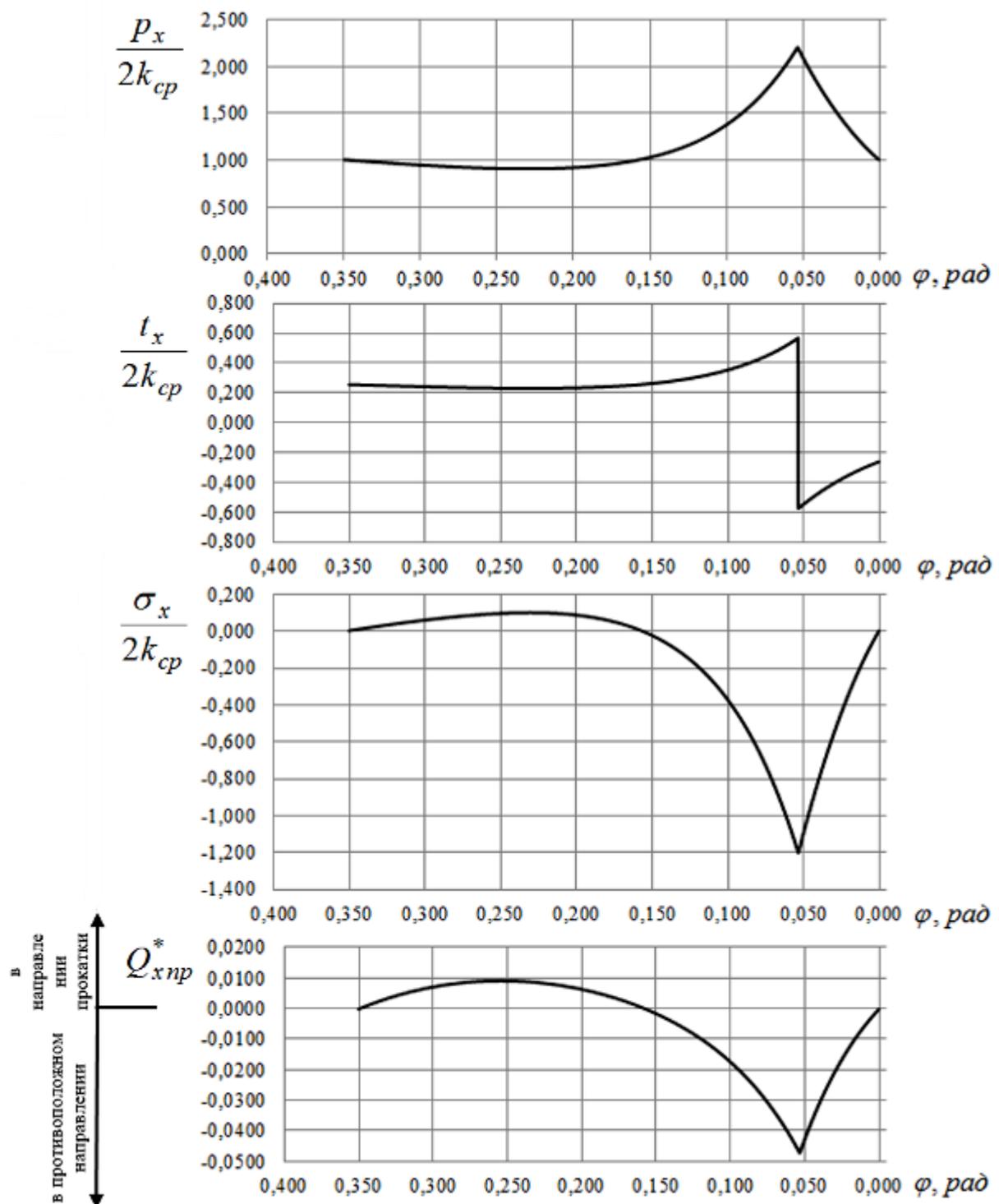


Рис. 2.9. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,35$  рад

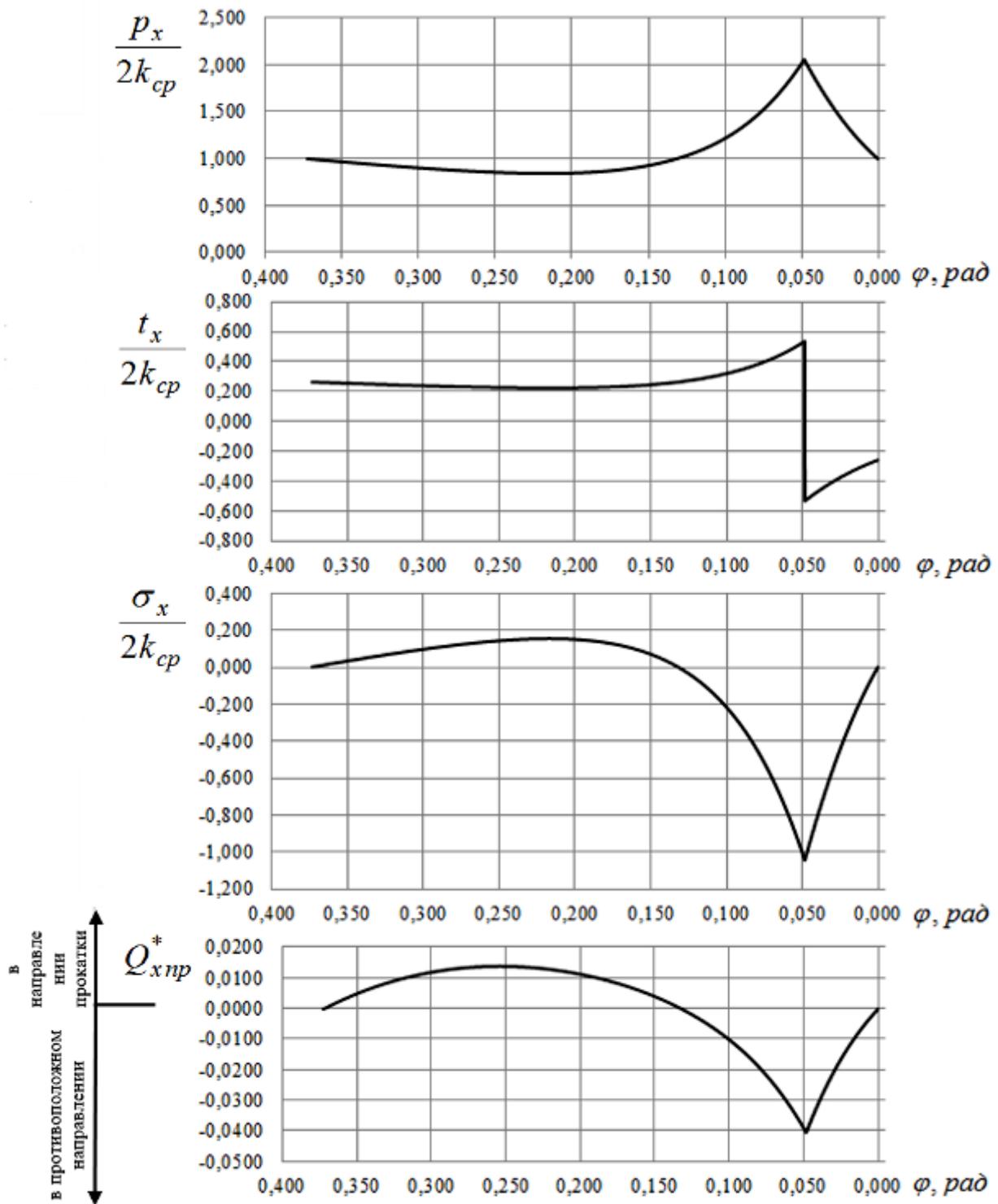


Рис. 2.10. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,37$  рад

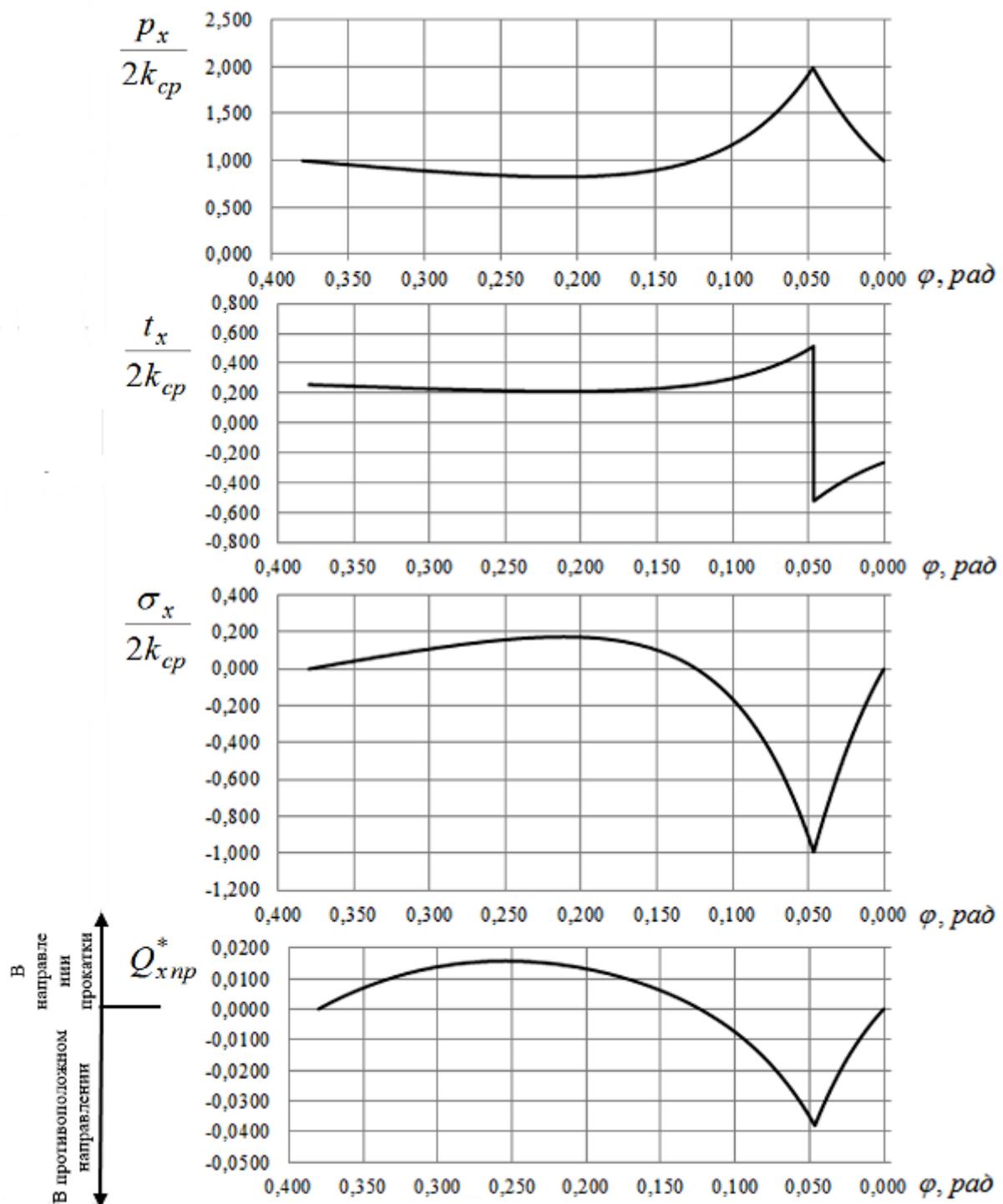


Рис. 2.11. Теоретические расчёты напряжений и сил при прокатке с  $\alpha_y = 0,38$  рад

Увеличение угла захвата до 0,38 рад (рис. 2.11) приводит к тому, что средняя результирующая меняет направление и становится растягивающей (активной),  $Q_{\text{ср пр}}^* = 0,002$ . Согласно принятой гипотезе, прокатка в этих условиях невозможна.

Теоретическая зависимость результирующей силы  $Q_{\text{ср пр}}^*$  от угла захвата при параметрах прокатки, соответствующих опытным данным [20], приведена на рис. 2.12. Сравнивая результаты опытов (рис. 1.3, б, кривая 1) с полученной зависимостью  $Q_{\text{ср пр}}^* = f(\alpha_y)$ , можно отметить, что угол захвата в установившемся процессе качественно одинаково влияет на значения продольной результирующей силы и опережения. Причём предельные условия прокатки, полученные опытным путём и рассчитанные теоретически, совпадают, что подтверждает правомерность принятой гипотезы. Важно подчеркнуть, что опытные и теоретические предельные условия прокатки возникают при наличии зоны опережения.

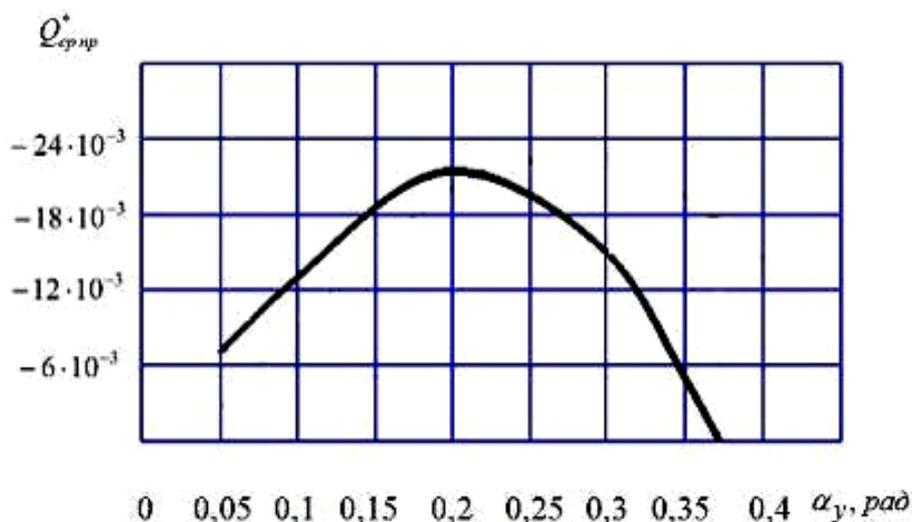


Рис. 2.12. Зависимость средней результирующей силы от угла захвата

Потеря равновесия металла в валках с последующей пробуксовкой при наличии в очаге деформации зоны опережения не укладывается в современную теорию прокатки и поэтому нужда-

лась в дополнительной экспериментальной проверке, которую выполнил А. П. Грудев [2].

При изучении зависимости опережения от угла захвата автор прокатывал свинцовые образцы разной начальной толщины на конечную, равную 1,1 мм. Средний коэффициент трения, как отмечает автор, составлял  $f_y = 0,25$ . Деформацию осуществляли на двухвалковом стане 180 в валках диаметром 194,6 мм. Результаты опытов приведены на рис. 1.3, а.

Прежде чем анализировать связь между опытными значениями предельных условий прокатки и теоретическими расчётами результирующей продольных сил, обратим внимание на следующее. При прокатке с углом захвата равным 0,1 рад, конечной толщине 1,1 мм и коэффициентом трения 0,25 теоретические результаты расчётов контактных напряжений с использованием кулоновской зависимости между контактными напряжениями не дают правильного результата, что видно из эпюр, приведенных на рис. 2.13.

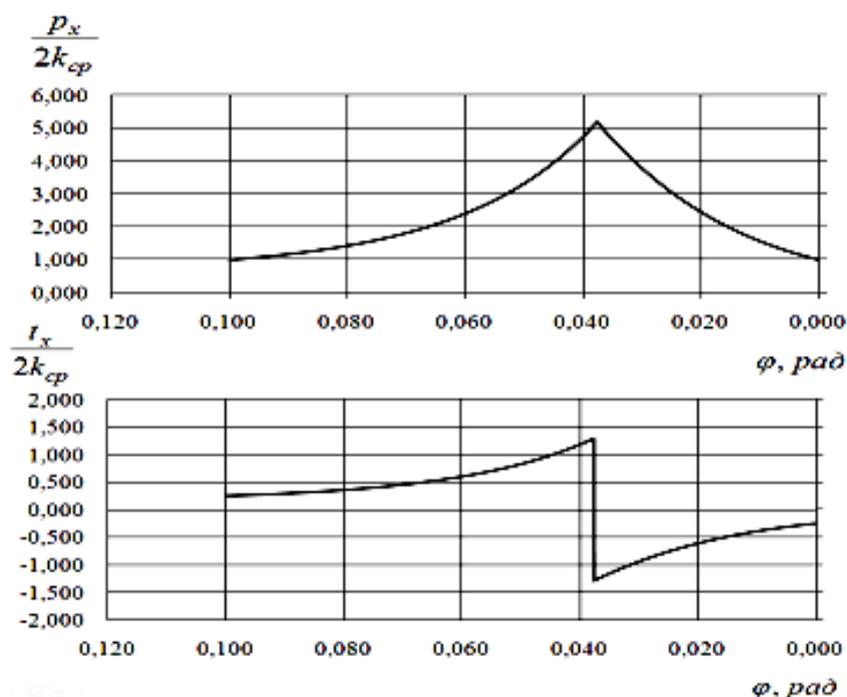


Рис. 2.13. Распределение контактных напряжений при кулоновской зависимости между контактными напряжениями для случая прокатки тонкой полосы

Удельные силы трения  $t_x$  в области нейтрального угла принимают значения, которые существенно больше сопротивления деформации чистому сдвигу. Нормальное давление вблизи этого угла также завышенное. Такая же картина наблюдается и при других углах захвата для указанных условий прокатки. Следовательно, данная модель трения в этих условиях не работает. На этот чрезмерный рост расчётных значений контактных напряжений при использовании кулоновской модели трения обратил внимание также и Я. Д. Василёв в [54].

Как следует из работы [54], при описании изменения удельных сил трения по всей длине очага деформации одним уравнением, максимальные давления существенно ниже приведенных. Поэтому, в соответствии с исследованиями А. И. Целикова [30], для описания модели трения была принята кусочно-линейная функция, приведенная в [55]. Эта функция включает участки скольжения (в начале и конце очага деформации) и участок, соответствующий зоне прилипания, где удельные силы трения описываются следующим выражением:

$$\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} = f_y \frac{P_x^*}{2k_{\text{ср}}} \frac{\varphi - \gamma}{\varphi^* - \gamma}, \quad (2.16)$$

где  $\varphi^*$  — угол, который соответствует сечению перехода от мо-

дели трения  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} = f_y \frac{P_x^*}{2k_{\text{ср}}}$ , которая принята в зоне отставания,

к кривой, описывающей зону прилипания (2.16);  $\frac{P_x^*}{2k_{\text{ср}}}$  — безраз-

мерное давление в сечении  $\varphi^*$ ;  $\gamma$  — угол нейтрального сечения;

$f_y$  — коэффициент трения в зонах скольжения.

Таким образом, в общем виде модель, которая учитывает кулоновскую взаимосвязь между контактными напряжениями и зону прилипания, имеет вид:

$$\frac{t_x}{2k_{cp}} = \begin{cases} f_y \frac{P_x}{2k_{cp}}, & \text{при } \alpha > \varphi > \varphi^*, \\ f_y \frac{P_x^*}{2k_{cp}} \frac{\varphi - \gamma}{\varphi^* - \gamma}, & \text{при } \varphi^* > \varphi > \varphi^{**}, \\ -f_y \frac{P_x}{2k_{cp}}, & \text{при } \varphi^{**} > \varphi > 0, \end{cases} \quad (2.17)$$

где  $\varphi^{**}$  — угол, который соответствует сечению перехода от модели трения  $\frac{t_x}{2k_{cp}} = f_y \frac{P_x^*}{2k_{cp}}$ , которая принята в зоне опережения,

к кривой, описывающей зону прилипания (2.16).

Характер изменения контактных напряжений в этом случае приведен на рис. 2.14.

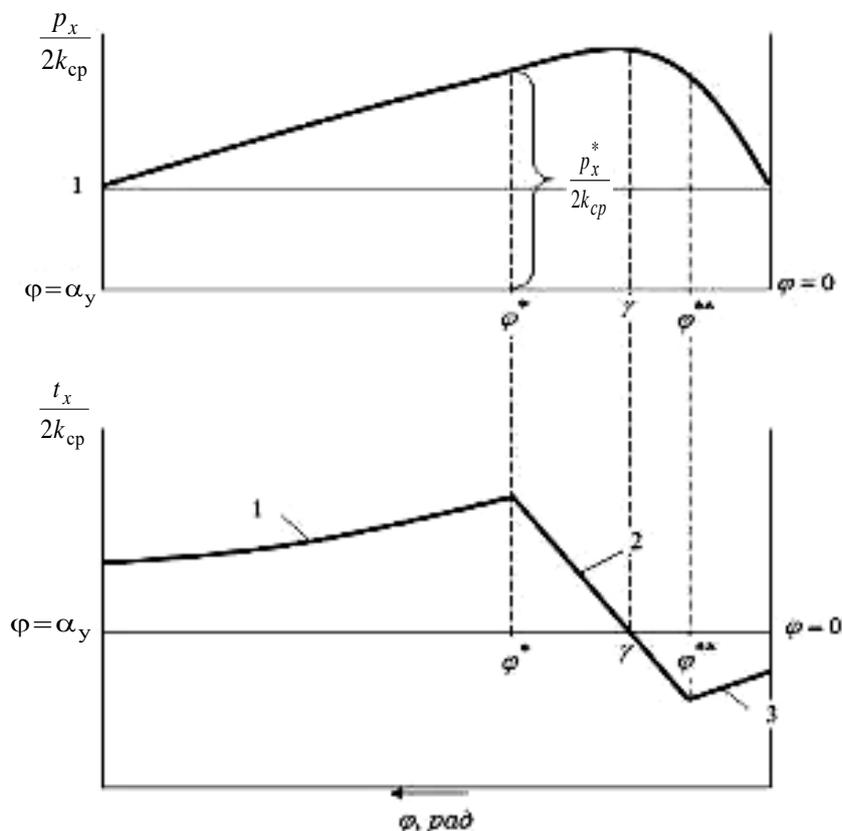


Рис. 2.14. Качественная картина распределения контактных напряжений в очаге деформации с учетом зоны прилипания

Сечения  $\varphi^*$  и  $\varphi^{**}$  определяются итерационным путем с помощью ЭВМ при выполнении следующих условий:

- величина напряжений трения в безразмерной форме не должна превышать 0,5, т.е.:

$$-0,5 \leq \frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} \leq 0,5. \quad (2.18)$$

- средний коэффициент трения, рассчитанный из эпюр контактных напряжений по формуле:

$$f_{\text{ср}} = \frac{\int_{\gamma}^{\alpha_y} \frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} d\varphi + \int_0^{\gamma} \frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} d\varphi}{\int_0^{\alpha_y} \frac{P_x}{2k_{\text{ср}}} d\varphi}, \quad (2.19)$$

должен быть равен коэффициенту трения  $f_y$ , который определен по известным опытным данным или эмпирическим формулам.

Подставив выражение (2.17) в дифференциальное уравнение равновесия (2.6) и решив его при известных граничных условиях, получаем эпюры распределения контактных напряжений. Детальное описание алгоритма расчёта этих напряжений приведено в работе [56].

В соответствии с опытными данными А. П. Грудева [2] выполним расчёты контактных напряжений при различных углах захвата. Далее рассчитаем эпюры продольных нормальных напряжений  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$ , текущие продольные силы  $Q_{x \text{ пр}}^*$  и их среднеинтегральное ре-

зультирующее значение  $Q_{\text{ср пр}}^*$ . Результаты расчётов приведены на рис. 2.15—2.19.

При прокатке с углом захвата 0,05 рад (рис. 2.15) контактные напряжения при использовании кусочно-линейной модели трения существенно ниже значений, полученных при кулоновской модели трения (рис. 2.13).

Напряжения  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$  и текущая сила  $Q_{x \text{ пр}}^*$  по всей длине очага

деформации являются сжимающими и направлены противоположно движению полосы. Средняя результирующая сила, равная — 0,0076, также является сжимающей, что свидетельствует об устойчивости процесса.

При деформации металла с углом захвата 0,25 рад распределение текущей продольной силы (рис. 2.16) стало более пологим, результирующая  $Q_{\text{ср пр}}^*$  равна — 0,014. Следовательно, выше приведенные теоретические исследования свидетельствуют о том, что и при этом угле захвата процесс прокатки будет устойчивым.

На рис. 2.17 приведены эпюры распределения напряжений и силы  $Q_{x \text{ пр}}^*$  при прокатке с углом захвата 0,3 рад. Как видно, текущая продольная сила  $Q_{x \text{ пр}}^*$  в этом случае прокатки в начальной части очага деформации изменила направление. Она действует по ходу прокатки. В средней части очага деформации и на выходе металла из валков эта сила остаётся силой сопротивления и направлена противоположно движению полосы. Среднеинтегральная результирующая сила  $Q_{\text{ср пр}}^*$  равна — 0,0094 и процесс прокатки является устойчивым.

При угле захвата  $\alpha_y = 0,35$  рад (рис. 2.18) область продольных растягивающих сил пластически деформируемого металла значительно возросла, она приблизительно равна площади сжимающих сил. Поэтому в этих условиях деформации процесс прокатки протекает в предельных условиях. Результирующая сила  $Q_{\text{ср пр}}^*$  равна — 0,0014.

В случае, когда угол захвата составляет 0,36 рад (рис. 2.19), средняя результирующая сила  $Q_{\text{ср пр}}^*$  становится активной, а процесс прокатки — невозможным.

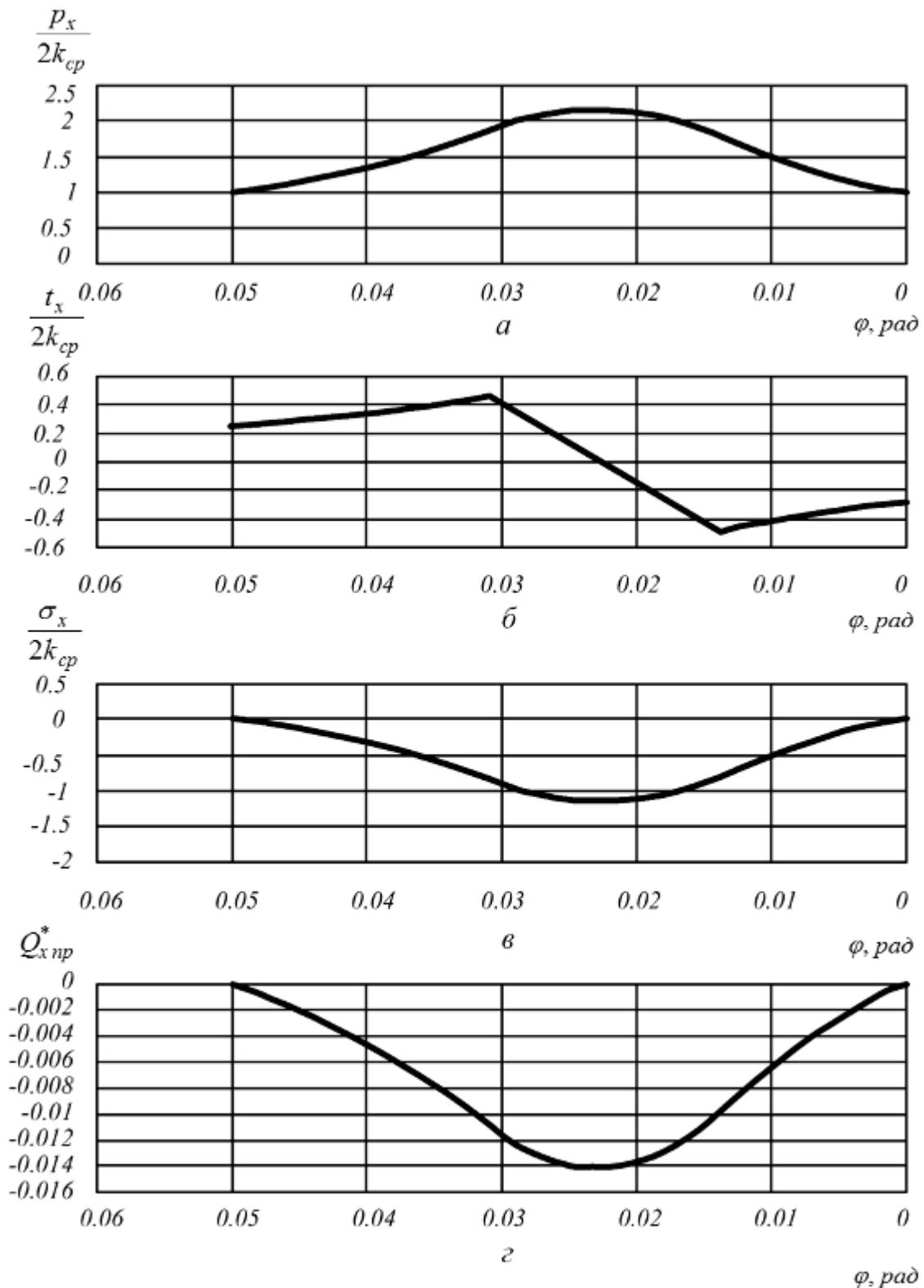


Рис. 2.15. Распределение контактных (а, б), внутренних (в) напряжений и текущей продольной силы (г) при угле захвата 0,05 рад

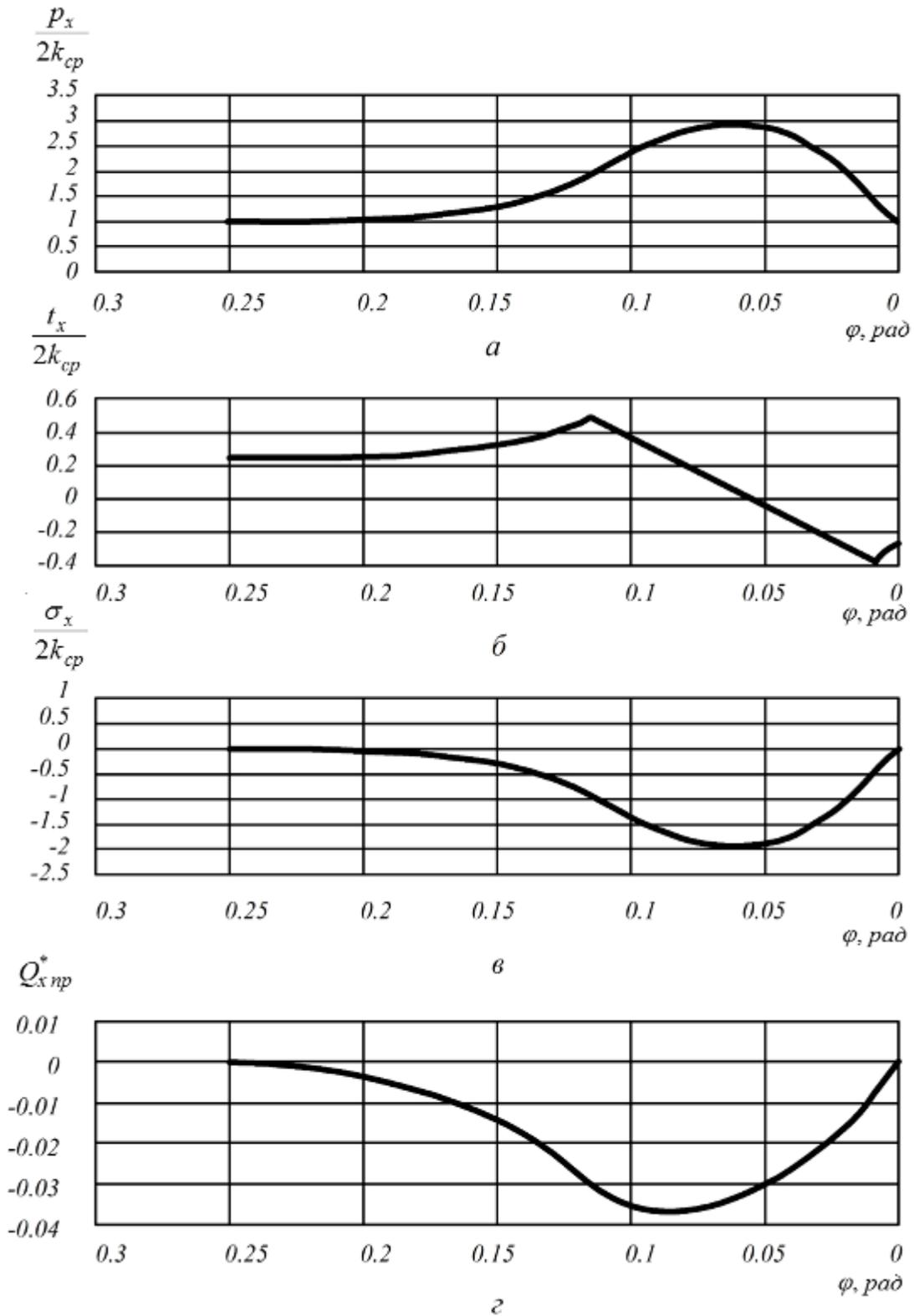


Рис. 2.16. Распределение контактных (*a*, *б*), внутренних (*в*) напряжений и текущей продольной силы (*г*) при угле захвата 0,25 рад

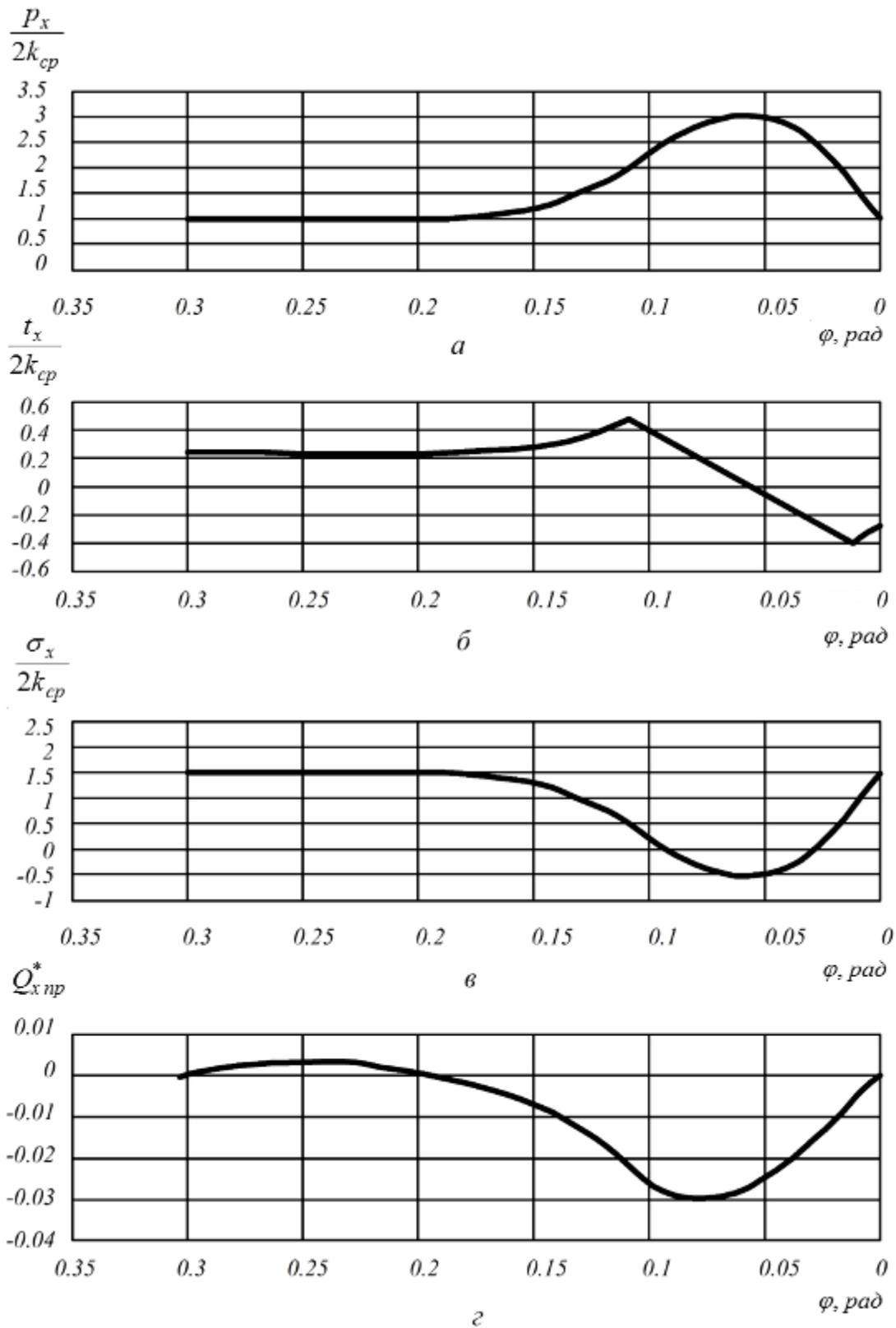


Рис. 2.17. Распределение контактных (а, б), внутренних (в) напряжений и текущей продольной силы (г) при угле захвата 0,3 рад

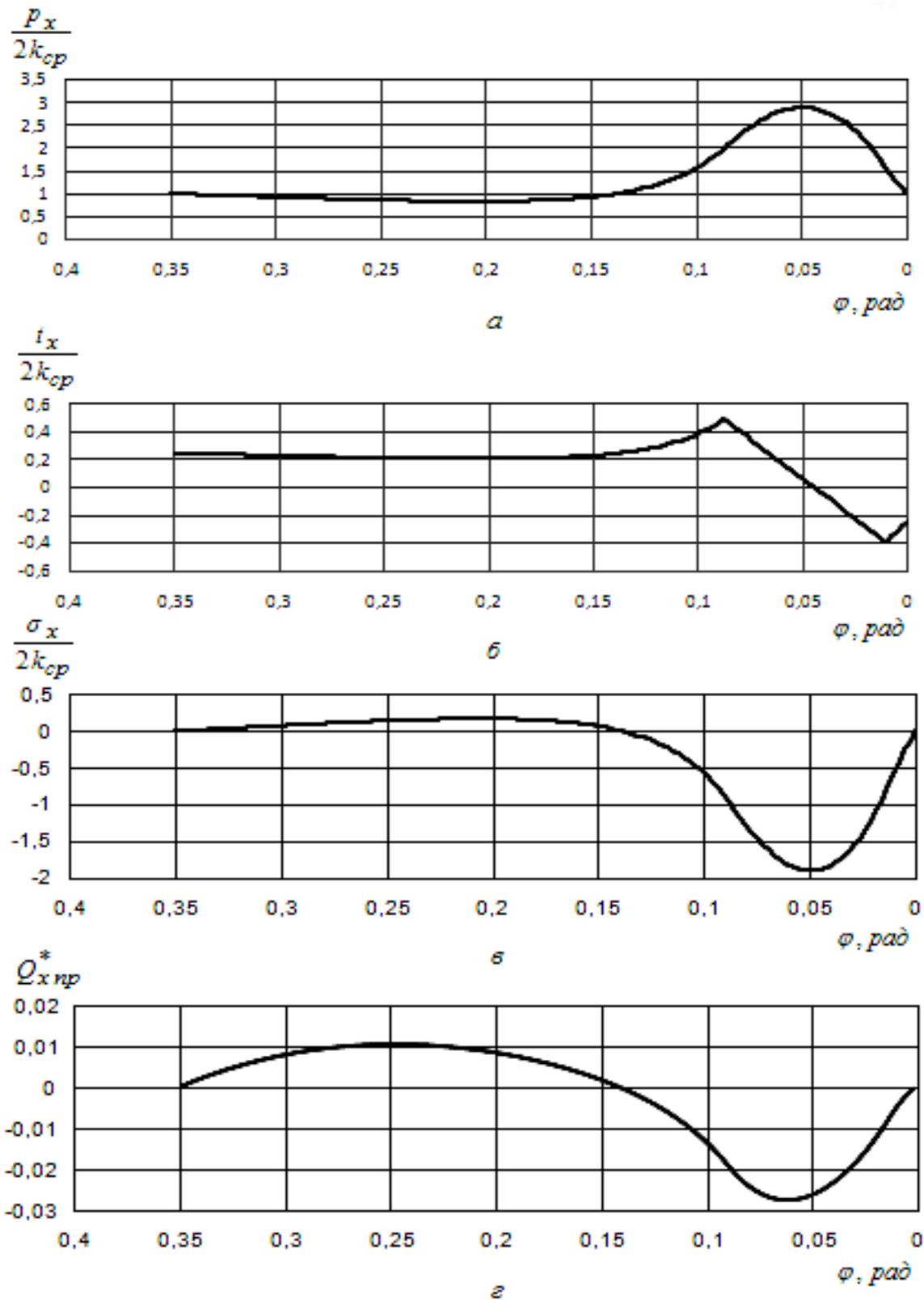


Рис. 2.18. Распределение контактных (а, б), внутренних (в) напряжений и текущей продольной силы (г) при угле захвата 0,35 рад

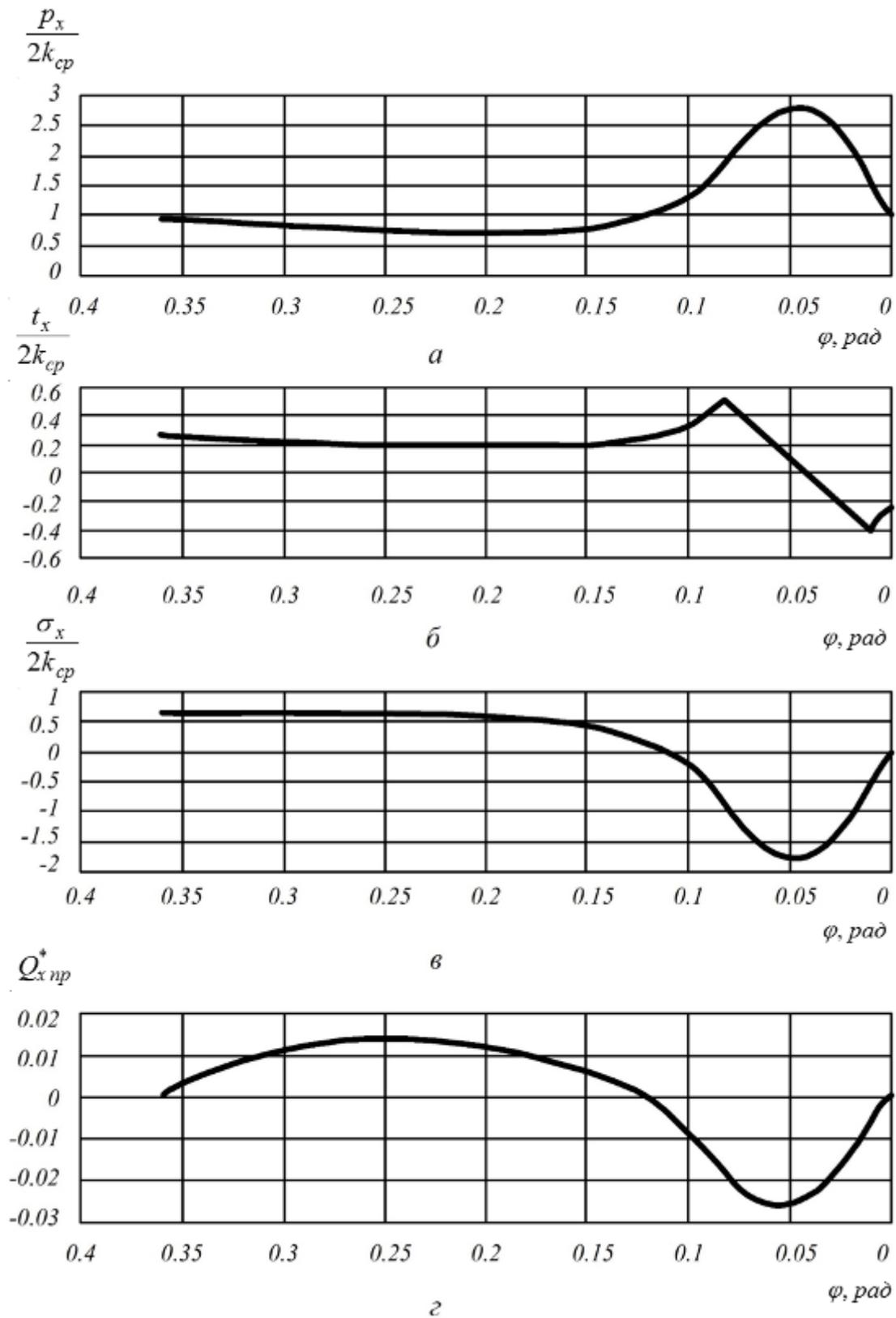


Рис. 2.19. Распределение контактных (*a*, *б*), внутренних (*в*) напряжений и текущей продольной силы (*г*) при угле захвата 0,36 рад

Проанализируем изменение угла нейтрального сечения и опережения при варьировании угла захвата в пределах 0,3—0,36 рад. Результаты расчётов приведены в табл. 2.1. Значение угла нейтрального сечения  $\gamma$  определяли по эпюрам распределения удельных сил трения, а опережение  $S$  — по формуле Экелунда.

Таблица 2.1. Теоретические расчёты угла нейтрального сечения и опережения по условиям прокатки образцов, приведенных в работе [2]

$\alpha_y$ , рад	$\gamma$ , рад	$\frac{l_d}{h_{cp}}$	$Q_{српр}^*$	$S$ , %
0,3	0,047	5	-0,0094	19,1
0,35	0,043	4,82	-0,0014	18,1
0,36	0,041	4,73	0,0008	17

Как следует из данной таблицы, нулевое значение  $Q_{српр}^*$  находится в пределах изменения угла захвата от 0,35 до 0,36 рад. Заметим, что потеря равновесия полосы в очаге деформации происходит при наличии зоны опережения. По-видимому, последнее связано с учётом действия внутренних сил пластически деформируемого металла.

По результатам расчётов построены обобщённые теоретические зависимости силы  $Q_{српр}^*$  и опережения от угла захвата (рис. 2.20).

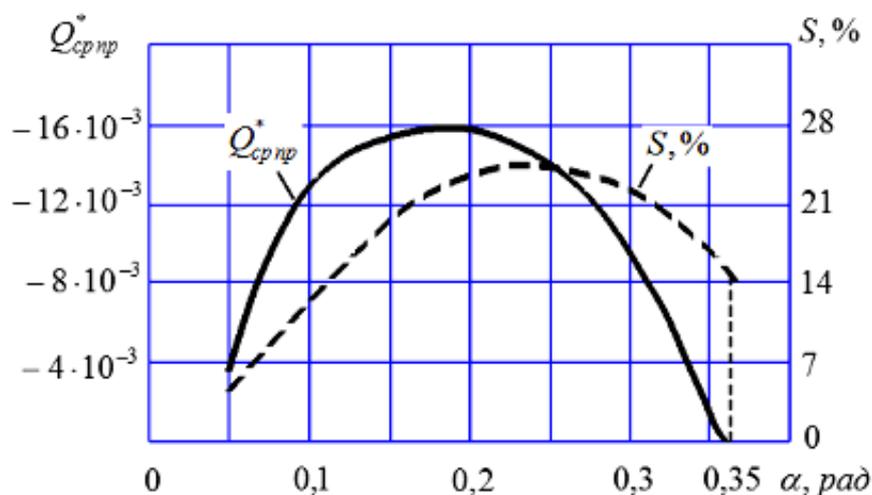


Рис. 2.20. Теоретические зависимости результирующей внутренней силы и опережения от угла захвата

Сравнивая результаты опытов А. П. Грудева (рис. 1.3, а) с полученными теоретическими зависимостями (рис. 2.20), убеждаемся в том, что и в этом случае потеря равновесия полосы в очаге деформации, и её торможение, происходят тогда, когда результирующая продольных внутренних сил  $Q_{ср пр}^*$  принимает нулевое значение.

Как уже указывалось, в работе [56] также исследованы предельные условия прокатки, результаты которых приведены в табл. 1.2. При параметрах деформации, соответствующих этим опытам, также были выполнены теоретические расчёты. Обобщённые зависимости средней результирующей силы  $Q_{ср пр}^*$  и опережения  $S$  от угла захвата приведены на рис. 2.21.

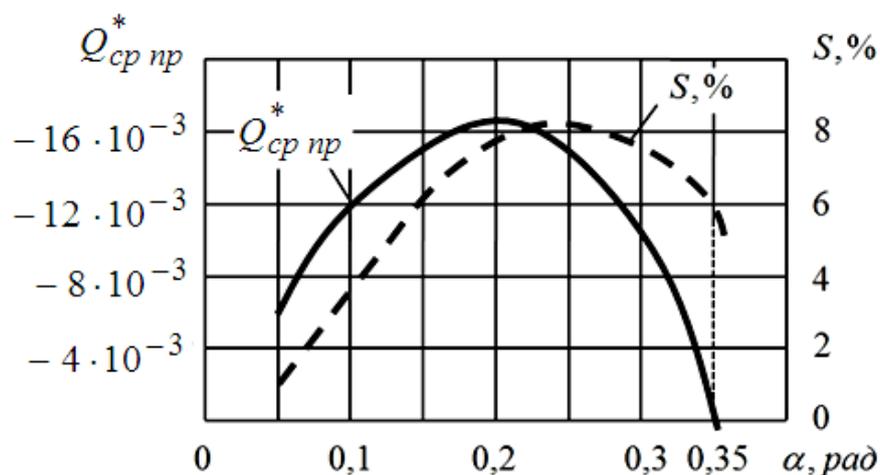


Рис. 2.21. Влияние угла захвата на результирующую продольных сил и опережение при прокатке с  $h_1 = 4,2$  мм

Как видно, теоретически предельные условия прокатки ( $Q_{ср пр}^* = 0$ ) наступают при угле захвата 0,35 рад и опережении 5 %, что соответствует опытным данным (табл. 1.2).

Таким образом, проведенный теоретический анализ показал, что, независимо от наличия зоны опережения, предельные условия прокатки наступают тогда, когда среднеинтегральная резуль-

тирующая продольная сила становится равной нулю. В этом случае площади положительных и отрицательных значений под кривой  $Q_{x \text{ пр}}^*$  одинаковы. Обратим внимание и на то, что во всех анализируемых случаях отношение максимального угла захвата к коэффициенту трения  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y}$  меньше двух. Это связано, как уже указывалось, с тем, что контактными втягивающим силам необходимо дополнительно преодолеть текущие продольные силы пластически деформируемого металла, т.е.  $Q_{\text{ср пр}}^*$ .

### 2.3. Метод оценки продольной устойчивости процесса прокатки

На основе проведенных исследований был предложен метод, позволяющий оценить предельную захватывающую способность валков в установившемся режиме [57]. В основе этого метода лежит рассмотрение продольных нормальных напряжений и сил, возникающих в пластически деформируемом металле. Исходными данными для их определения являются эпюры контактных нормальных напряжений. Эти эпюры можно получить при решении дифференциального уравнения Т. Кармана с использованием корректной для данных условий модели трения. Зная распределение давления в зоне контакта, и используя уравнение пластичности, нетрудно рассчитать продольные внутренние напряжения, текущие продольные силы и их среднеинтегральное результирующее значение. Выше было показано, что при устойчивой прокатке эта результирующая не может быть направлена по ходу прокатки (быть положительной), т.к. она является силой сопротивления, реактивной силой. Из этого следует, что предельные условия прокатки наступают тогда, когда сила

$Q_{\text{српр}}^*$  равна нулю. Если эта сила является сжимающей (отрицательной), процесс совершается устойчиво и полоса в очаге деформации находится в равновесном состоянии.

При этом, как уже упоминалось, потеря равновесия полосы может возникать и при наличии зоны опережения. Это возможно потому, что при дальнейшем увеличении угла захвата втягивающих металл в валки сил становится недостаточно, чтобы одновременно погасить прирост выталкивающих сил и уравновесить результирующую  $Q_{\text{српр}}^*$ .

Таким образом, продольную устойчивость полосы в очаге деформации, т.е. прокатку без пробуксовок, можно оценить по значению среднеинтегральной результирующей силы пластически деформируемого металла.

Последовательность оценки продольной устойчивости процесса прокатки состоит в следующем:

- В результате численного решения уравнения Т. Кармана (например, методом Рунге-Кутты) получаем эпюры распределения контактных напряжений в безразмерном виде  $\frac{p_x}{2k_{\text{ср}}}$  и  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$ .

- Из эпюры нормального давления, используя уравнение пластичности, определяем продольное внутреннее напряжение

$$\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$$

$$\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}} = \frac{p_x}{2k_{\text{ср}}} - 1.$$

- Рассчитываем значение текущей продольной внутренней силы пластически деформируемого металла:

$$Q_{x\text{пр}}^* = \frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right).$$

- Определяем среднеинтегральную результирующую силу:

$$Q_{\text{ср пр}}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_0^{\alpha_y} Q_{x \text{ пр}}^* d\varphi.$$

Анализ этой результирующей позволяет дать оценку продольной устойчивости полосы в очаге деформации, и установить будут ли соблюдаться условия, при которых прокатка ведётся без пробуксовки.

Предложенный метод оценки продольной устойчивости процесса стал основой способа прокатки, на который получен патент [58].

#### **2.4. Анализ продольной устойчивости процесса по опытным эпюрам контактных напряжений**

В предыдущем параграфе рассмотрена методика оценки продольной устойчивости полосы в очаге деформации, которая основана на определении среднеинтегральной результирующей внутренней силы. Как уже указывалось, в зависимости от её величины и направления прокатка может совершаться устойчиво без частичных пробуксовок, вестись в предельных условиях или же быть невозможной.

При теоретических исследованиях продольной устойчивости с помощью опытных эпюр контактных напряжений [56] целесообразно использовать текущую горизонтальную контактную силу  $Q_{xк}^*$ :

$$Q_{xк}^* = \int_{\varphi}^{\alpha_y} \frac{q_x}{2k_{\text{ср}}} d\varphi,$$

где  $q_x$  — результирующие горизонтальные контактные напряжения;

$$\frac{q_x}{2k_{\text{ср}}} = -\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}} \sin \varphi + \frac{t_x}{2k_{\text{ср}}} \cos \varphi,$$

и её среднее значение:

$$Q_{\text{срк}}^* = \frac{1}{\alpha_y} \int_{\varphi}^{\alpha_y} Q_{xк}^* d\varphi.$$

Как следует из (2.14), по величине этой силы можно дать оценку продольной устойчивости полосы в очаге деформации. Если сила  $Q_{\text{срк}}^*$  положительна, то процесс протекает устойчиво, в случае  $Q_{\text{срк}}^* = 0$ , прокатка протекает в предельных условиях. При её отрицательном значении — процесс невозможен.

Заметим, что поскольку опытные эпюры в литературе приводятся в размерной форме, то и расчёт удобно вести также в размерной форме.

Перевод текущей контактной силы из безразмерной формы в размерную осуществляется по формуле:

$$Q_{xк} = 2k_{\text{ср}} R b Q_{xк}^*, \quad (2.20)$$

где  $Q_{xк}$  — текущая контактная сила в размерной форме;  $Q_{xк}^*$  — текущая контактная сила в безразмерной форме.

Проанализируем изменение средней результирующей контактных сил  $Q_{\text{срк}}$  в зависимости от условий прокатки по опытным эпюрам контактных напряжений. Для этого воспользуемся экспериментальными данными, которые приведены в работах [59—60]. Эпюры нормального давления и удельных сил трения подобраны с учётом изменения кинематики процесса, обеспечивающей прокатку с опережением металла и при однозонном скольжении его в очаге деформации. Условия прокатки, при которых измерялись контактные напряжения, приведены в табл. 2.2.

Таблица 2.2. Параметры прокатки при исследовании контактных напряжений

№ опытов	Толщина образцов, мм		Средний коэф. трения	Диаметр валков, мм	Угол захвата, рад	Параметр формы $\frac{l_d}{h_{cp}}$	Источник	Условия прокатки
	$h_0$	$h_1$						
1	6	4,2	0,207	210	0,131	2,7	[59]	Горячая прокатка стали
2	2	1	0,123	208	0,098	7	[60]	Прокатка свинца с технолог. смазкой
3	2,2	1,2	0,048	208	0,098	6	[60]	Прокатка свинца с технолог. смазкой

Примечание. Ширина образцов  $b = 50$  мм

На графиках рис. 2.22 приведены эпюры распределения давления  $p_x$  и удельных сил трения  $t_x$  при горячей прокатке стальных образцов с параметром формы  $\frac{l_d}{h_{cp}} = 2,7$ , приведенные в [59]. Из кри-

вой распределения удельных сил трения следует, что зона опережения в очаге деформации значительна, она обеспечивает устойчивость процесса прокатки в продольном направлении. Ниже представлено изменение продольных напряжений  $q_x$  и текущей горизонтальной силы  $Q_{xк}$ , рассчитанных по вышеприведенным формулам.

Как видно из графика распределения  $Q_{xк}$ , текущая сила во всех сечениях зоны контакта полосы с валками положительная, на границах очага деформации она равна нулю. Из этого следует, что рассматривается установившийся процесс прокатки. Среднее значение силы  $Q_{xк}$  является положительным и равным 10,19 кН.

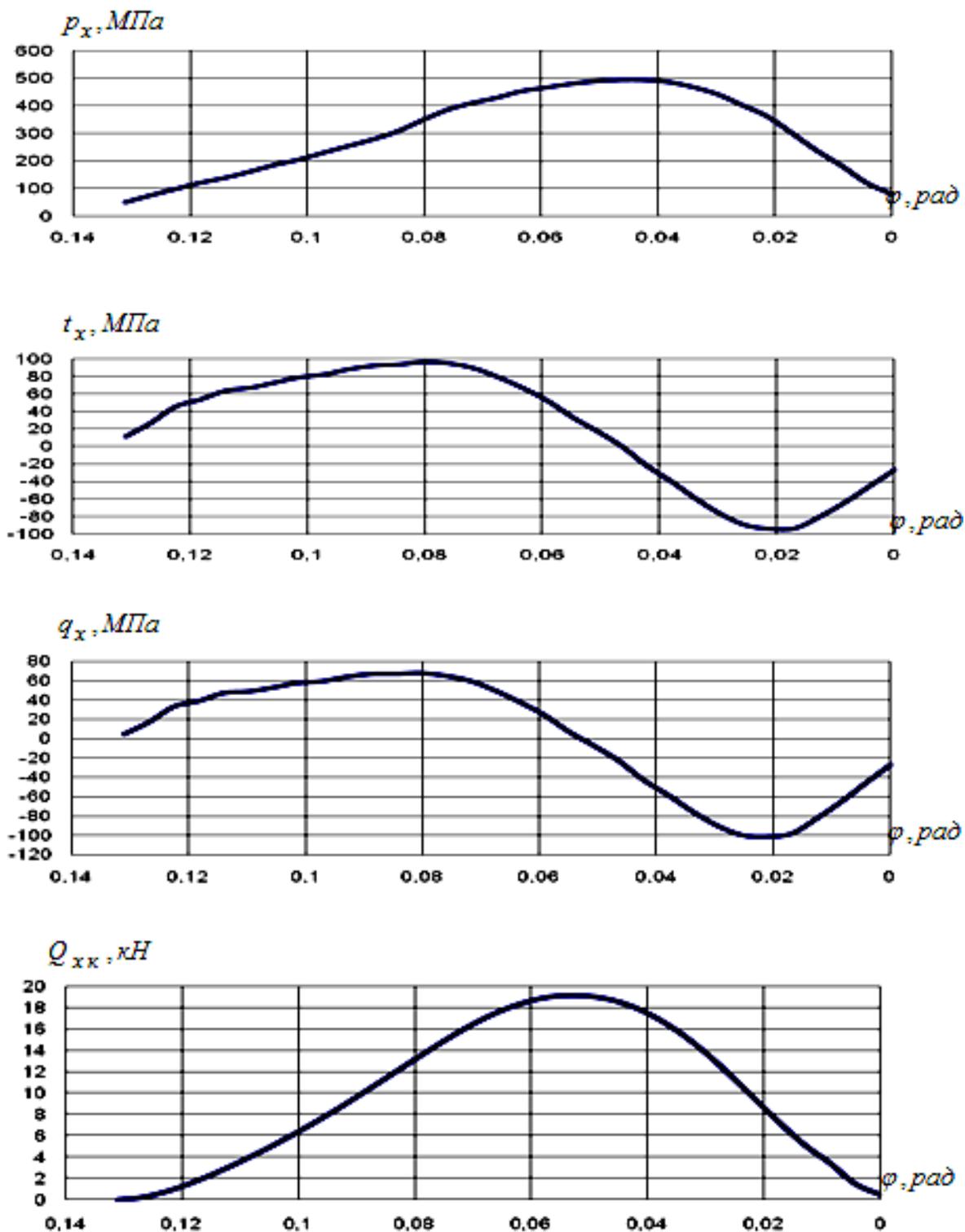


Рис. 2.22. Распределение контактных напряжений и результирующей горизонтальных сил по длине очага деформации при прокатке стальных образцов

Из вышеизложенного следует, что при таком значении горизонтальной силы процесс прокатки будет протекать устойчиво без частичных пробуксовок. Это соответствует условиям проведения опытов.

На графиках рис. 2.23 (сплошная линия) показаны эпюры распределения контактных, горизонтальных результирующих напряжений и сил для условий второго опыта (табл. 2.2).

По сравнению с предыдущим случаем удельные силы трения слабее развиты, зона опережения является меньшей, что отразилось на распределении текущей результирующей силы.

Как видно, в начальной части очага деформации она принимает отрицательное значение, в средней части и ближе к выходу металла из валков эта сила изменила свой знак. Среднее значение силы  $Q_{xк}$  равно 0,085 кН. Следовательно, и в этом случае процесс является устойчивым (теоретически и экспериментально).

Графики, приведенные на рис. 2.23 (пунктирная линия), характеризуют прокатку с однозонным скольжением металла в очаге деформации. Автор [60] отмечает, что в этом случае эпюры контактных напряжений получены при неустойчивой прокатке с пробуксовками металла. Поэтому на эпюре давления наблюдаются периодические колебания и провалы.

Анализируя кривую напряжений  $q_x$ , можно заметить, что её изменение противоположно ранее рассмотренным случаям. Эпюра распределения силы  $Q_{xк}$  по всей длине очага деформации принимает отрицательное значение, а средняя результирующая  $Q_{срк}$  тормозит движение полосы и равна — 0,101 кН).

Таким образом, анализ опытных эпюр контактных напряжений показывает, что средняя результирующая горизонтальных сил в зависимости от параметров прокатки может принимать разные значения и характеризовать переход к предельным условиям деформации.

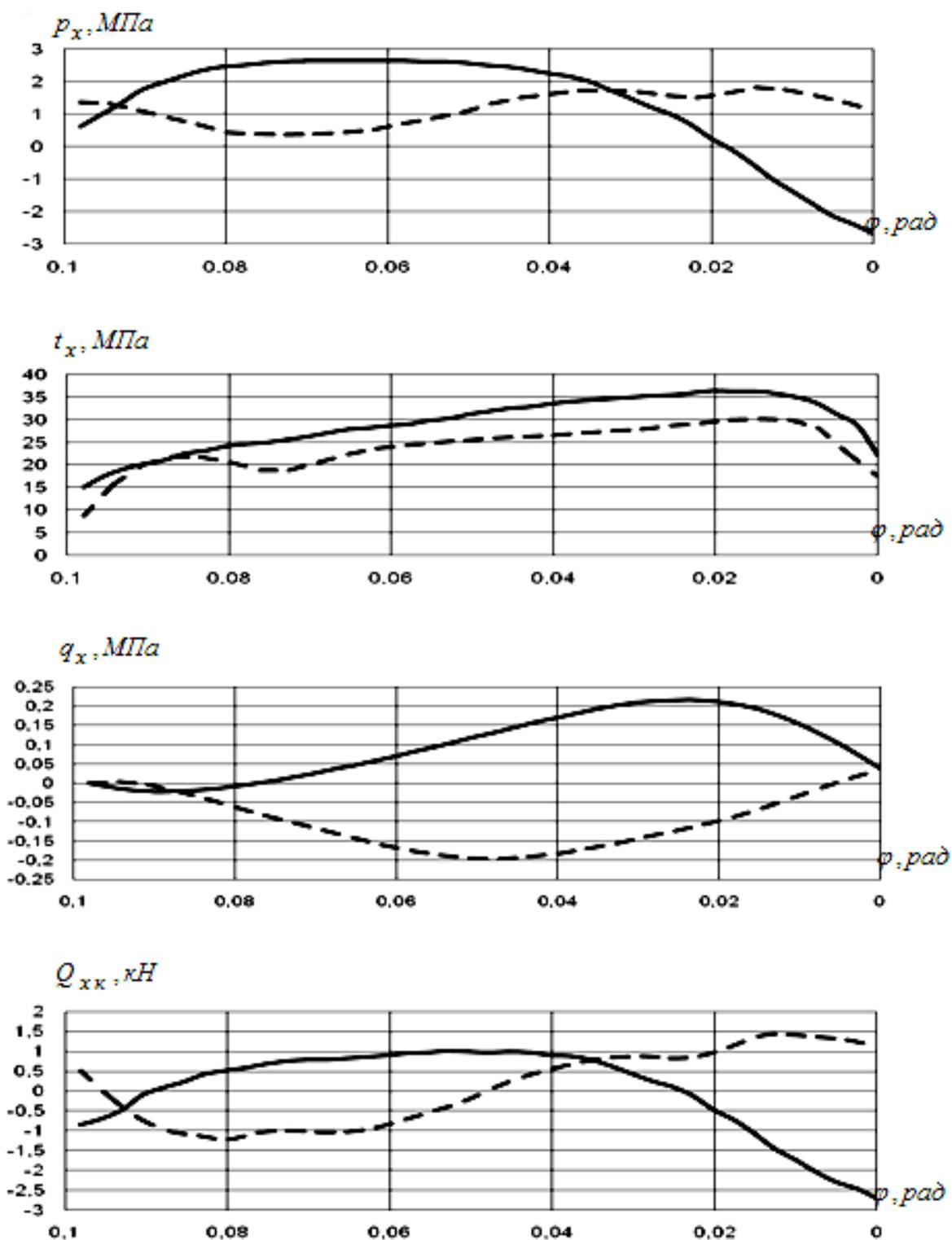


Рис. 2.23. Распределение контактных напряжений и результирующей горизонтальных сил по длине очага деформации при прокатке свинцовых образцов

## 2.5. Продольная устойчивость процесса при гидродинамическом режиме трения в очаге деформации

Как отмечено выше, экспериментальные данные ряда исследователей подтверждают возможность существования устойчивого процесса холодной прокатки с технологическими смазками при однозонном скольжении металла в валках, т.е. при отрицательном опережении. Они объясняют устойчивость такого процесса особенностями режима гидродинамического трения в очаге деформации, когда коэффициент трения (напряжение трения) является функцией скорости скольжения и толщины слоя смазки.

Данный параграф посвящён теоретическим исследованиям продольной устойчивости процесса прокатки при гидродинамическом режиме трения [56, 61].

Обратим внимание на то, что гидродинамический режим трения может иметь место и в практических случаях прокатки. Такие случаи наблюдаются при производстве жести с эффективными технологическими смазками, когда коэффициент трения в очаге деформации составляет 0,025—0,05. Механики такой режим трения относят к контактно-гидродинамическому, в этих условиях толщина смазочной плёнки дополнительно зависит от упругой деформации контактных поверхностей [62]. Этот режим трения при прокатке будет проанализирован в одном из последующих разделов.

Для анализа гидродинамической модели трения применяют закон Ньютона [63]:

$$t_x = \eta \frac{dV}{dy}, \quad (2.21)$$

где  $\eta$  — динамическая вязкость смазки;  $\frac{dV}{dy}$  — градиент скорости скольжения по толщине слоя смазки.

При использовании этого закона для случая прокатки, его несколько упрощают и, как правило, представляют в следующем виде:

$$t_x = \eta \frac{V_B - V_x}{\xi_x}, \quad (2.22)$$

где  $V_B$  та  $V_x$  — линейные скорости валков и полосы в текущем сечении;  $\xi_x$  — толщина слоя смазки в этом сечении.

При гидродинамической задаче динамическая вязкость в уравнении (2.22) является функцией, как температуры, так и давления. Отметим, что в связи с рассмотрением тяжело нагруженного контакта динамическая вязкость смазки существенным образом зависит от давления. Закон Барруса [62], который определяет эту зависимость, не отображает реальной картины изменения вязкости при высоком давлении в очаге деформации из-за возможности перехода смазки в твердое фазовое состояние. В связи с отмеченным усредним значение вязкости смазки в зоне деформации. При этом будем исходить из предположения, что полные силы трения при гидродинамическом режиме и обычном трении скольжения равны между собой:

$$\eta_{\text{ср}} \frac{V_{\text{ск.ср}}}{\xi_{\text{ср}}} = f_{\text{ср}}^* p_{\text{ср}}, \quad (2.23)$$

где  $\eta_{\text{ср}}$  — средняя по очагу деформации динамическая вязкость;  $V_{\text{ск.ср}}$  — средняя скорость скольжения в зоне контакта:

$$V_{\text{ск.ср}} = V_B \frac{\Delta h}{3h_1}; \quad (2.24)$$

$p_{\text{ср}}$  — среднее давление металла на валки;  $\xi_{\text{ср}}$  — средняя толщина слоя смазки в очаге деформации.

Найдем из выражения (2.23) значение вязкости:

$$\eta_{\text{ср}} = \frac{f_{\text{ср}}^* p_{\text{ср}} \xi_{\text{ср}}}{V_{\text{ск.ср}}}. \quad (2.25)$$

С учетом (2.24) выражение (2.22) приобретает вид:

$$t_x = \frac{f_{\text{cp}}^* p_{\text{cp}} \xi_{\text{cp}}}{V_{\text{ск.ср}}} \frac{V_{\text{в}} - V_x}{\xi_x}. \quad (2.26)$$

Толщина слоя смазки в реальных условиях холодной прокатки изменяется по длине очага деформации слабо, т.е.  $\xi_{\text{cp}} \approx \xi_x$ . В первом приближении гидродинамическую модель трения можно представить следующим образом:

$$t_x = \frac{f_{\text{cp}}^* p_{\text{cp}}}{V_{\text{ск.ср}}} (V_{\text{в}} - V_x). \quad (2.27)$$

Учитывая, что:

$$V_x = V_1 \frac{h_1}{h_x}; \quad S = \frac{V_1}{V_{\text{в}}} - 1; \quad V_{\text{ск.ср}} = V_{\text{в}} \frac{\Delta h}{3h_1},$$

а также, обозначив:

$$A = \frac{f_{\text{cp}}^* p_{\text{cp}}}{2k_{\text{cp}}} \frac{3h_1}{\Delta h}, \quad (2.28)$$

окончательно получаем:

$$\frac{t_x}{2k_{\text{cp}}} = A \left[ 1 - (1 + S) \frac{h_1}{h_x} \right]. \quad (2.29)$$

Подставляя эту модель в дифференциальное уравнение равновесия Кармана, и решив его, имеем:

$$\begin{aligned} \frac{p_x}{2k_{\text{cp}}} = 1 + \ln \frac{h_x}{h_0} - A \sqrt{\frac{R}{h_1}} \left\{ (1 - S) \left[ \arctg \sqrt{\frac{h_x - h_1}{h_1}} - \arctg \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} \right] - \right. \\ \left. - (1 + S) \left[ \frac{\sqrt{(h_x - h_1)h_1}}{h_x} - \frac{\sqrt{\Delta h \cdot h_1}}{h_0} \right] \right\}. \end{aligned} \quad (2.30)$$

Отметим, что уравнение (2.30) получено с учётом известного граничного условия на входе в очаг деформации. Граничное условие на выходе из очага используем для определения опережения:

$$S = \frac{\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} - \frac{\sqrt{\Delta h \cdot h_1}}{h_0} - \frac{1}{A} \sqrt{\frac{h_1}{R}} \ln \frac{h_0}{h_1}}{\operatorname{arctg} \sqrt{\frac{\Delta h}{h_1}} + \frac{\sqrt{\Delta h \cdot h_1}}{h_0}}. \quad (2.31)$$

Задаваясь значением опережения, из уравнения (2.31) можно получить величину параметра  $A$ .

Проанализируем распределение контактных напряжений, а также горизонтальных сил по длине очага деформации для конкретных случаев прокатки. Для этого выполним расчёт с использованием ЭВМ для трёх случаев прокатки: при наличии опережения, при нулевом его значении и при однозонном скольжении металла в очаге деформации (отрицательном опережении). Условия деформации приняты следующими: радиус валков  $R = 100$  мм, начальная толщина полосы  $h_0 = 1$  мм, обжатие  $\Delta h = 0,36$  мм. Зададимся величинами опережения для трех случаев: 2 %, 0 и — 2 %. Результаты расчётов приведены в виде эпюр на рис. 2.24.

Как следует из графиков рис. 2.24, при опережении  $S = 2\%$ , полученные эпюры такие же, как и для обычного процесса прокатки (кривые 1): куполообразное распределение безразмерного нормального напряжения  $\frac{p_x}{2k_{\text{ср}}}$  с максимумом вблизи средней части очага

деформации, напряжения трения  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$  имеют развитую зону опере-

жения. В случае, когда  $S = 0$  (кривые 2), нормальные напряжения уменьшаются, максимум их смещается ближе к выходу из контактной зоны, напряжения трения также меньшие по величине и принимают нулевое значение в сечении выхода металла из валков.

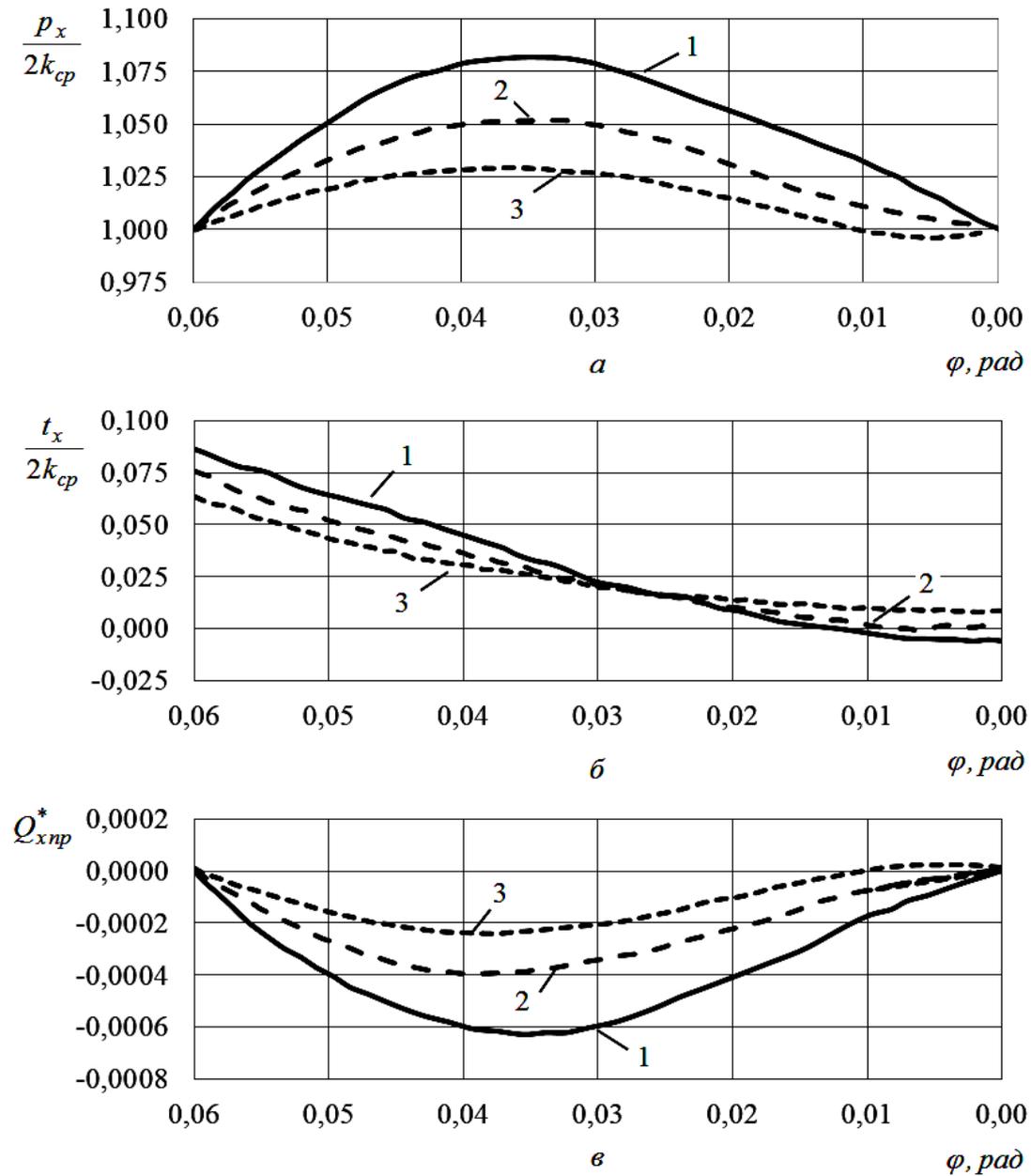


Рис. 2.24. Распределение контактных, горизонтальных напряжений и текущей равнодействующей горизонтальных сил по длине очага деформации при гидродинамической модели трения: 1 –  $S = 2\%$ ; 2 –  $S = 0$ ; 3 –  $S = -2\%$

При прокатке с отрицательным опережением (кривые 3) вблизи выхода металла из валков  $\frac{p_x}{2k_{cp}} < 1$ , напряжения трения в очаге деформации лишь одного направления и являются втягивающими.

Отметим, что во всех приведенных случаях прокатки среднее давление  $\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}} < 1$ .

Кривые продольных сил пластически деформируемого металла показаны на рис. 2.24, в. При прокатке с опережением  $S = 2 \%$  сила  $Q_{x \text{ пр}}^*$  во всех сечениях очага деформации является сжимающей, направленной противоположно по отношению движения полосы, также как и средняя результирующая  $Q_{\text{ср пр}}^*$ . Следовательно, при этих условиях процесс прокатки является устойчивым.

Аналогичный вывод можно сделать и для случая прокатки с нулевым опережением.

При прокатке с опережением  $S = -2 \%$  сила  $Q_{x \text{ пр}}^*$  вблизи выхода из очага деформации становится положительной, направленной по ходу прокатки. Но вследствие того, что площадь отрицательных значений  $Q_{x \text{ пр}}^*$  превалирует, то в этом случае также  $Q_{\text{ср пр}}^* < 0$ . Поэтому процесс прокатки и при отрицательном опережении — 2 % будет протекать устойчиво. Поскольку пробуксовка металла в валках при указанных условиях деформации теоретически еще не происходит, то проведем аналогичные расчеты, уменьшая опережение, до тех пор, пока устойчивый процесс прокатки будет невозможным. Обобщенные результаты исследования устойчивости прокатки при гидродинамической модели трения приведены на рис. 2.25.

Как следует из графика, предельный случай деформации наступает при опережении  $S = -4,7 \%$ , когда области положительных и отрицательных значений сил  $Q_{x \text{ пр}}^*$  станут одинаковыми и  $Q_{\text{ср пр}}^*$  будет равна нулю.

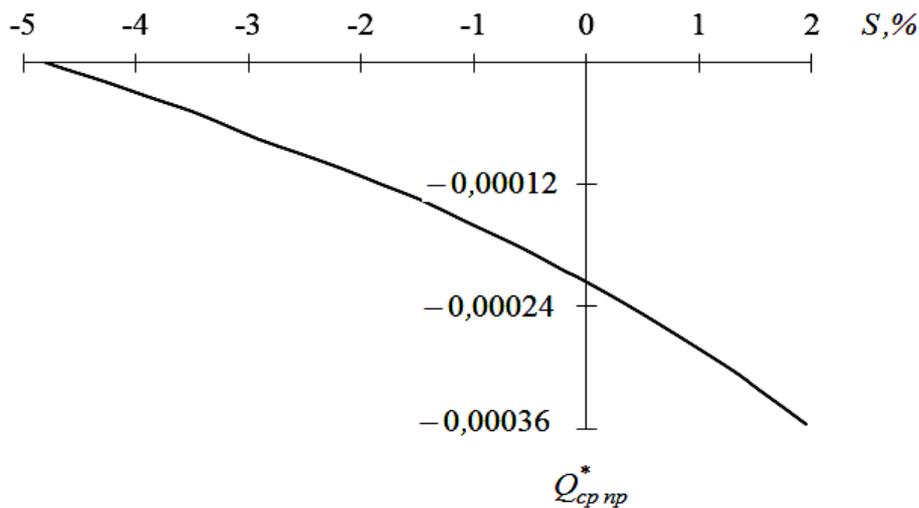


Рис. 2.25. Зависимость результирующей силы  $Q_{ср пр}^*$  от опережения

Таким образом, результаты теоретического исследования контактных напряжений и продольных сил в условиях гидродинамического трения показали, что устойчивый процесс может осуществляться при прокатке с отрицательным опережением. Процесс протекает до тех пор, пока значение результирующей силы  $Q_{ср пр}^*$ , рассчитанное по эпюрам распределения текущих сил  $Q_{х пр}^*$ , не станет равным нулю.

Проведенное исследование теоретически обосновывает результаты опытов экспериментаторов по устойчивой холодной прокатке металла с эффективными технологическими смазками при однозонном скольжении полосы в очаге деформации.

Анализ горизонтальных внутренних и контактных сил позволяет объяснить опытные данные, полученные в работах [2, 20], и теоретически показать, что потеря равновесия полосы в валках возможна при наличии опережения и, наоборот, возможен устойчивый процесс прокатки при отставании скорости полосы от линейной скорости валков по всей длине очага деформации [22—28].

## 2.6. Теоретическое исследование максимального угла захвата при прокатке

Как отмечалось ранее, в очаге деформации контактные втягивающие металл в валки силы затрачиваются не только на преодоление выталкивающих сил, но и на уравнивание продольных сил, которые возникают в результате пластической деформации металла. Очевидно, что это должно привести к уменьшению захватывающей способности валков.

Проанализируем отношение максимального угла захвата к коэффициенту трения  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{\text{ср}}}$  для разных случаев прокатки, с учетом продольных сил  $Q_{x \text{ пр}}^*$ .

В основе алгоритма [56] определения максимального угла захват лежит предложенный метод оценки продольной устойчивости процесса прокатки. Блок-схема алгоритма показана на рис. 2.26.

По приведенному алгоритму была составлена программа расчёта предельных условий прокатки полосы в установившемся режиме на ЭВМ. При решении уравнения Кармана воспользовались моделью трения в виде кусочно-линейной функции (2.17).

Проанализируем зависимость  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{\text{ср}}}$  от конечной толщины прокатываемых полос  $h_1$ . Результаты расчёта приведены на рис. 2.27. Диаметр валков принимали равным 200 мм.

Как видно из графиков, в показанном диапазоне изменения  $h_1$  отношение  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{\text{ср}}}$  практически остаётся неизменным и является меньше двух, причём с увеличением коэффициента трения это отношение несколько уменьшается.

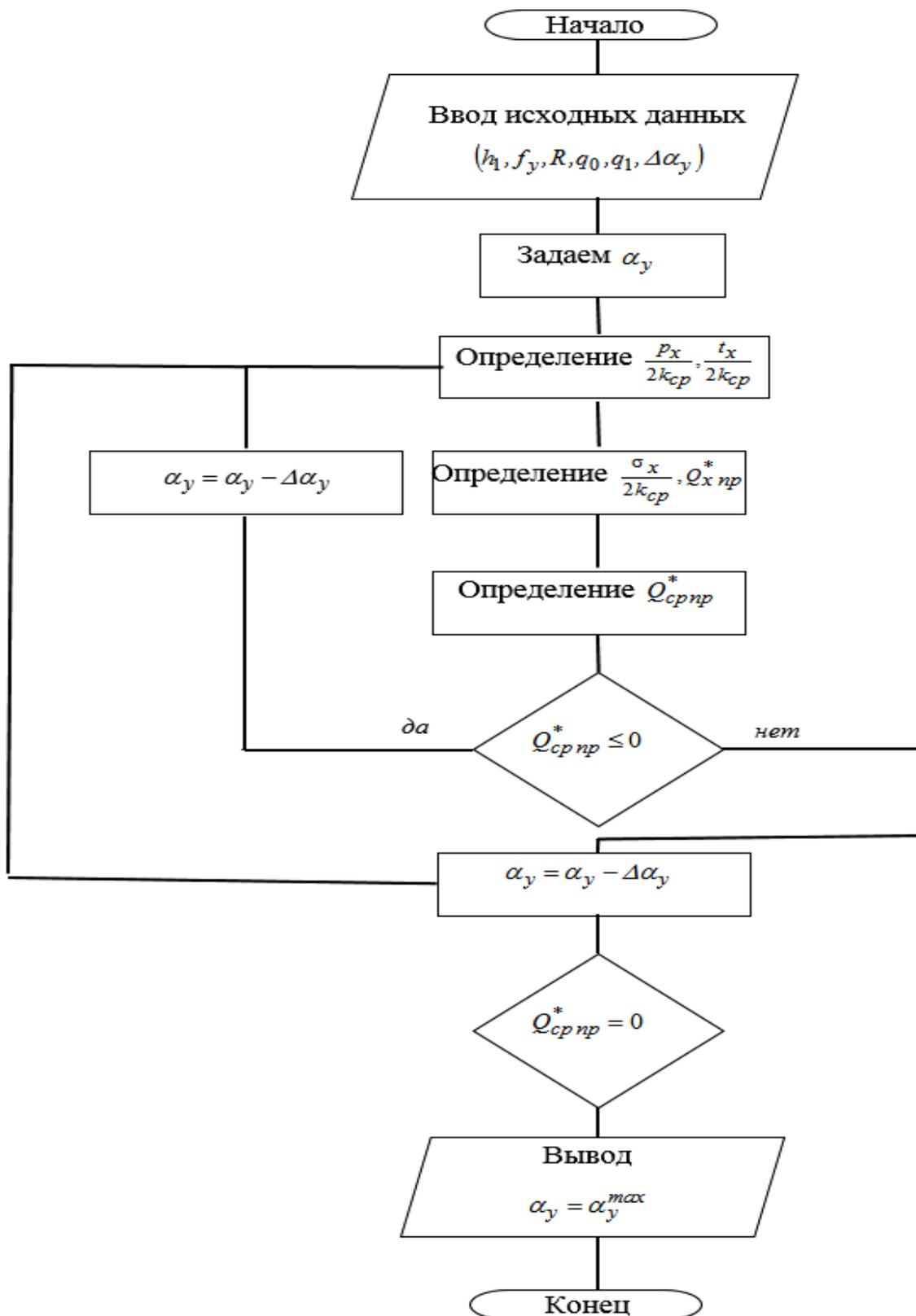


Рис. 2.26. Алгоритм определения максимального угла захвата

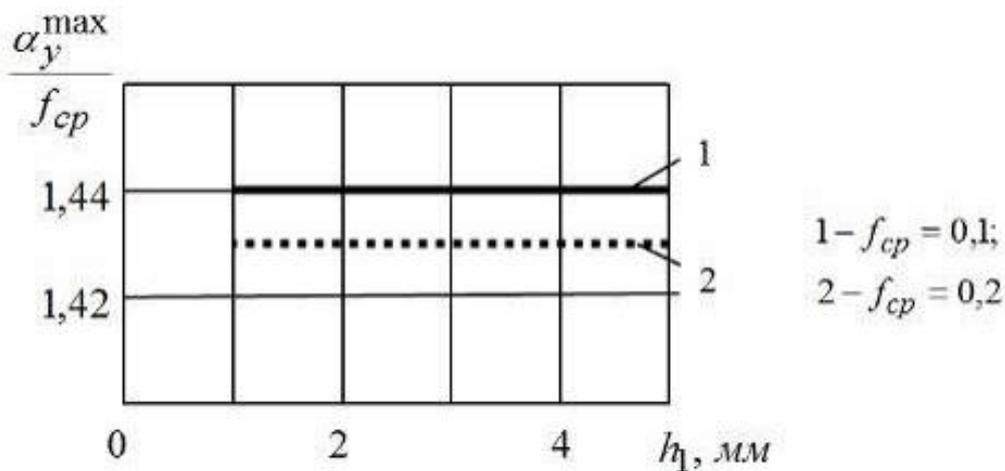


Рис. 2.27. Теоретические зависимости отношения  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$  от толщины

полосы при разных коэффициентах трения

Аналогичные расчёты были проведены и для случаев прокатки металла в валках других диаметров. Результаты расчётов показали, что отношение  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}}$  слабо зависит от диаметра валков и находится в тех же пределах.

Для примера, на рис. 2.28 приведены эпюры распределения по длине очага деформации контактных напряжений и силы  $Q_{x\text{ пр}}^*$  для предельного случая прокатки при условиях:  $h_1 = 5$  мм,  $f_{cp} = 0,2$ ,  $D = 200$  мм.

Как видно из эпюры распределения  $Q_{x\text{ пр}}^*$ , области положительных и отрицательных значений текущей результирующей горизонтальных контактных сил приблизительно одинаковые, следовательно,  $Q_{ср\text{ пр}}^* = 0$  и, соответственно, при угле захвата 0,286 рад наступает предельный случай прокатки.

При этом отношение  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{cp}} = \frac{0,286}{0,2} = 1,43$ .

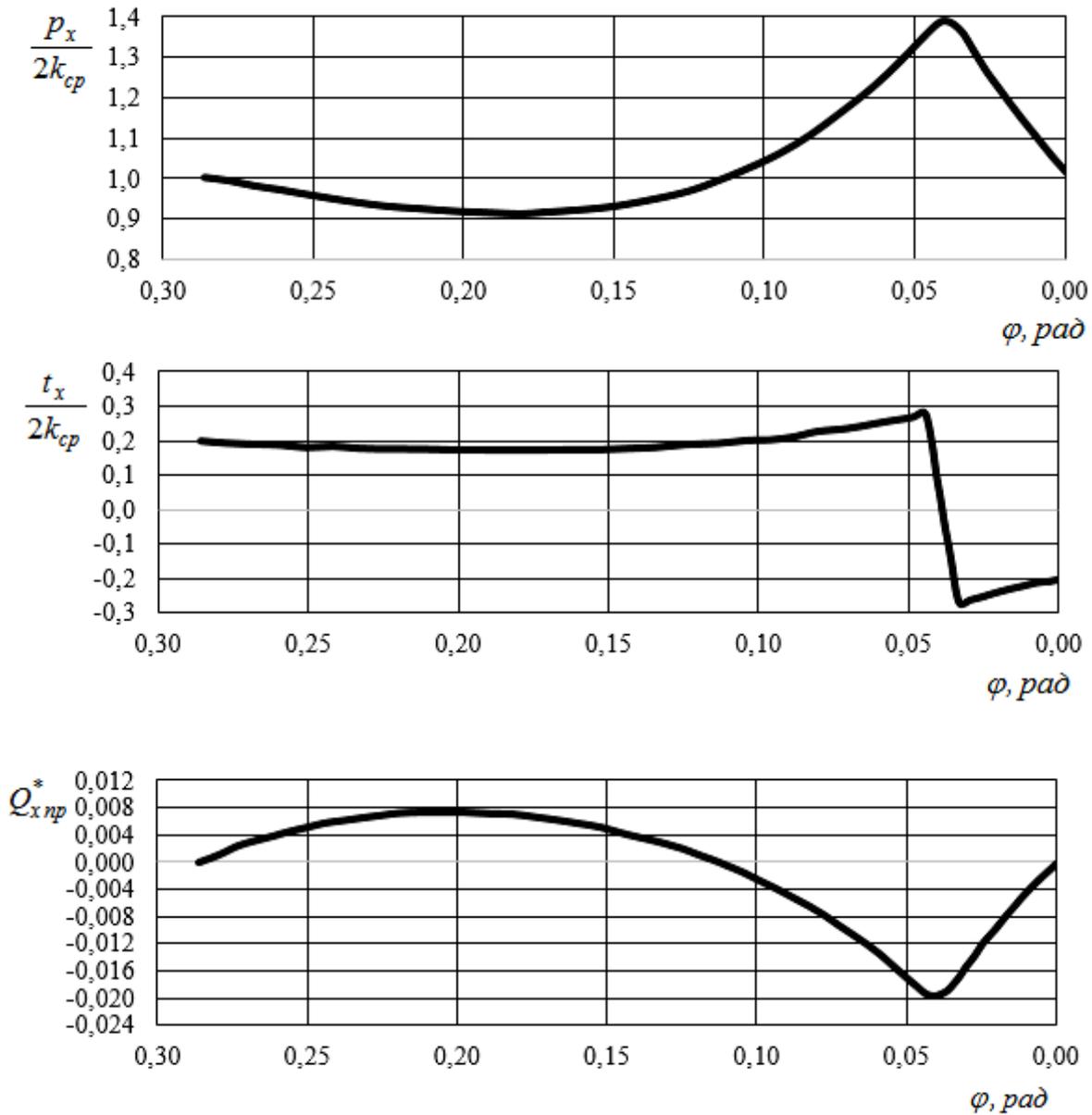


Рис. 2.28. Распределение контактных эпюр напряжений и текущей силы  $Q_{x\text{пр}}^*$  по длине очага деформации для предельного случая прокатки при использовании в качестве модели трения кусочно-линейную функцию (2.17)

Таким образом, аналитическое исследование показывает, что отношение максимального угла захвата в установившемся режиме к среднему коэффициенту трения по очагу деформации меньше двух и находится в пределах 1,4—1,5.

Заметим, что аналогичные предельные условия прокатки также получены и в тех случаях, когда при решении уравнения равновесия была принята кулоновская модель трения, на что обращалось внимание в предыдущих параграфах.

В технической литературе имеются публикации, относящиеся к исследованию предельных условий при прокатке с технологическими смазками. Так, в работе [2] приведены опытные данные при холодной прокатке образцов с касторовым маслом. Результаты опытов показали, что предельные условия деформации в этих случаях наступали при  $\alpha_y^{\max} \geq 2f_y$ .

Проанализируем предельные условия прокатки в режиме гидродинамического трения (2.27). Исследования проводили для следующих условий: диаметр валков 200 мм, угол захвата 0,08 рад, конечная толщина полосы 2 мм, средний коэффициент трения 0,04. Результаты расчёта приведены на рис. 2.29.

Возможность устойчивой прокатки с полным отставанием в этом случае объясняется зависимостью удельных сил трения от скорости скольжения.

Пусть при данном угле захвата процесс совершается с нулевым опережением. Если дальше увеличивать обжатие, то, наряду с увеличением выталкивающих сил, растут и силы трения, т.к. возрастает скорость скольжения. Поэтому процесс может протекать устойчиво при отрицательном опережении. Это следует из выше-рассмотренной теории прокатки с гидродинамическим трением.

Таким образом, по-видимому, в опытах, приведенных в работе [60], условия трения были близкими к гидродинамическим.

Из проведенных теоретических исследований по определению предельных условий прокатки можно сделать вывод, что отношение

$\frac{\alpha_y^{\max}}{f_{\text{ср}}}$  зависит от режима трения в контакте металла с валками.

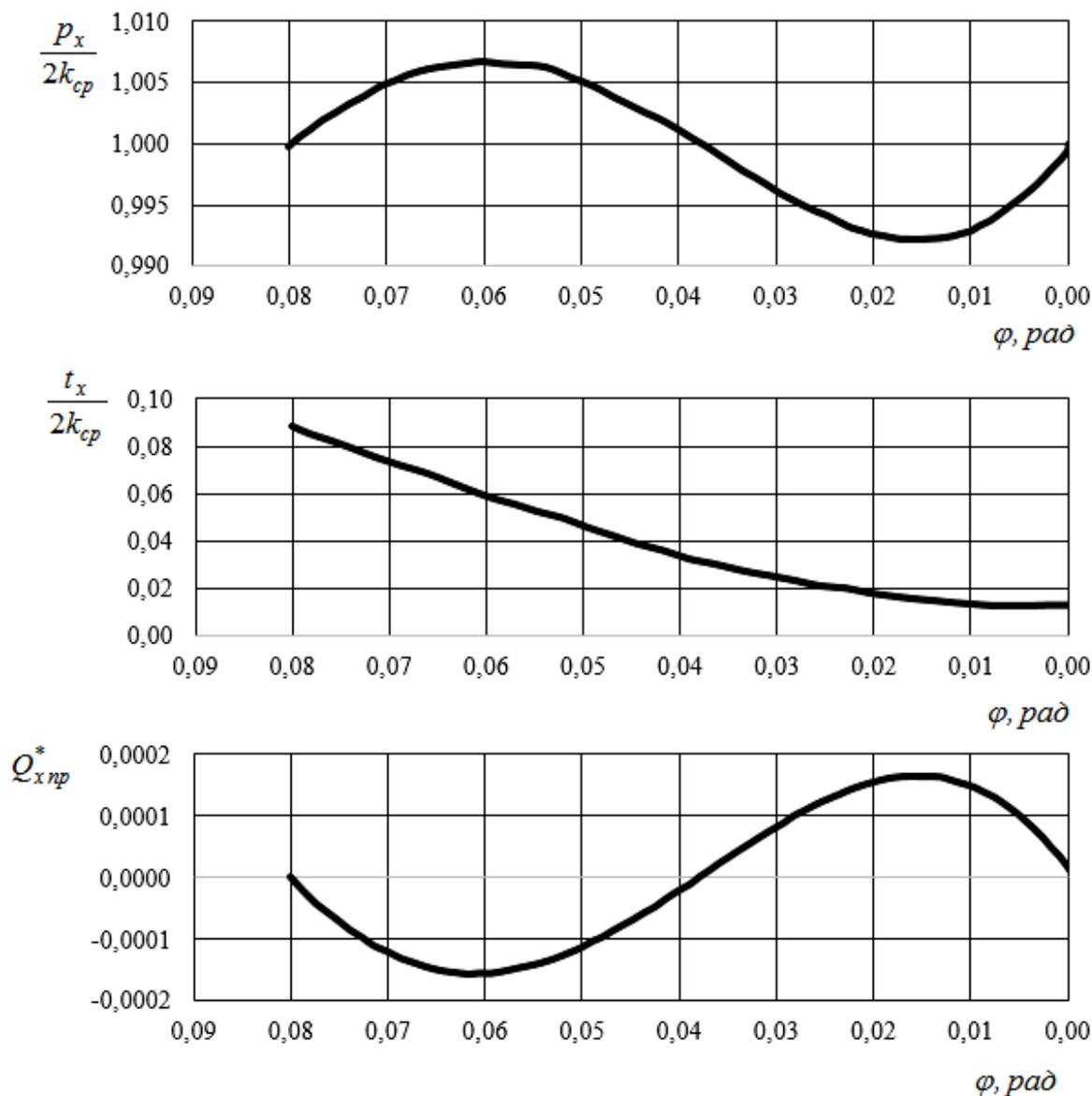


Рис. 2.29. Распределение эпюр контактных напряжений и силы  $Q_{x пр}^*$  по длине очага деформации для предельного случая прокатки при гидродинамической модели трения

Как видно из эпюры распределения  $Q_{x пр}^*$ , области положительных и отрицательных значений этой силы равны, следовательно  $Q_{ср пр}^* = 0$ , и процесс совершается в предельных условиях. Очаг деформации представляет собой только зону отставания, опережение равно — 3,2 %.

### 2.7. К балансу продольных сил в очаге деформации

При простом процессе прокатки результирующая продольных сил  $Q_{српр}^*$  в соответствии с уравнением (2.14) может быть уравновешена только контактными силами. Тогда баланс горизонтальных сил в очаге деформации согласно рис. 2.30 приобретает вид:

$$-2N_{отс} \sin \alpha \frac{\alpha + \gamma}{2} + 2T_{отс} \cos \frac{\alpha + \gamma}{2} - 2N_{он} \sin \frac{\gamma}{2} - 2T_{он} \cos \frac{\gamma}{2} - Q_{српр} = 0. \quad (2.32)$$

При известных заменах и приближениях, а также с учётом того, что:

$$Q_{српр}^* = \frac{Q_{српр}}{2k_{ср}Rb},$$

имеем:

$$-\frac{\alpha_y^2}{2 \cdot 2f_y} + \frac{\alpha_y}{2} - \gamma = \frac{Q_{српр}^*}{4 \frac{P_{ср}}{k_{ср}} f_y}.$$

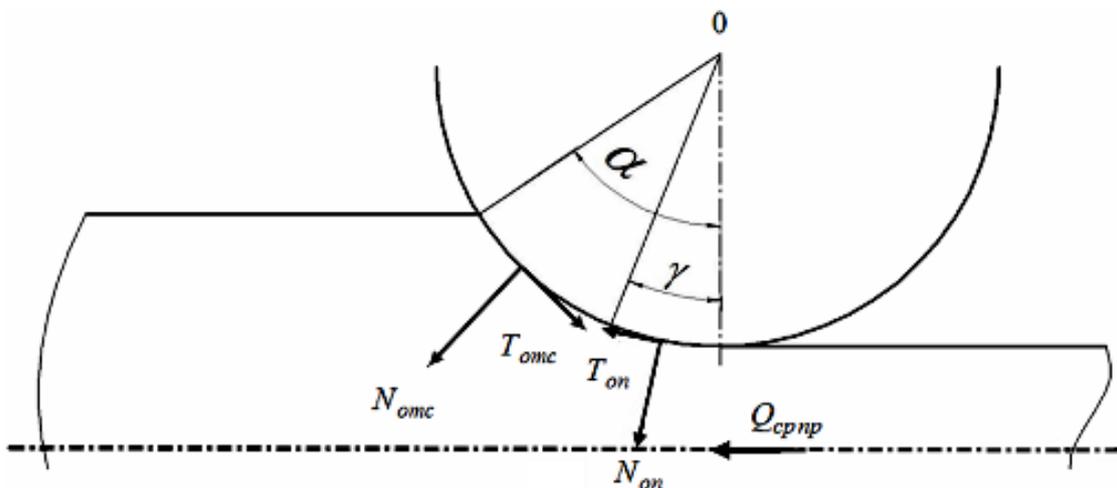


Рис. 2.30. Равнодействующие силы в очаге деформации

Подчеркнём, что в это выражение значение  $\gamma$  входит с учётом действия результирующей продольных сил пластически деформируемого металла. Причём, как ранее указывалось, направление действия этой силы противоположно движению полосы.

Из теории известно, что первые две составляющие левой части этого выражения представляют собой угол нейтрального сечения, полученный из условия равновесия контактных сил. Обозначим его через  $\gamma_k$ . Тогда:

$$\gamma_k - \gamma = \frac{Q_{\text{српр}}^*}{4 \frac{t_{\text{ср}}}{2k_{\text{ср}}}}. \quad (2.33)$$

Из (2.33) следует, что результирующая сила  $Q_{\text{српр}}^*$  уменьшает угол нейтрального сечения  $\gamma$ . При этом зона опережения сокращается, что ведёт к снижению запаса сил трения и захватывающей способности валков. Если силы трения в зоне опережения представляют собой резерв для дальнейшего увеличения угла захвата, то важно знать какую долю от него составляет результирующая продольных сил в конкретных условиях прокатки [64].

Для этого рассчитаем среднюю результирующую продольных сил пластически деформируемого металла для случая прокатки тонкой полосы  $\left( \frac{l_d}{h_{\text{ср}}} = 3,27 \right)$  при условиях: диаметр валков 200 мм, угол захвата 0,17 рад, коэффициент трения 0,2, конечная толщина полосы 3,75 мм. При расчёте принята кулоновская модель трения. Эпюры распределения контактных напряжений и силы  $Q_{x \text{ пр}}^*$  по длине очага деформации приведены на рис. 2.31.

Как видно, текущая сила  $Q_{x \text{ пр}}^*$  на границах очага деформации принимает нулевое значение, а в остальных сечениях является сжимающей, направленной против хода прокатки. Средняя результирующая в безразмерном виде составляет — 0,00526.

На преодоление  $Q_{\text{ср пр}}^*$  требуется дополнительная энергия контактных втягивающих сил, что вызывает уменьшение зоны опережения. Резерв сил трения в зоне опережения  $T_{\text{оп}}^*$  определим непосредственно по эюре  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$ . Он составляет 0,014, тогда от-

ношение  $\frac{Q_{\text{ср пр}}^*}{2T_{\text{оп}}^*} \approx |19| \%$ .

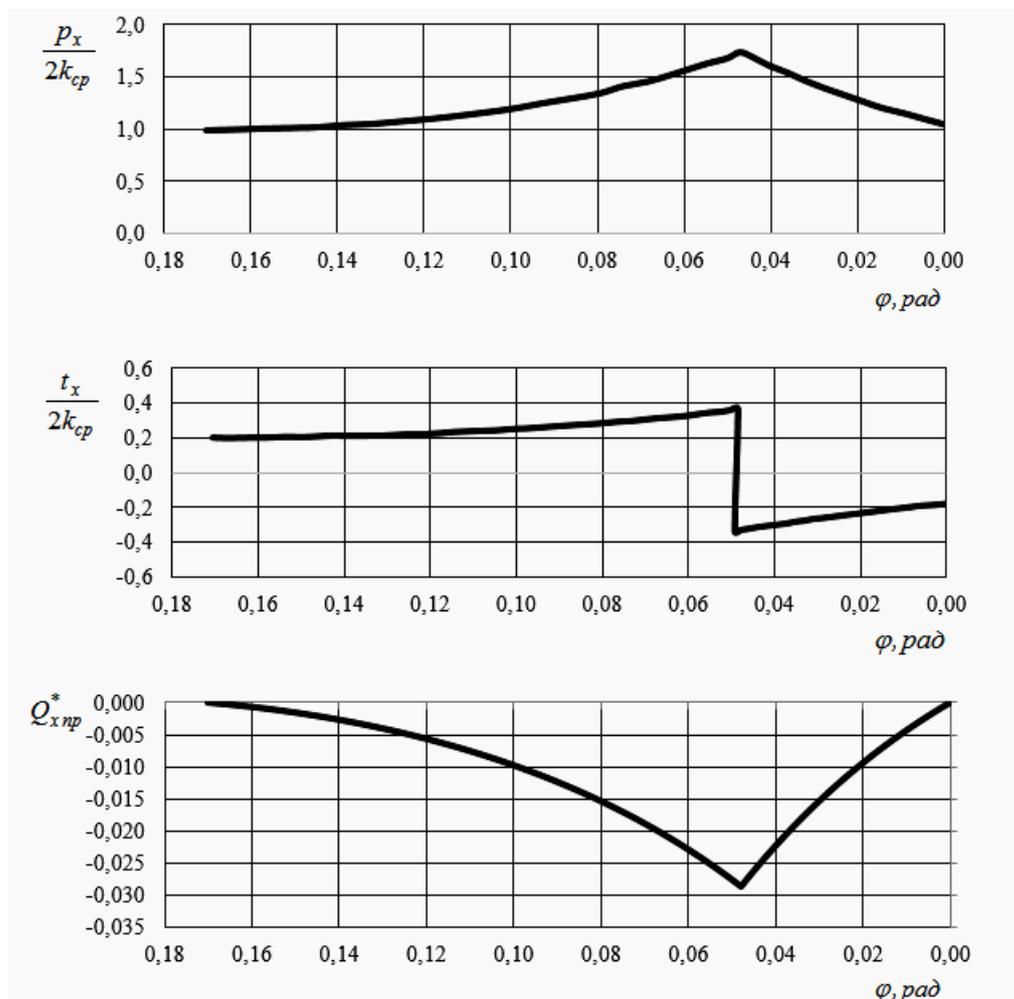


Рис. 2.31. Распределение контактных напряжений и силы  $Q_{x \text{ пр}}^*$  по длине очага деформации для случая прокатки тонкой полосы  $\left( \frac{l_d}{h_{\text{ср}}} = 3,27 \right)$

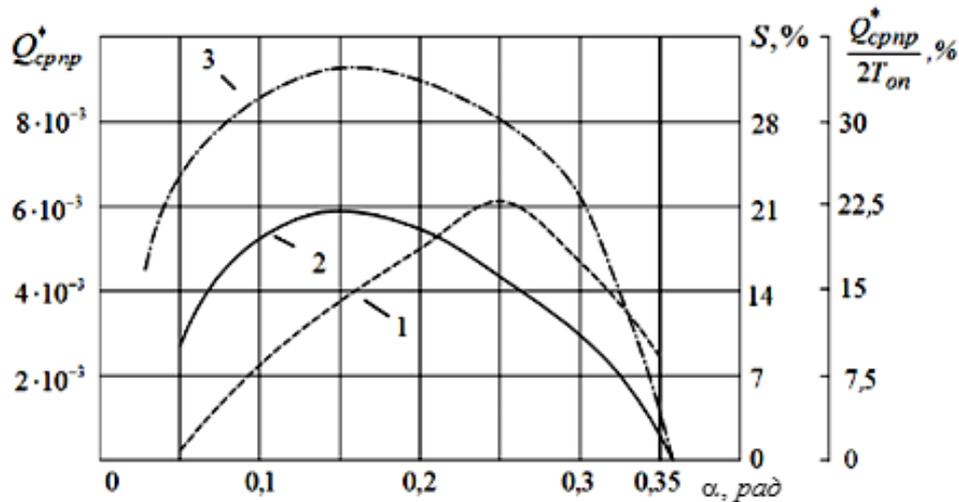


Рис. 2.32. Влияние угла захвата на кинематические и силовые параметры: 1 — опережение; 2 — сила  $Q_{ср пр}^*$ ; 3 — отношение  $\frac{Q_{ср пр}^*}{2T_{оп}^*}$

Как видно, зависимость опережения  $S$ , результирующей силы  $Q_{ср пр}^*$  и отношения  $\frac{Q_{ср пр}^*}{2T_{оп}^*}$  качественно имеют одинаковый

вид. В предельных условиях прокатки  $Q_{ср пр}^*$  и  $\frac{Q_{ср пр}^*}{2T_{оп}^*}$  равны

нулю. Максимальное значение отношения  $\frac{Q_{ср пр}^*}{2T_{оп}^*}$  принимает

при угле захвата 0,15 рад и составляет 30 %, что ещё раз подчёркивает необходимость учёта силы  $Q_{ср пр}^*$  при рассмотрении

равновесия в очаге деформации, особенно в условиях, близких к предельным. Именно по этой причине захватывающая спо-

собность ограничивается условием  $\frac{\alpha_y^{\max}}{f_y} = 1,4—1,5$ .

Уже не раз было отмечено, что контактные втягивающие металл в валки силы затрачиваются на преодоление контактных

выталкивающих и внутренних сил пластически деформируемого металла. В этом можно ещё раз убедиться, если сравнить значение угла нейтрального сечения, полученное непосредственно из решения уравнения Кармана по эпюрам распределения удельных сил трения и по известной формуле Экелунда-Павлова [1]:

$$\gamma_k = \frac{\alpha_y}{2} \left( 1 - \frac{\alpha_y}{2f_y} \right) \quad (2.34)$$

при одинаковых условиях прокатки.

Результаты вычислений приведены в табл. 2.3.

Таблица 2.3. Результаты расчёта углов нейтрального сечения

№ п/п	Толщина полосы, мм		Угол захвата $\alpha_y$ , рад	Радиус валков $R$ , мм	$\frac{l_d}{h_{cp}}$	Коэф- фици- ент трения $f_{cp}^*$	Угол нейтрального сечения $\gamma$ , рад		Относит. разница, %
	$h_0$	$h_1$					по эпюрам ( $\gamma$ )	по формуле ( $\gamma_k$ )	
1	0,3	0,21	0,017	300	20	0,044	0,006	0,0069	13,4
2	0,6	0,42	0,024	300	14	0,056	0,072	0,094	23,4
3	9	6,6	0,2	60	1,54	0,15	0,033	0,037	10,8
4	9	6,6	0,2	60	1,54	0,2	0,05	0,055	9,1
5	5	4,45	0,129	93	2,54	0,152	0,026	0,037	29,7
6	1	0,64	0,06	100	7,3	0,06	0,0078	0,0087	11,5

Анализ полученных данных показывает, что при устойчивом процессе прокатки угол нейтрального сечения, определяемый из эпюр, всегда меньше, чем по формуле (2.34). Это связано с тем, что при решении уравнения Т. Кармана внутренние

силы деформируемого металла в равновесии участвуют, а при расчёте по формуле Экелунда-Павлова — нет.

Из выражения (2.33) следует, что потеря равновесия металла в валках с последующей пробуксовкой полосы возможна при наличии зоны опережения ( $\gamma > 0$ ), т.к. при силе  $Q_{српр}^*$  равной нулю угол нейтрального сечения может принимать положительное значение. Графически на рис. 2.33 отражены эти условия.

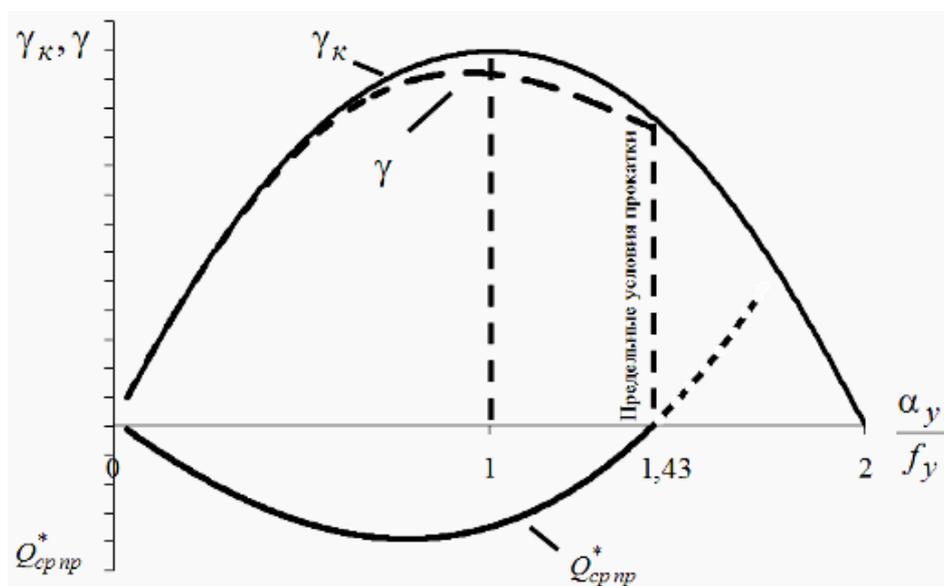


Рис. 2.33. Соотношение между кинематическими параметрами и продольными силами в условиях силового баланса

Из рисунка следует, что при равнодействующей  $Q_{српр}^* = 0$  разность  $\gamma_k - \gamma$  также равна нулю, что соответствует (рис. 2.33), а угол  $\gamma$  является положительным.

Таким образом, на основе рассмотрения баланса сил в очаге деформации следует, что с учётом результирующей продольных сил пластически деформируемого металла предельные условия прокатки могут наступать при наличии зоны опережения. Следовательно, равенство угла  $\gamma$  нулю не всегда определяет предельные условия прокатки в установившемся режиме.

Проведенные исследования также показали, что эти условия существенно зависят от режима трения в очаге деформации. В случае, если в реальных условиях прокатки режим трения близок к кулоновской модели (трение скольжения), то потеря равновесия полосы возможна при наличии зоны опережения. При прокатке с эффективными технологическими смазками, когда условия трения существенно зависят от толщины смазочной плёнки и скольжения металла в очаге деформации, процесс может устойчиво протекать и при однозонном скольжении металла в валках. Достоверно оценить предельные условия прокатки в установившемся режиме можно по значению результирующей продольных сил  $Q_{српр}^*$ .

### **3. ПРОДОЛЬНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПОЛОСЫ В ОЧАГЕ ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ПРОКАТКЕ С НАТЯЖЕНИЕМ**

Непрерывная тонколистовая прокатка всегда ведётся с натяжением деформируемой полосы, что позволяет повысить устойчивость процесса от поперечного смещения металла. Натяжение полосы существенно влияет на расход энергии и на соотношение зон отставания и опережения. Заднее натяжение уменьшает длину зоны опережения и увеличивает мощность затрачиваемую на прокатку. Оно более существенно влияет на распределение давления в очаге деформации по сравнению с передним натяжением.

Следует подчеркнуть, что по величине сила заднего натяжения практически всегда больше силы переднего натяжения. Это должно отражаться на продольной устойчивости процесса. Соотношение между задним и передним натяжением зависит от коэффициента трения в контакте валка и полосы, характера распределения удельных сил трения и длины зоны прилипания. Регулирование в рациональных пределах условий трения при прокатке с натяжением может открыть дополнительные резервы для построения энергосберегающей технологии производства.

Известно, что при математическом моделировании сложных технологических процессов ограничиться только одной моделью, как правило, не удаётся. В таких случаях применяют принцип декомпозиции и строят систему моделей различного иерархического уровня. Одной из них является двухзвенная модель трения в очаге деформации при прокатке, анализ которой приведен ниже.

### 3.1. Двухзвенная модель трения в очаге деформации при прокатке

В работах [65—66] приведены модели распределения удельных сил трения в очаге деформации, которые в определённом диапазоне изменения параметров прокатки дают достаточно близкие по отношению к результатам опытов значения. Однако они относятся к разряду подходящих функций и физического обоснования не имеют.

В исследовании [67] предложена модель распределения удельных сил трения и предпринята попытка её обоснования с позиции современной теории прокатки.

Мысленно представим процесс прокатки как осадку в направлении оси, проходящей под углом  $\frac{\alpha}{2}$  ( $\alpha$  — угол захвата) к вертикали, с последующей транспортировкой металла из очага деформации как упругого тела.

Выделим элемент металла в виде треугольной призмы (рис. 3.1) и рассмотрим его равновесие в условиях осадки. Предположим, что деформация является плоской и взаимно-перпендикулярные грани призмы являются главными площадками. В этом случае на гранях призмы будут действовать главные нормальные напряжения  $\sigma_1$  и  $\sigma_3$ , а на контактной поверхности, являющейся наклонной площадкой, — нормальное давление  $p_x$  и касательное напряжение  $\tau_{oc}$ .

Условие равновесия элемента имеет вид:

$$\begin{cases} \sigma_1 \sin \psi dl - p_x \cos \psi dl + \tau_{oc} \sin \psi dl = 0; \\ \sigma_3 \cos \psi dl - p_x \cos \psi dl - \tau_{oc} \sin \psi dl = 0. \end{cases}$$

Вычитая второе выражение из первого, и учитывая уравнение пластичности, имеем:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k_{cp} \sin 2\psi.$$

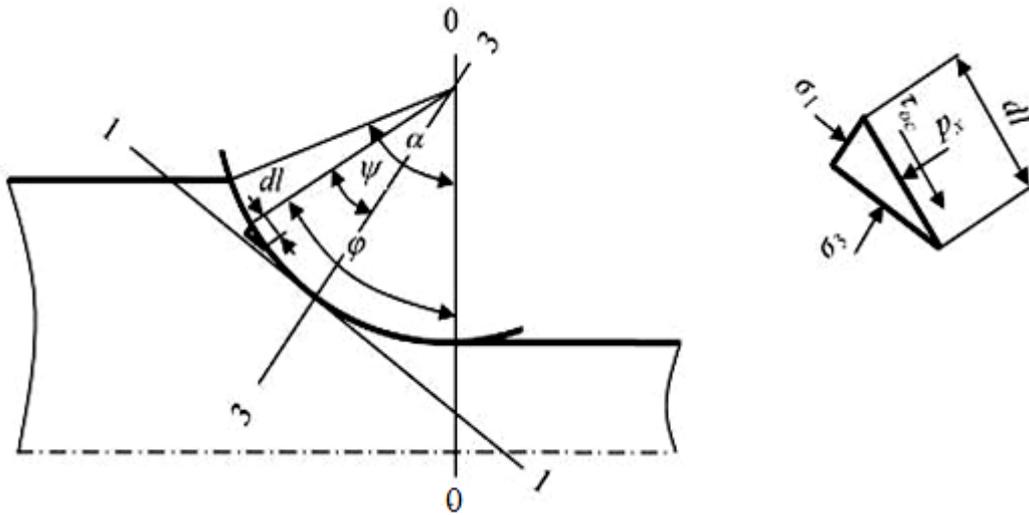


Рис. 3.1. Схема сил, примененных к элементарной призме

Вычитая второе выражение из первого, и учитывая уравнение пластичности, имеем:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k_{cp} \sin 2\psi.$$

При выделении элемента справа от оси 3—3 касательное напряжение  $\tau_{oc}$  изменит своё направление, т.к. пластическое течение металла направлено в противоположную сторону. Конечное выражение для определения  $\tau_{oc}$  справа от оси 3—3 имеет вид, аналогичный вышеприведенному уравнению. Если принять за начало отсчёта ось 0—0 (рис. 3.1), то получим одно уравнение, описывающее изменение удельных сил трения на контакте при осадке металла валками:

$$\tau_{oc} = \frac{1}{2} 2k_{cp} \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3.1)$$

Выделим вторую составляющую трения, связанную с транспортированием полосы через очаг деформации предварительно продеформированных элементов металла. Пусть эта составляющая зависит от скольжения и определяется функцией:

$$\tau_{тр} = fp_x. \quad (3.2)$$

Тогда уравнение удельной силы трения в зоне контакта полосы с валками приобретает вид:

$$t_x = \tau_{\text{тр}} + \tau_{\text{ос}} = fp_x + \frac{1}{2} 2k_{\text{ср}} \sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right). \quad (3.3)$$

Заметим, что  $f$  является условным коэффициентом. Как следует из выражения (3.3), он не равен среднему коэффициенту трения в очаге деформации, полученному как отношение площадей эпюр удельных сил трения и нормального давления (2.19).

Необходимо отметить, что представленная модель в определённой мере соответствует уравнению К. Н. Шевченко, приведенному в [68]:

$$\tau_x = fp_x + t_0(V_B - V_x), \quad (3.4)$$

где  $t_0$  — некоторая постоянная;  $V_B$  — линейная скорость вращения валков;  $V_x$  — тангенциальная скорость металла.

Модели изменения удельных сил трения (3.3) и (3.4) относят к разряду двухзвенных.

Проведем проверку на соответствие выражения (3.3) предельным условиям прокатки. Из теории известно, что предельная захватывающая способность валков в установившемся режиме возникает при  $\alpha = 2f$ . В этом случае очаг деформации представляет собой только зону отставания и удельные силы трения на выходе металла из валков равны нулю. В первом приближении, принимая  $\sin 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right) \approx 2\left(\varphi - \frac{\alpha}{2}\right)$  и учитывая граничные условия на выходе металла из валков:  $p_x = 2k_{\text{ср}}$  и  $t_x = 0$ , из уравнения (3.3) получаем  $\alpha = 2f$ . Как видно, выражение (3.3) отражает предельное условие прокатки в установившемся режиме.

Вводя во второй член выражения (3.3) коэффициент  $n_1 = \left(\frac{2f}{\alpha}\right)^2$ , из последнего можно получить известную в теории формулу для определения угла нейтрального сечения (2.34).

Проведенный анализ показывает, что предлагаемая модель трения соответствует предельным и кинематическим условиям прокатки.

В [48] А. П. Грудев сделал существенное замечание относительно формулы (3.4), связанное с тем, что произведение  $fp_x$  составляет только часть от общей удельной силы трения в контакте вала и полосы. Тогда как в теории принято считать, что это произведение представляет собой полную удельную силу трения. Учитывая это, введём в уравнение (3.3) коэффициент  $n_2$ , который по величине всегда меньше единицы и определяется из граничных условий при решении уравнения Т. Кармана. Это возможно, так как модель (3.3) описывает изменение удельных сил трения по всей длине очага деформации, как в зоне отставания, так и в зоне опережения. Следовательно, граничное условие, что при  $h_x = h_1$ , давление  $p_x = 2k_{cp}$  можно использовать для определения  $n_2$ .

Кроме этого, для того, чтобы произведение  $n_2 f$  было близким к коэффициенту трения скольжения в упругой зоне и начальной части очага деформации ко второму слагаемому в качестве множителя введём функцию  $\frac{\alpha - \varphi}{\alpha}$ .

Окончательно модель распределения удельных сил трения в очаге деформации при прокатке приобретает вид:

$$\frac{t_x}{2k_{cp}} = n_2 f \frac{p_x}{2k_{cp}} + \frac{1}{2} \sin \left[ 2n_1 \left( \varphi - \frac{\alpha}{2} \right) \right] \frac{\alpha - \varphi}{\alpha}. \quad (3.5)$$

Дадим некоторые пояснения в отношении методики расчета удельных сил трения согласно (3.5) и среднего коэффициента трения в очаге деформации.

Заметим, что этот средний коэффициент (2.19) должен быть получен из решения дифференциального уравнения Т. Кармана с учетом (3.5) и равен его опытному значению для заданных

условий прокатки. Поэтому процедура решения состоит из нескольких этапов. Предварительно следует задаться условным коэффициентом  $f$ . В первом приближении он может быть принят равным опытному значению коэффициента трения скольжения, или рассчитан по одной из известных эмпирических формул, например, формуле А. П. Грудева [1]. В результате решения уравнения Т. Кармана с учетом модели трения (3.5) получаем эпюры распределения контактных напряжений и средний коэффициент трения  $f_{\text{ср}}$ . Если этот коэффициент не удовлетворяет опытными данным, то варьируя величиной  $f$ , находим требуемое значение  $f_{\text{ср}}$ . В этом случае рассчитанное среднее давление металла на валки будет соответствовать опытному значению коэффициента трения и равновесию полосы в очаге деформации.

Для расчета  $\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}}$ ,  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$  и  $f_{\text{ср}}$  с применением ЭВМ была

разработана программа численного определения этих величин с использованием метода Рунге-Кутты.

По нашему мнению, эту методику расчета контактных напряжений и среднего коэффициента трения можно распространить на случаи тонколистовой горячей и холодной прокатки, а также при определении продольной устойчивости полосы в очаге деформации.

Ниже приведены примеры расчета контактных напряжений при параметрах деформации, соответствующих опытной прокатке жести. Так, в работе [69] показаны режимы обжатию, кинематические и силовые параметры при прокатке жести  $0,2 \times 855$  мм на стане 1400. Расчеты распределения  $\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}}$  и  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$  приведены

для случаев прокатки в третьей и четвертой клетях. Параметры деформации приведены в табл. 3.1. Результаты вычислений показаны на рис. 3.2 и в табл. 3.1 (знаменатель).

Таблица 3.1. Режимы деформации, кинематические и силовые параметры прокатки жести на стане 1400

№ клетей	Толщина полосы, мм		$\frac{\sigma_0}{\sigma_{T0}}$	$\frac{\sigma_1}{\sigma_{T1}}$	$f_y$	$\frac{P_{cp}}{2k_{cp}}$	$\alpha_{спл}$ , рад	$f$	$S$ , %
	$h_0$	$h_1$							
3	1,24	0,73	0,238	0,223	0,049	1,21	0,0325	0,057	5,45
						1,24			5,39
4	0,73	0,44	0,223	0,266	0,048	1,33	0,0225	0,059	7,55
						1,6			6,38

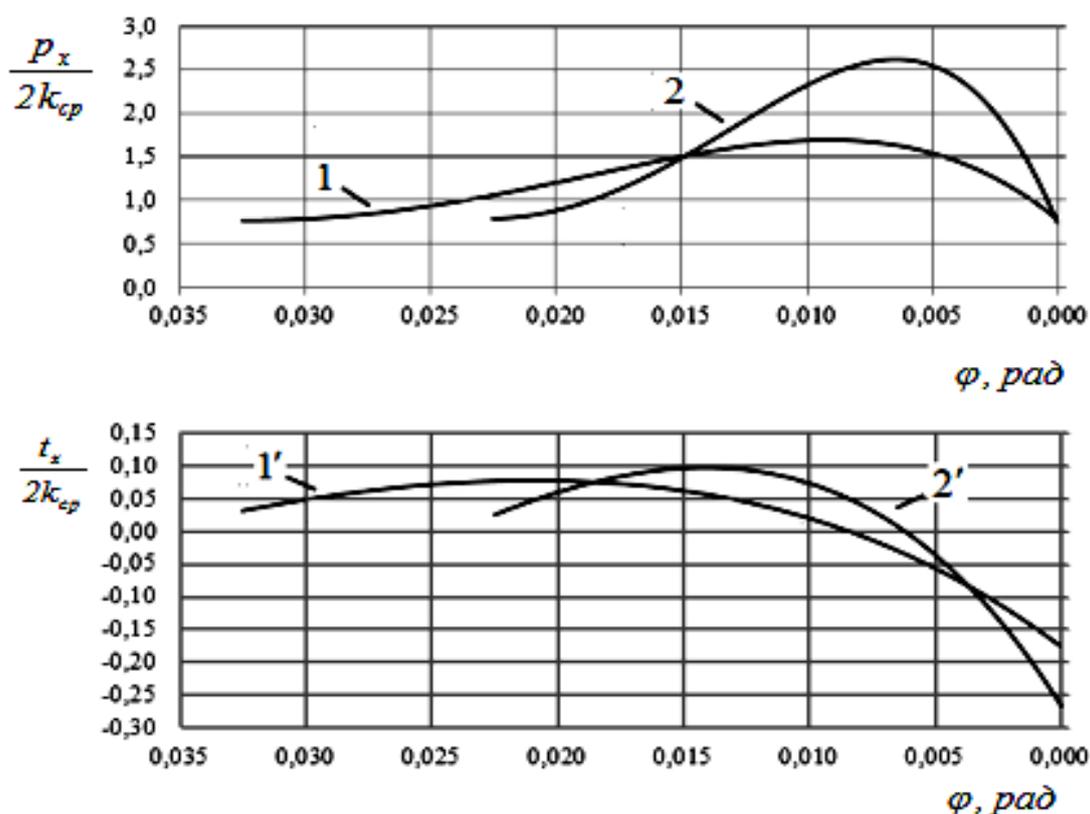


Рис. 3.2. Распределение контактных напряжений при прокатке металла в 3 и 4 клетях стана 1400

Корректируя значение  $f$ , равенство между  $f_{cp}$  и опытным коэффициентом трения  $f_y$  ( $f_{cp} = f_y = 0,049$ ) при прокатке в третьей клетке было достигнуто при  $f = 0,057$  (табл. 3.1). Заметим также, что произведение  $fn_2 = 0,04$  существенно ниже среднего

по очагу деформации коэффициента трения. Необходимо также отметить, что расчетные и опытные значения безразмерного среднего давления  $\frac{P_x}{2k_{\text{ср}}}$  и опережения  $S$  достаточно близки. При

расчете опережения угол нейтрального сечения определяли непосредственно из эпюры распределения удельных сил трения.

Аналогичные выводы можно сделать, анализируя данные прокатки металла в четвертой клетки.

Ниже будет продолжен сравнительный анализ опытных эпюр распределения нормальных контактных напряжений при прокатке с разным натяжением полосы и теоретическим расчётом изменения давления в очаге деформации при использовании двухзвенной модели трения.

Предварительно рассмотрим методику определения результирующей продольных сил и устойчивости процесса при прокатке с натяжением полосы.

### **3.2. Метод оценки продольной устойчивости полосы в очаге деформации при прокатке с натяжением**

В предыдущем разделе, на основе анализа продольных сил пластически деформируемого металла, разработана методика определения продольной устойчивости полосы в валках при простом процессе прокатки.

Используем эту идею для оценки продольной устойчивости полосы при прокатке с натяжением. Пусть для этих условий деформации выполнено численное решение уравнения Т. Кармана и получена эпюра распределения давления по длине очага деформации, имеющая вид, приведенный на рис. 3.3.

Заметим, что в сечениях  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  давление  $p_x$  равно среднему сопротивлению деформации  $2k_{\text{ср}}$ . На входе в очаг деформации действует сила заднего натяжения полосы  $Q_0$  и, соответ-

ственно, продольные напряжения натяжения  $\frac{\sigma_0}{2k_{\text{ср}}}$ , а на выходе — сила переднего натяжения  $Q_1$  и напряжения  $\frac{\sigma_1}{2k_{\text{ср}}}$ .

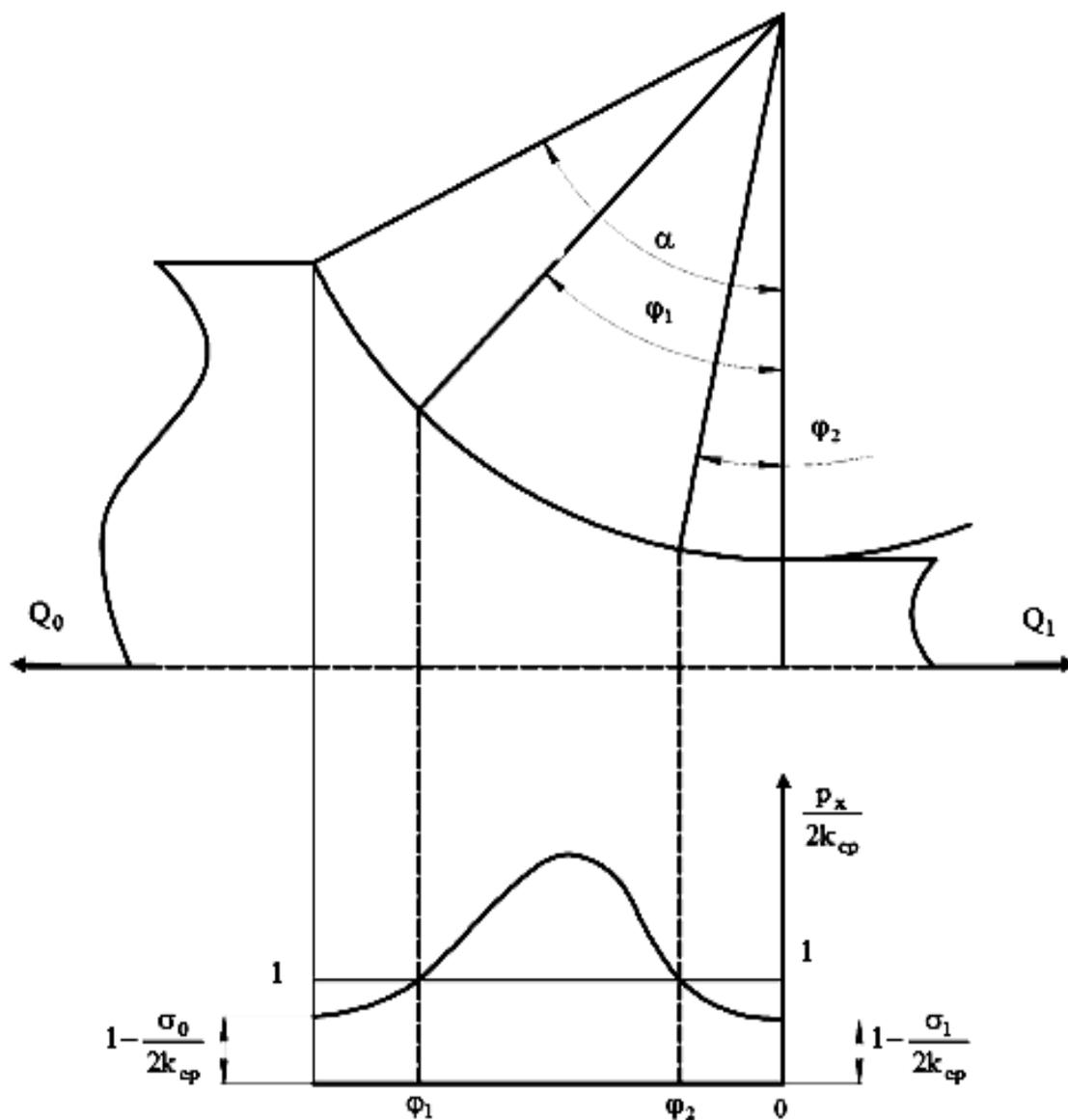


Рис. 3.3. Эпюра распределения давления при прокатке с натяжением

Выделим текущий объём вблизи входа металла в валки, ограниченный сечениями  $\alpha$  и  $\varphi_1$  (рис. 3.4). Действие отброшен-

ной правой части полосы заменим напряжениями  $\frac{\sigma_x}{2k_{cp}}$ . Если процесс является стационарным, то равновесие текущего объёма возможно только в случае, когда напряжения  $\frac{\sigma_x}{2k_{cp}}$  направлены по ходу прокатки. Это направление продольных нормальных напряжений будет неизменным вплоть до сечения  $\varphi_1$ .

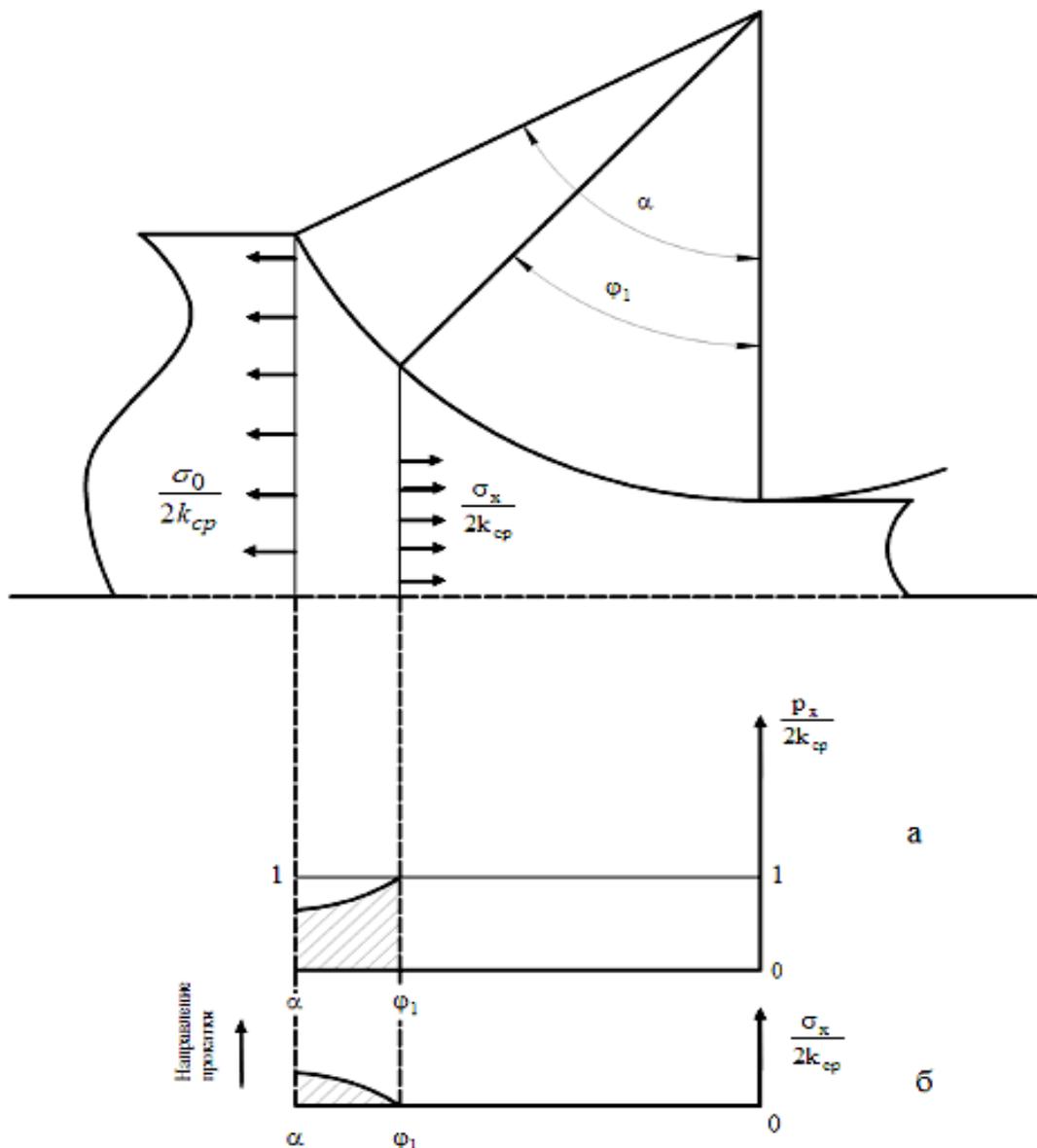


Рис. 3.4. Давление и продольные напряжения на участке очага деформации, ограниченный сечениями  $\alpha$  и  $\varphi_1$

В соответствии с уравнением пластичности, напряжения  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$  на участке  $\alpha - \varphi_1$  будут изменяться так, как показано на рис. 3.4, б, и указанное направление будет считаться положительным.

Далее рассмотрим участок очага деформации, ограниченный сечениями  $\varphi_1$  и  $\varphi_2$  (рис. 3.5). Здесь, в соответствии с уравнением пластичности, напряжения  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$  являются сжимающими и направлены против движения полосы, т.е. так, как показано на рис. 3.5, б.

На участке очага деформации, ограниченном сечениями 0 и  $\varphi_2$  (рис. 3.6) распределение продольных напряжений  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$  существенно зависит от силы переднего натяжения полосы. Равновесие на этом участке будет соблюдаться, если продольные напряжения будут направлены противоположно движению полосы (рис. 3.6, б).

Тогда в целом эпюра изменения продольных напряжений  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$  по длине очага деформации будет иметь вид, показанный на рис. 3.7.

Имея картину распределения  $\frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}}$ , нетрудно рассчитать текущую продольную силу пластически деформируемого металла в безразмерном виде:

$$Q_{x\text{пр}}^* = \frac{\sigma_x}{2k_{\text{ср}}} \left( \frac{h_1}{R} + \varphi^2 \right).$$

Характер её изменения показан на рис. 3.8.

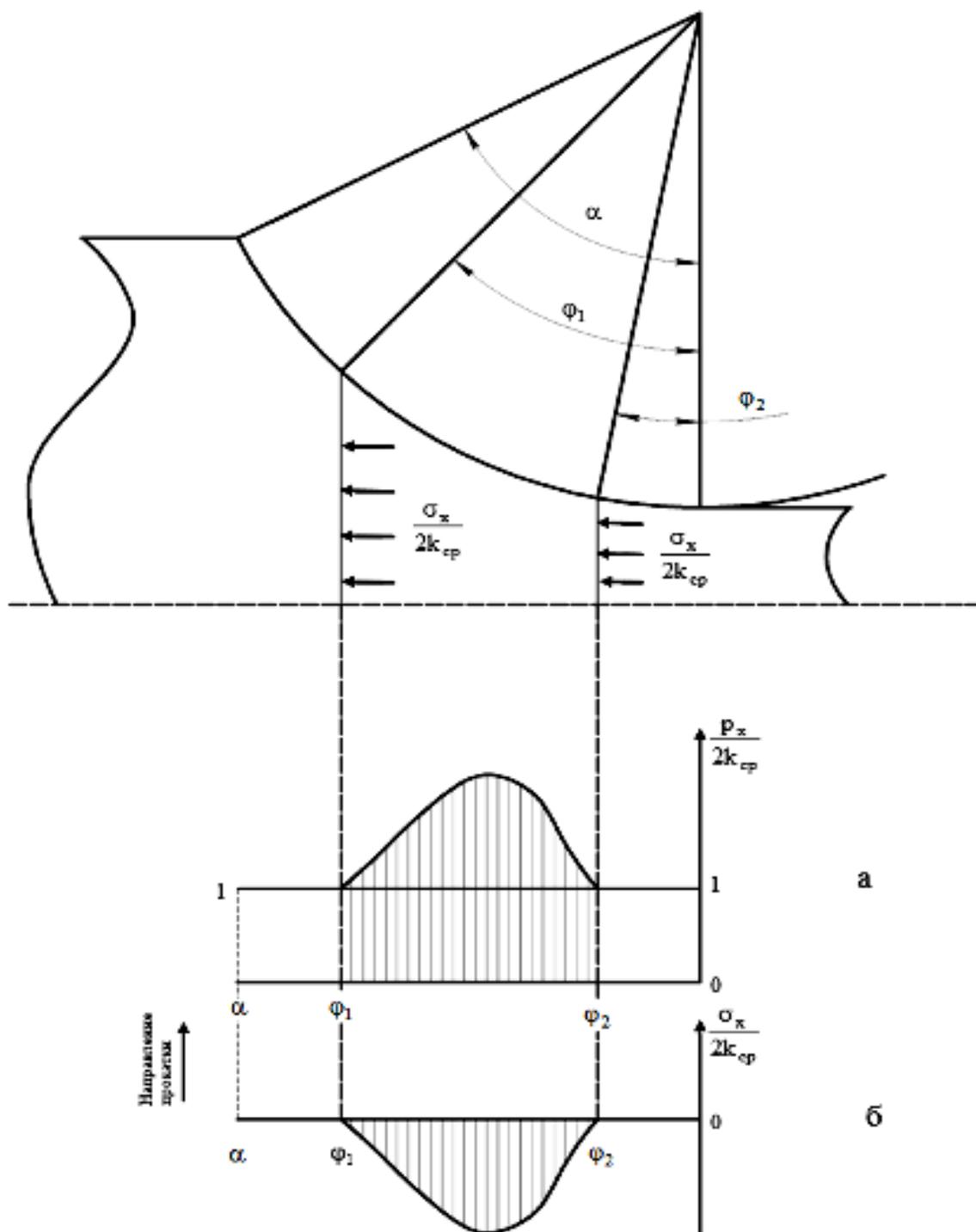


Рис. 3.5. Давление и продольные напряжения на участке очага деформации, ограниченный сечениями  $\phi_1$  и  $\phi_2$

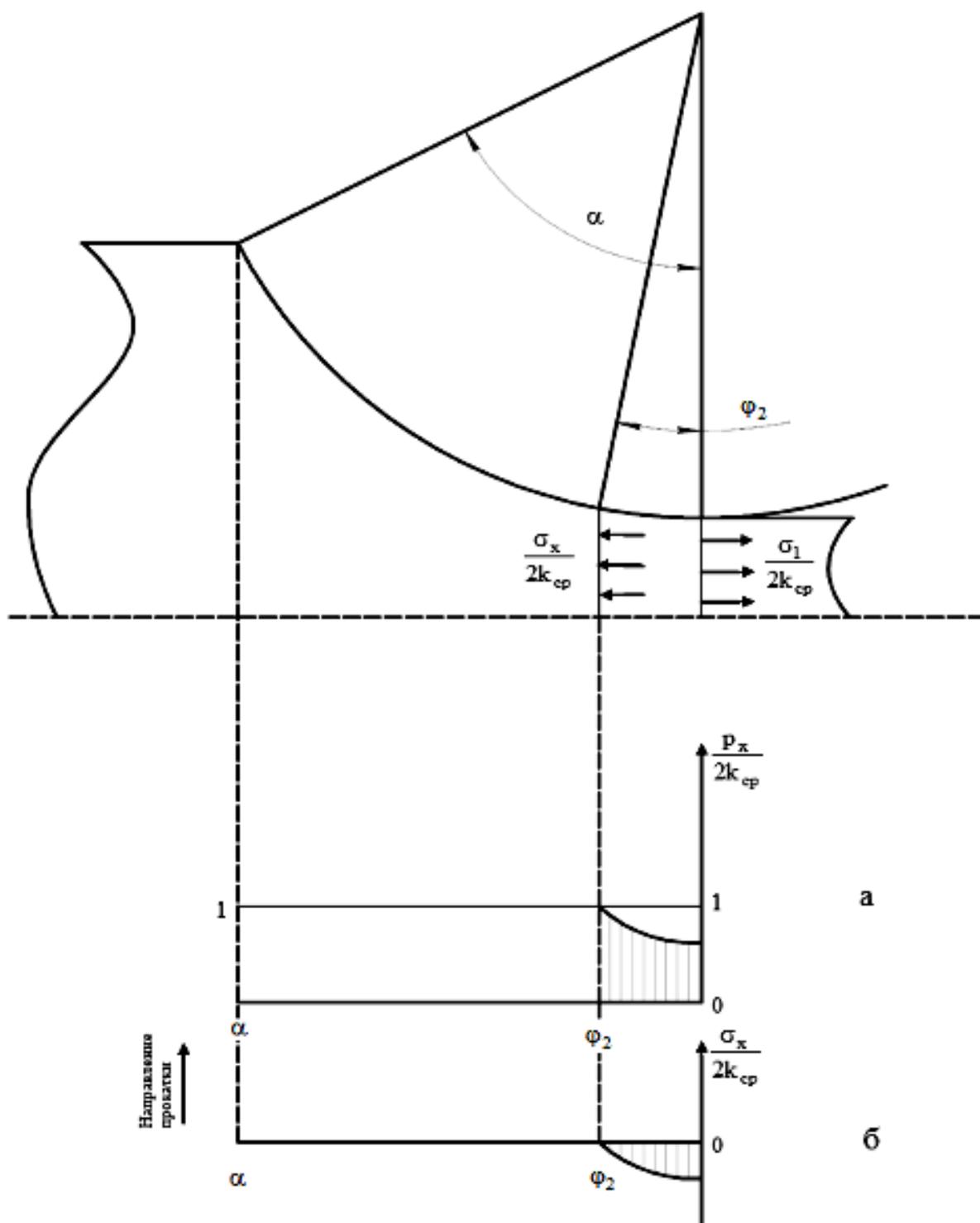


Рис. 3.6. Давления и продольные напряжения вблизи выхода металла из валков

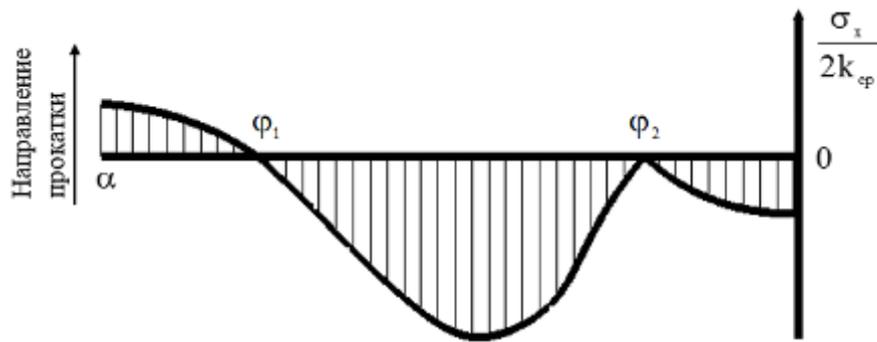


Рис. 3.7. Распределение продольных нормальных напряжений в очаге деформации при прокатке с натяжением

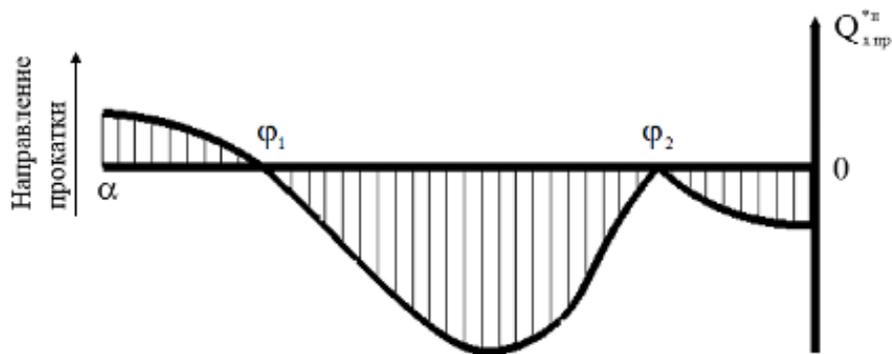


Рис. 3.8. Характер изменения текущей продольной силы по длине очага деформации

Среднеинтегральное значение результирующей продольных сил при деформации полосы с натяжением рассчитывается по формуле:

$$Q_{x пр}^{*н} = \frac{1}{\alpha} \left[ \int_{\varphi_1}^{\alpha} Q_{x пр}^* d\varphi - \int_{\varphi_2}^{\varphi_1} Q_{x пр}^* d\varphi - \int_0^{\varphi_2} Q_{x пр}^* d\varphi \right]. \quad (3.6)$$

Геометрически выражение (3.6) представляет собой алгебраическую сумму площадей под кривой  $Q_{x пр}^{*н}$  на участках  $\alpha — \varphi_1$ ,  $\varphi_1 — \varphi_2$  и  $\varphi_2 — 0$  отнесенную к углу захвата.

По величине и направлению действия результирующей  $Q_{српр}^{*н}$  можно оценить устойчивость полосы в очаге деформации при прокатке с натяжением, как и при простом процессе.

Проанализируем устойчивость процесса прокатки при деформации металла с разными режимами натяжений и сравним результаты расчётов с опытными данными, приведенными в [70].

### **3.3. Сравнительный анализ опытных и расчётных эпюр контактных напряжений при прокатке с натяжением полосы**

На основе экспериментальных данных А. А. Королёва [70] по исследованию влияния натяжения полосы на характер распределения давления в очаге деформации и опережение, проанализируем изменение результирующей продольных сил  $Q_{српр}^{*н}$  и определим продольную устойчивость процесса прокатки.

Автор проводил опытную прокатку на лабораторном стане дуо в стальных гладких валках диаметром 250 мм. Оборудование стана включало 2 моталки, что позволило прокатывать рулонную сталь (сталь 10, отожжённая) поперечными размерами 1,95×30 мм с разными натяжениями полосы и неизменной настройке валков. При этом изменение конечной толщины проката от опыта к опыту возникало по причине неодинакового сплющивания валков при прокатке полосы с разными натяжениями. Распределение давления в очаге деформации измерялось точечной месдозой, а опережение определялось керновым методом.

Исходные данные и результаты опытов приведены в табл. 3.2 и 3.3. Обратим внимание на то, что, согласно А. А. Королёву, сплющенная длина дуги захвата  $l_{спл}$  равна разности расстояний между нулевыми значениями давлений на границах очага деформации  $l_0$  и диаметром штифта точечной месдозы  $d_{шт}$  (рис. 3.9).

Таблица 3.2. Влияние натяжения полосы на опережение

№ образца	$l_{\text{СПЛ}}$ , мм	$h_1$ , мм	$\Delta h$ , мм	$\varepsilon$ , %	$l_0$ , мм	$S$ , %	$V$ , м/с	$T_0$ , кН	$\sigma_0$ , МПа	$T_1$ , кН	$\sigma_1$ , МПа
90	13,76	1,4	0,55	26	15,5	5,75	45	0,5	8,5	0	0
91	13,92	1,32	0,58	30	15,66	4,3	47	9,5	162	0	0
92	13,06	1,3	0,65	33	14,8	3,5	43	16,7	285	0	0
93	10,11	1,63	0,32	16,4	11,85	2,86	62	0,5	8,5	0	0
94	11,26	1,5	0,45	23	13	1,4	50	9	154	0	0
95	13,86	1,36	0,59	30	15,6	5	45	0,38	6,5	0	0
96	12,23	1,35	0,6	30,8	13,97	8,6	50	0,38	6,5	6,48	160
97	14,76	1,32	0,63	32	16,5	5,7	42	0	0	0	0
98	13,13	1,3	0,65	33	14,87	5	37	7,23	125	1,46	37,5
99	13,16	1,2	0,75	38,5	14,9	3,6	33	16,9	289	4,5	125
100	14,26	1	0,95	48,7	16	4,3	36	17,8	306	7,96	265

Примечание. Номер образца в работе А. А. Королёва соответствует номеру осциллограммы

Таблица 3.3. Влияние натяжения полосы на среднее давление и силу прокатки

№ образца	$T_0$ , кН	$\sigma_0$ , МПа	$T_1$ , кН	$\sigma_1$ , МПа	$P_{\text{ср}}$ , МПа	$P$ , кН
90	0,5	8,5	0	0	720	260
91	9,5	162	0	0	580	230
92	16,7	285	0	0	450	180
93	0,5	8,5	0	0	550	170
94	9	154	0	0	320	90
95	0,38	6,5	0	0	630	230
96	0,38	6,5	6,48	160	600	216
97	0	0	0	0	670	270
98	7,23	125	1,46	37,5	620	230
99	16,9	289	4,5	125	480	180
100	17,8	306	7,96	265	400	170

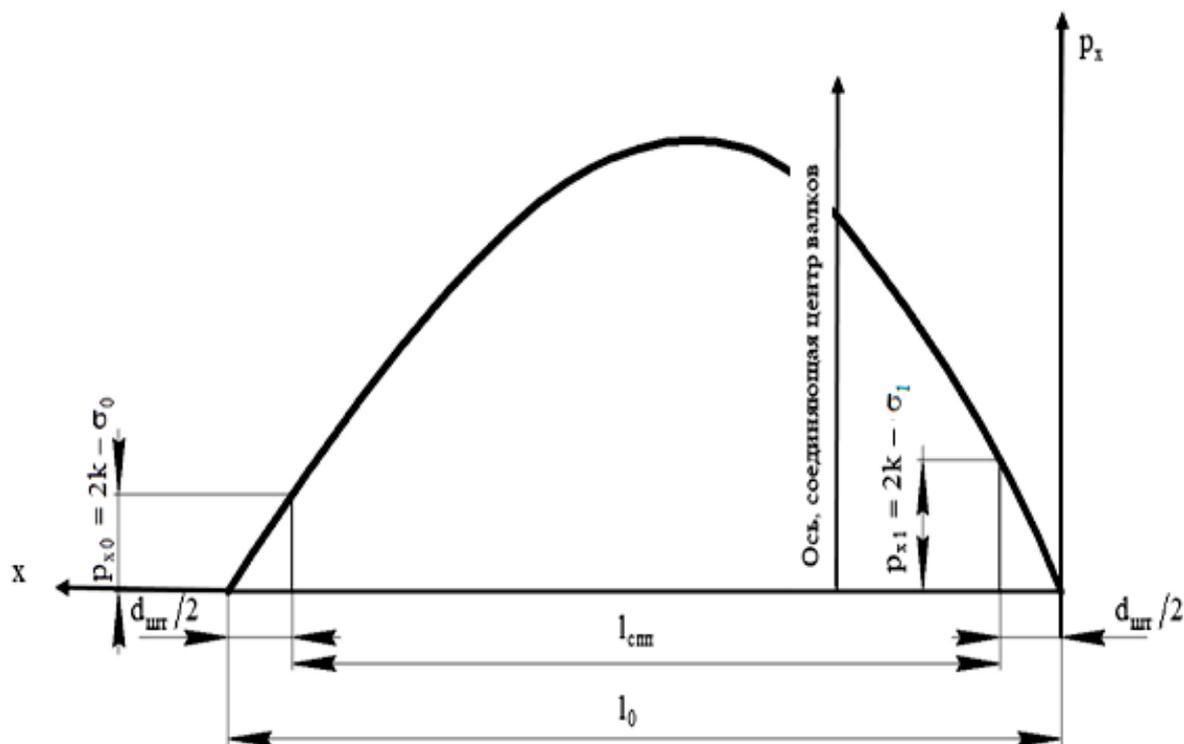


Рис. 3.9. К определению длины сплющенной дуги захвата по эюре нормального давления

При расчетах контактных напряжений воспользовались моделью Т. Кармана при удельных силах трения заданных выражением (3.5), среднем значении сопротивления деформации и условиях прокатки приведенных в табл. 3.2.

При определении среднего сопротивления деформации использовали зависимость напряжения текучести от относительного обжатия для стали 10 (рис. 3.10), приведенную в работе [70].

Среднее по очагу деформации напряжение текучести определяли по формуле:

$$\sigma_{Scp} = \frac{\sigma_{Сисx} + \sigma_{Sk}}{2}, \quad (3.7)$$

где  $\sigma_{Сисx}$  и  $\sigma_{Sk}$  — напряжения текучести образцов до и после прохода соответственно.

Начальный предел текучести металла принимали 260 МПа.

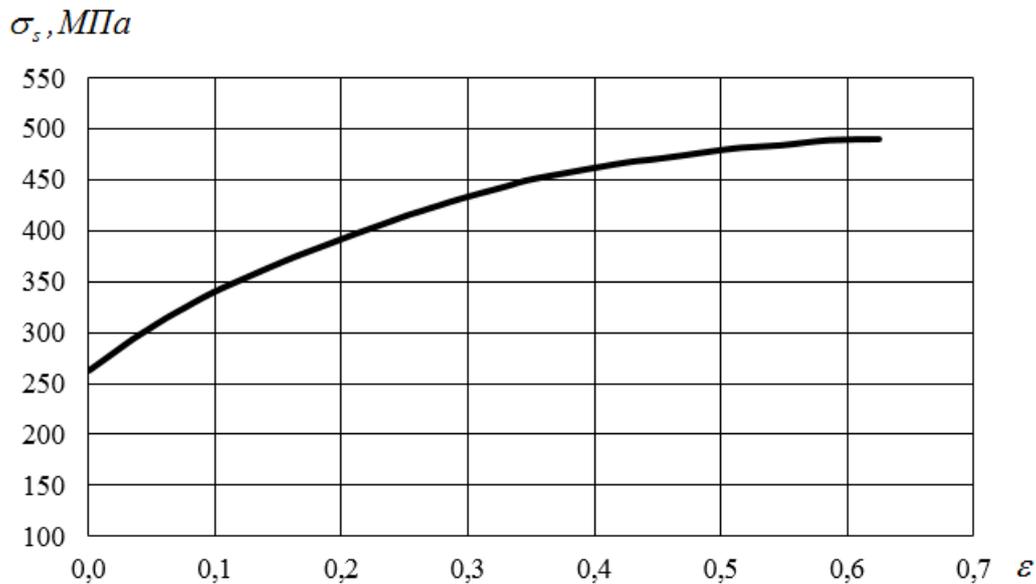


Рис. 3.10. Зависимость напряжения текучести от относительного обжатия для стали 10

Среднее сопротивление деформации, согласно [1], определяется по формуле:

$$2k_{\text{ср}} = k_1 k_2 \sigma_{\text{ср}}, \quad (3.8)$$

где  $k_1$  — коэффициент, учитывающий схему деформации,  $k_1 = 1,15$ ;  $k_2$  — коэффициент, учитывающий влияние температуры образца в зоне прокатки и скорость деформации.

Согласно [1],  $k_2 = 1,1—1,2$ , в расчётах принимали 1,15.

Расчитанные значения среднего сопротивления деформации для каждого из прокатываемых образцов приведено в табл. 3.4.

Величины сплюснутых угла захвата и радиуса валков определяли следующим образом:

$$\alpha_{\text{сш}} = \frac{\Delta h}{l_{\text{сш}}}; \quad (3.9)$$

$$R_{\text{сш}} = \frac{l_{\text{сш}}}{\alpha_{\text{сш}}}. \quad (3.10)$$

**Таблица 3.4. Опытные и расчётные значения средних давлений в очаге деформации при прокатке стали 10 и усреднённом сопротивлении деформации**

№ образца	$\alpha_{\text{спл}}$ , рад	$R_{\text{спл}}$ , мм	$2k_{\text{ср}}$ , МПа	$p_{\text{ср}}$ , МПа		Относит. ошибка, %	$f_{\text{ср}}$
				опытное	расчёт.		
90	0,04	344	447	720	729	1,2	0,106
91	0,0453	307	435	580	609	4,7	0,119
92	0,0498	262	442	450	506	12	0,14
93	0,0317	319	397	550	569	3	0,121
94	0,0399	282	417	520	531	2	0,135
95	0,0426	325	436	630	718	12	0,105
96	0,049	249	440	600	625	4	0,122
97	0,0427	346	443	670	759	12	0,101
98	0,0506	254	443	620	618	≈0	0,129
99	0,0569	231	452	480	499	4	0,15
100	0,067	214	463	400	525	23,8	0,196

На графиках рис. 3.11—3.14 под номером 1 приведены экспериментальные эпюры распределения давления при разных передних и задних натяжениях полосы. Анализ влияния натяжения на величину и характер изменения нормального контактного напряжения, а также на среднее давление и силу прокатки подробно описан в исследованиях [70]. А. А. Королёвым выявлены новые особенности этого влияния и установлены закономерности изучаемых зависимостей.

Не касаясь сделанных автором выводов, сравним теоретические и экспериментальные эпюры распределения давления.

Расчитанные эпюры распределения нормального давления и удельных сил трения приведены на рис. 3.11—3.14 (под номерами 3 и 4 соответственно).

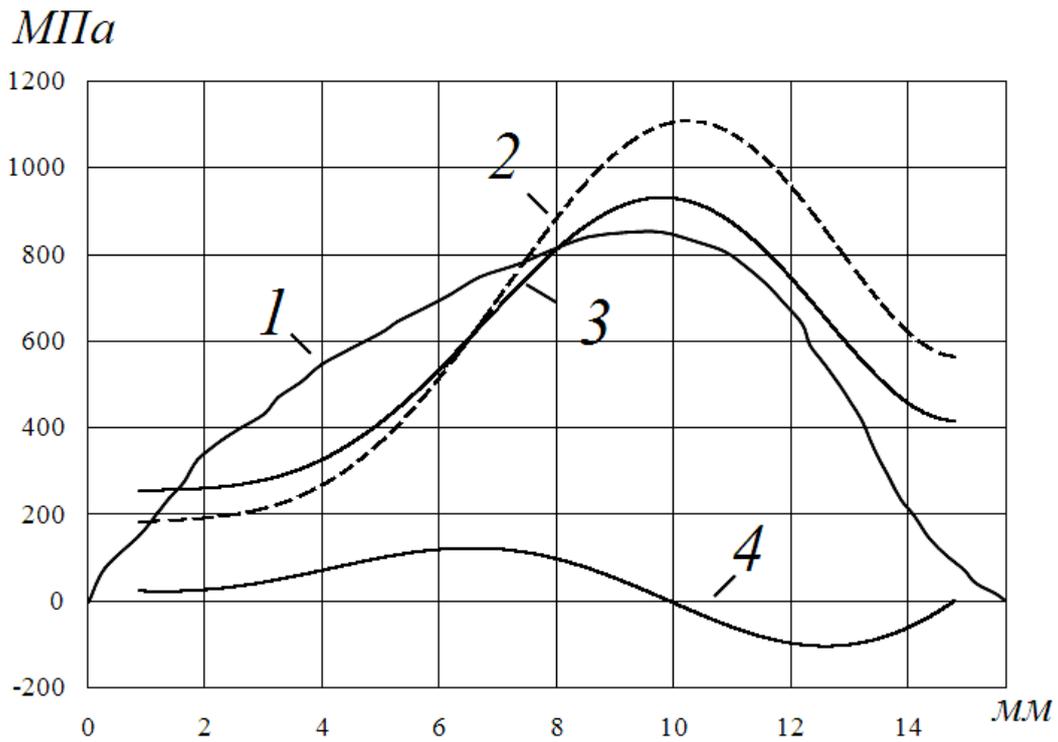


Рис. 3.11. Опытная и расчетные эпюры контактных напряжений при прокатке образца № 91

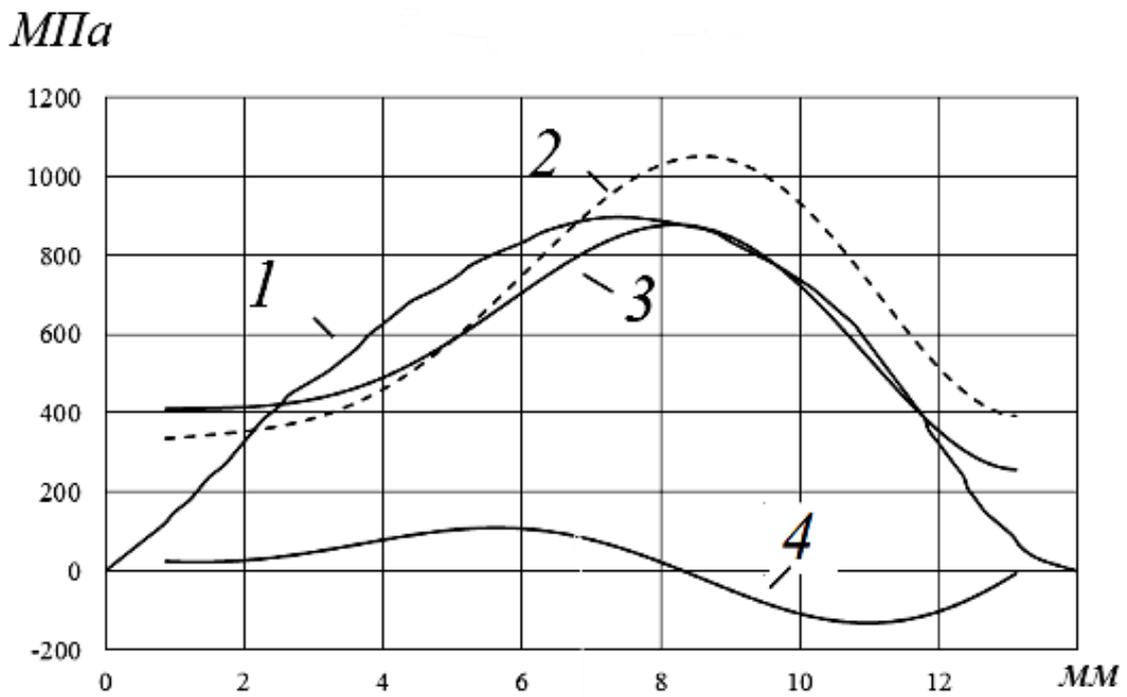


Рис. 3.12. Опытная и расчетные эпюры контактных напряжений при прокатке образца № 96

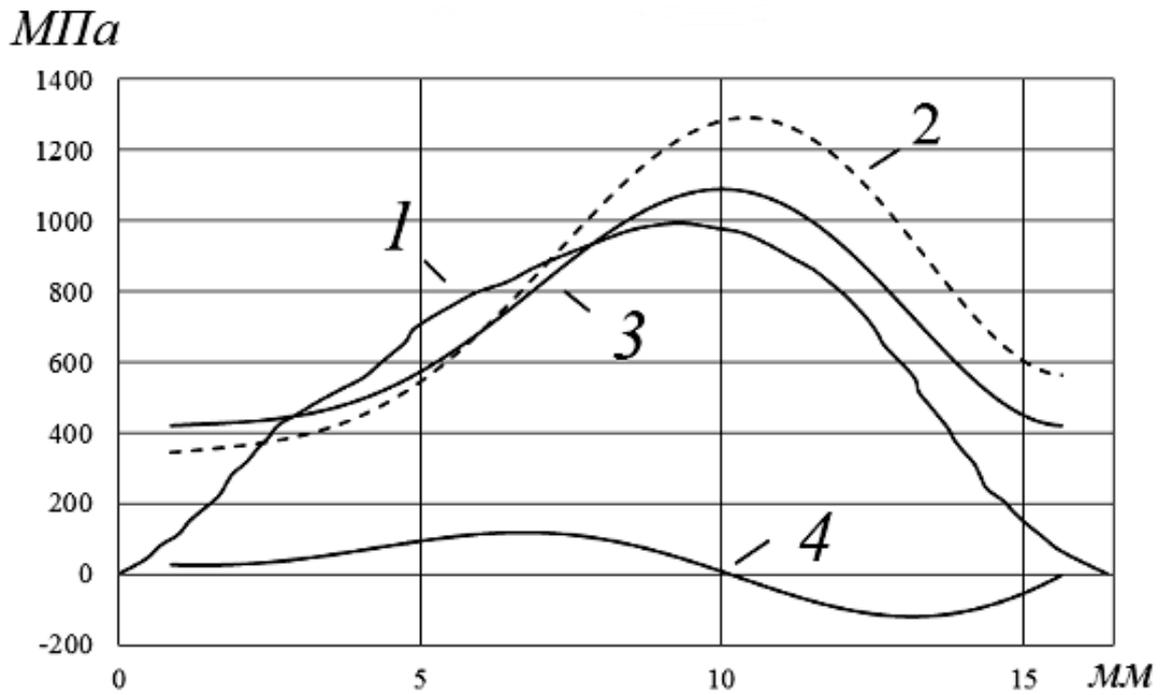


Рис. 3.13. Опытная и расчетные эпюры контактных напряжений при прокатке образца № 97

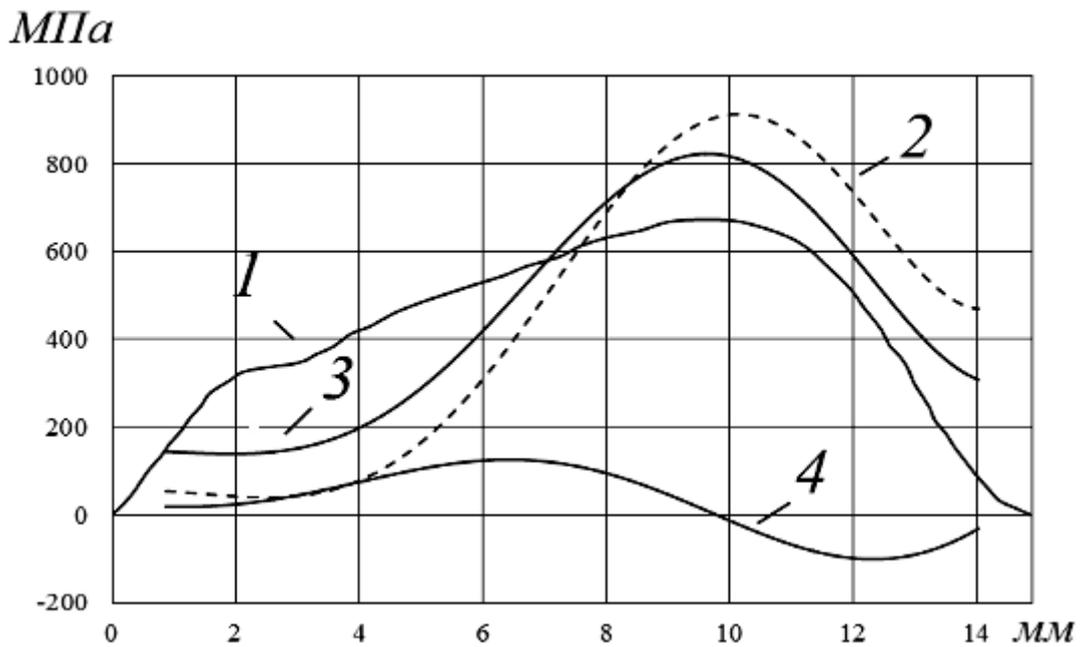


Рис. 3.14. Опытная и расчетные эпюры контактных напряжений при прокатке образца № 99

Сравнение характера распределения опытного и расчётного давления при прокатке с натяжением показывает, что вблизи границ очага деформации экспериментальное значение нормального контактного напряжения меньше теоретического. Ближе к середине контактной зоны вала и полосы давление постепенно увеличивается. Максимум давления в обоих случаях находится вблизи нейтрального сечения. В целом теоретическое и опытное распределение нормального давления являются достаточно близкими. С увеличением натяжения полосы, особенно заднего, эти напряжения уменьшаются.

Качественно расчётные эпюры изменения удельных сил трения соответствуют экспериментальным. С увеличением заднего натяжения полосы нейтральное сечение смещается к выходу металла из валков.

При расчёте распределения нормального давления  $p_x$  с учётом изменения напряжения текучести по длине очага деформации, его текущее значение определяли с использованием графика рис. 3.10 и выражения:

$$\sigma_{\text{Тек}} = \sigma_{\text{Сисх}} + a\varepsilon_x^b, \quad (3.11)$$

где  $\varepsilon_x$  — текущее по очагу деформации относительное обжатие, которое можно определить по формуле:

$$\varepsilon_x = \frac{\Delta h_x}{h_0} \cdot 100, \quad (3.12)$$

$\Delta h_x$  — текущее абсолютное обжатие,  $\Delta h_x = R\varphi^2$ ;  $a$  и  $b$  — постоянные коэффициенты, вычисленные с учётом графика рис. 3.10.

Для стали 10 коэффициенты следующие:  $a = 11,2$ ;  $b = 0,77$ . При этом предполагалось, что  $\varepsilon_x = \varepsilon$  (рис. 3.10).

Текущее значение сопротивления деформации металла находим с использованием (3.8):

$$2k_{\text{Тек}} = 1,15 \cdot 1,15 \sigma_{\text{Тек}}. \quad (3.13)$$

Следует заметить, что приведенная методика расчёта текущего сопротивления деформации уже использовалась в работах [71 и др.].

Расчётное распределение давления в зоне контакта с учётом изменения сопротивления деформации также приведено на рис. 3.11—3.14 под номером 2. В этом случае давление вблизи входа металла в валки меньше расчётного значения при усреднённом сопротивлении деформации, а в средней части и на выходе из валков выше. Обратим внимание на то, что теоретические эпюры давления при усреднённом сопротивлении деформации несколько ближе к опытным данным по сравнению с тем случаем, когда последнее меняется по длине контактной зоны.

В ходе исследования также выполнен сравнительный анализ опытного и расчётного давления металла на валки. Результаты исследования приведены в табл. 3.4.

Как следует из данной таблицы, опытные и расчётные значения среднего давления отличаются не более чем на 12 % за исключением прокатки образца под номером 100. В семи случаях относительная ошибка не превышает 4 %. Поэтому сходимость расчётных и опытных данных можно считать удовлетворительной.

В табл. 3.5 приведен сравнительный анализ расчётного среднего давления при переменном  $2k_{\text{тек}}$  с его опытным значением.

**Таблица 3.5. Сравнение опытных и расчётных значений среднего давления металла на валки при переменном сопротивлении деформации**

№ образца	$p_{\text{ср}}$ , МПа		Относит. ошибка, %	$f_{\text{ср}}$
	опытное	расчёт.		
90	720	749	3,9	0,106
91	580	630	7,9	0,119
92	450	532	15,4	0,14
93	550	601	8,5	0,121
94	520	542	4	0,135
95	630	768	20	0,105
96	600	667	10	0,122
97	670	806	16,9	0,101
98	620	646	4	0,129
99	480	520	7,7	0,15
100	400	545	26,6	0,196

Как видно, в этом случае различия между опытным и расчётным значениями среднего давления несколько больше, чем при усреднённом сопротивлении деформации  $2k_{\text{ср}}$ .

Возможно это связано с тем, что в опытах скорость прокатки не превышала 50 мм/с, при этом скорость деформации была малой и её влияние на изменение текущего напряжения текучести гораздо меньше того, которое учитывается коэффициентом  $k_2$  (формула 3.13).

Таким образом, модель трения (3.5), может использоваться для прогнозирования распределения контактных напряжений при тонколистовой прокатке.

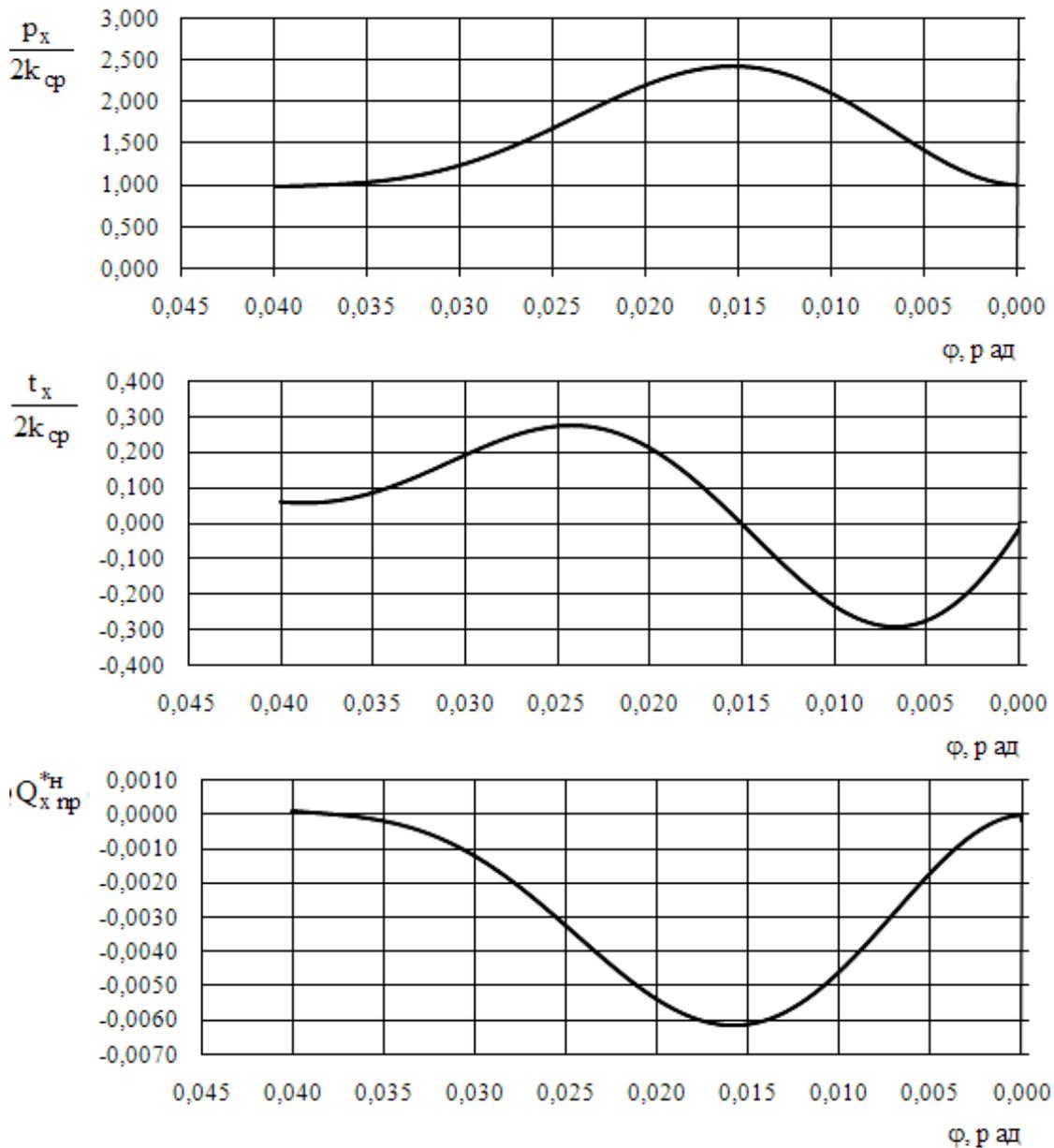
С учётом отмеченного, ниже приведены исследования продольной устойчивости процесса прокатки с использованием двухзвенной модели (3.5).

### **3.4. Исследование влияния натяжения полосы на результирующую продольных сил пластически деформируемого металла**

Теоретически проанализируем влияние переднего и заднего удельных натяжений полосы на результирующую продольных сил пластически деформируемого металла. Для этого построим

эпюры контактных напряжений  $\frac{p_x}{2k_{\text{ср}}}$  и  $\frac{t_x}{2k_{\text{ср}}}$ , а также текущих

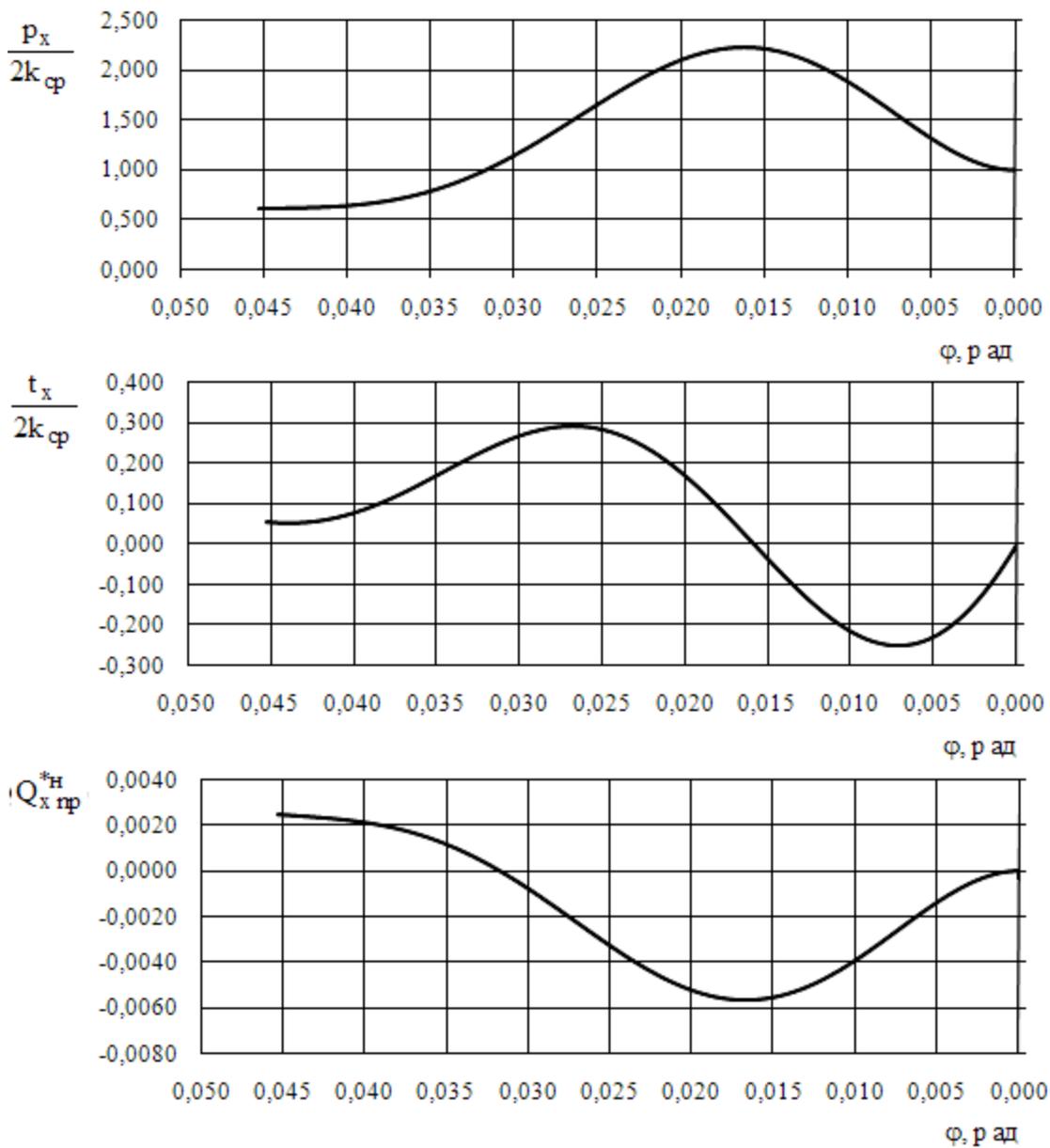
продольных сил  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  для случаев, соответствующих прокатке образцов № 90, 91, 92, 99 и 100 (табл. 3.2). Результаты расчётов приведены на рис. 3.15—3.19.



$b$ , мм	30
$R_{спл}$ , мм	344,3
$h_1$ , мм	1,400
$f$	0,173
$\alpha$ , рад	0,040
$\sigma_0 / \sigma_{T0}$	0,021
$\sigma_1 / \sigma_{T0}$	0,000
$R_{ном}$ , мм	124,3

$Q_{ср np}^*$	-0,00279
$f_{ср}$	0,106
$n_1$	0,366
$p_{ср} / 2k_{ср}$	1,637
$M_{np}^*$	0,038

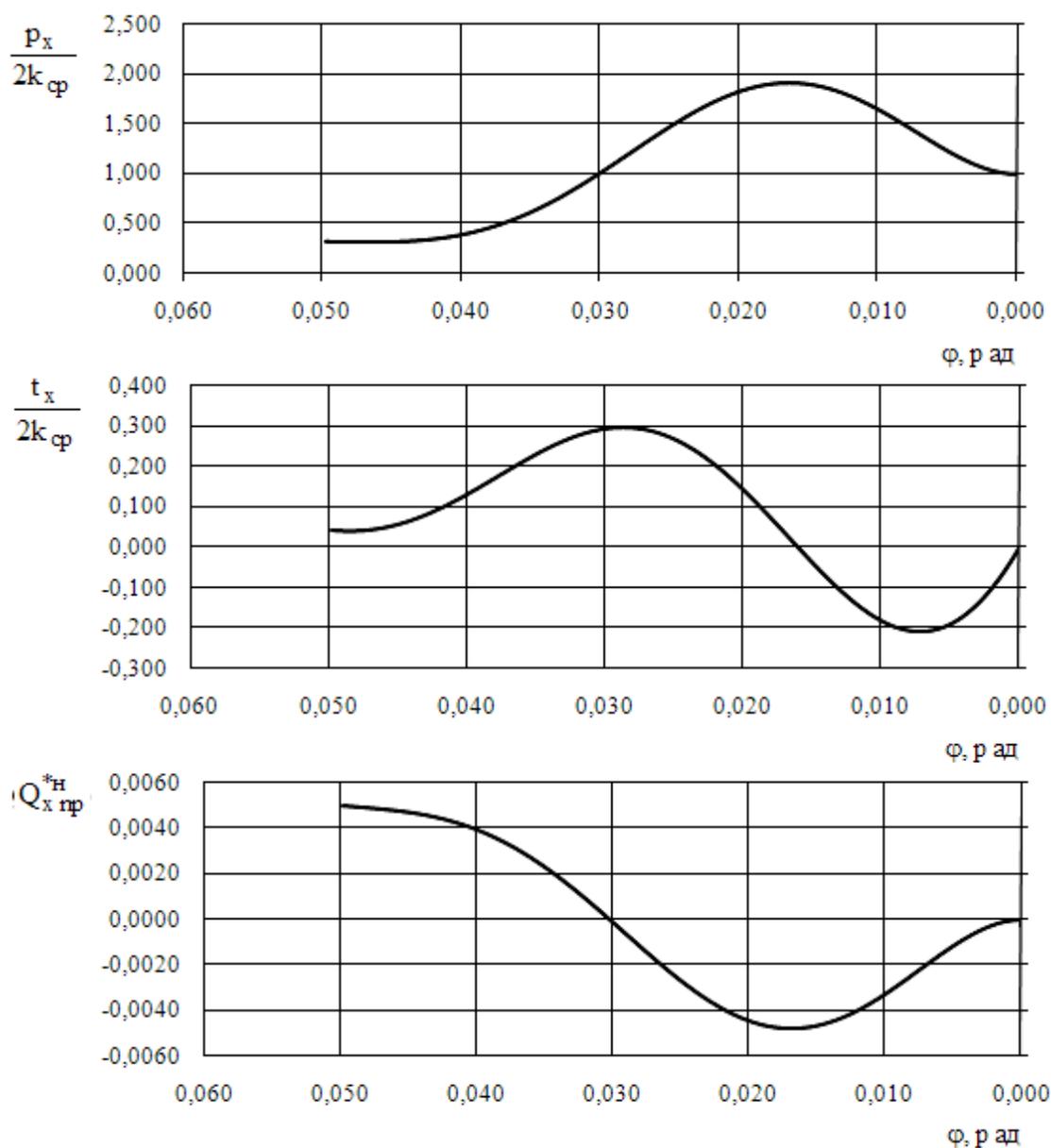
Рис. 3.15. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке образца № 90



$b$ , мм	30
$R_{спл}$ , мм	307,6
$h_1$ , мм	1,320
$f$	0,183
$\alpha$ , рад	0,045
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,389
$\sigma_1/\sigma_{T0}$	0,000
$R_{ном}$ , мм	124,3

$Q_{cp np}^*$	-0,00170
$f_{cp}$	0,120
$n_1$	0,500
$p_{cp}/2k_{cp}$	1,394
$M_{np}^*$	0,038

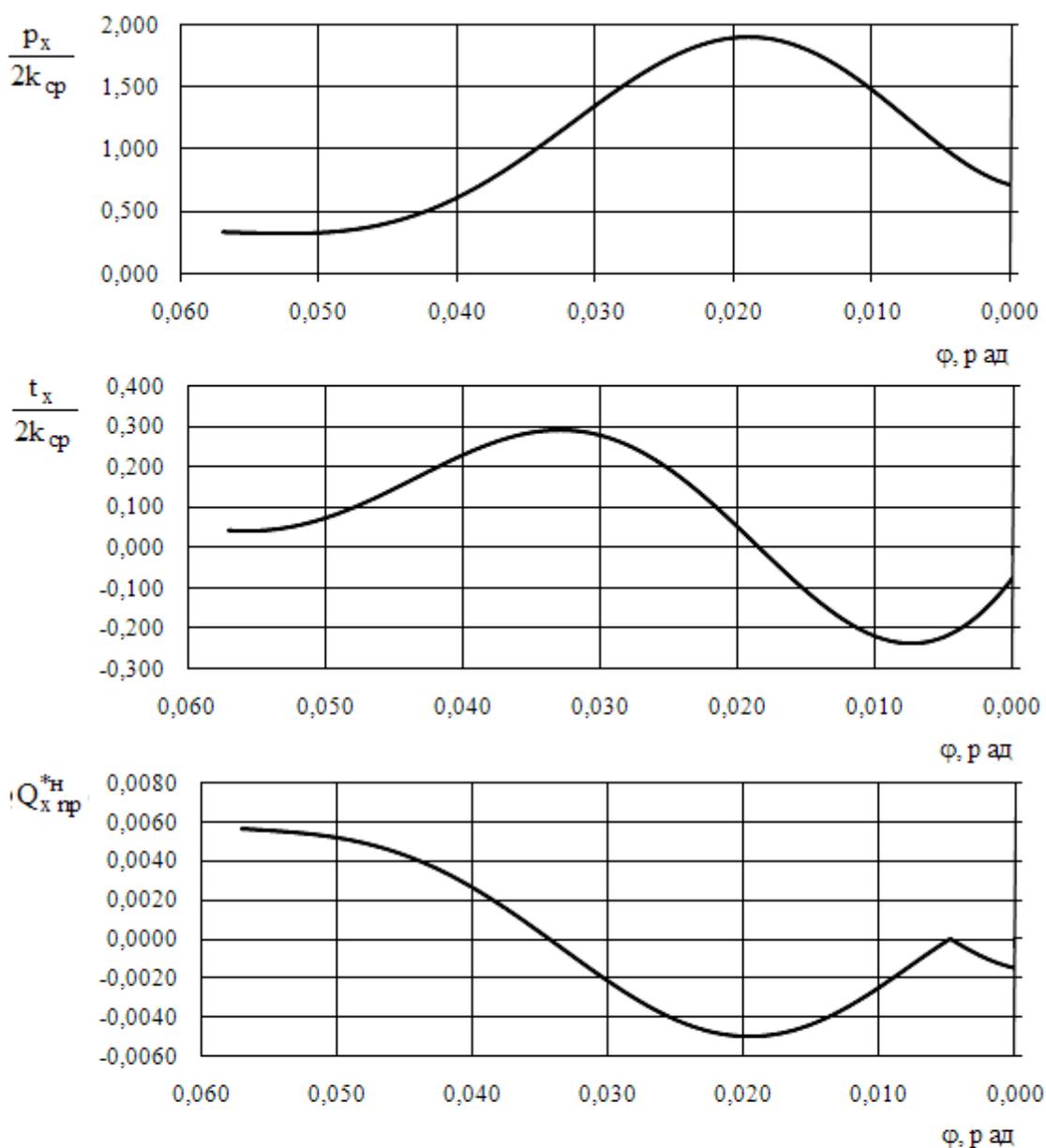
Рис. 3.16. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке образца № 91



$b$ , мм	30
$R_{спл}$ , мм	262,4
$h_1$ , мм	1,300
$f$	0,189
$\alpha$ , рад	0,050
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,674
$\sigma_1/\sigma_{T0}$	0,000
$R_{ном}$ , мм	124,3

$Q_{ср np}^*$	-0,00030
$f_{ср}$	0,143
$n_1$	0,703
$p_{ср}/2k_{ср}$	1,114
$M_{np}^*$	0,033

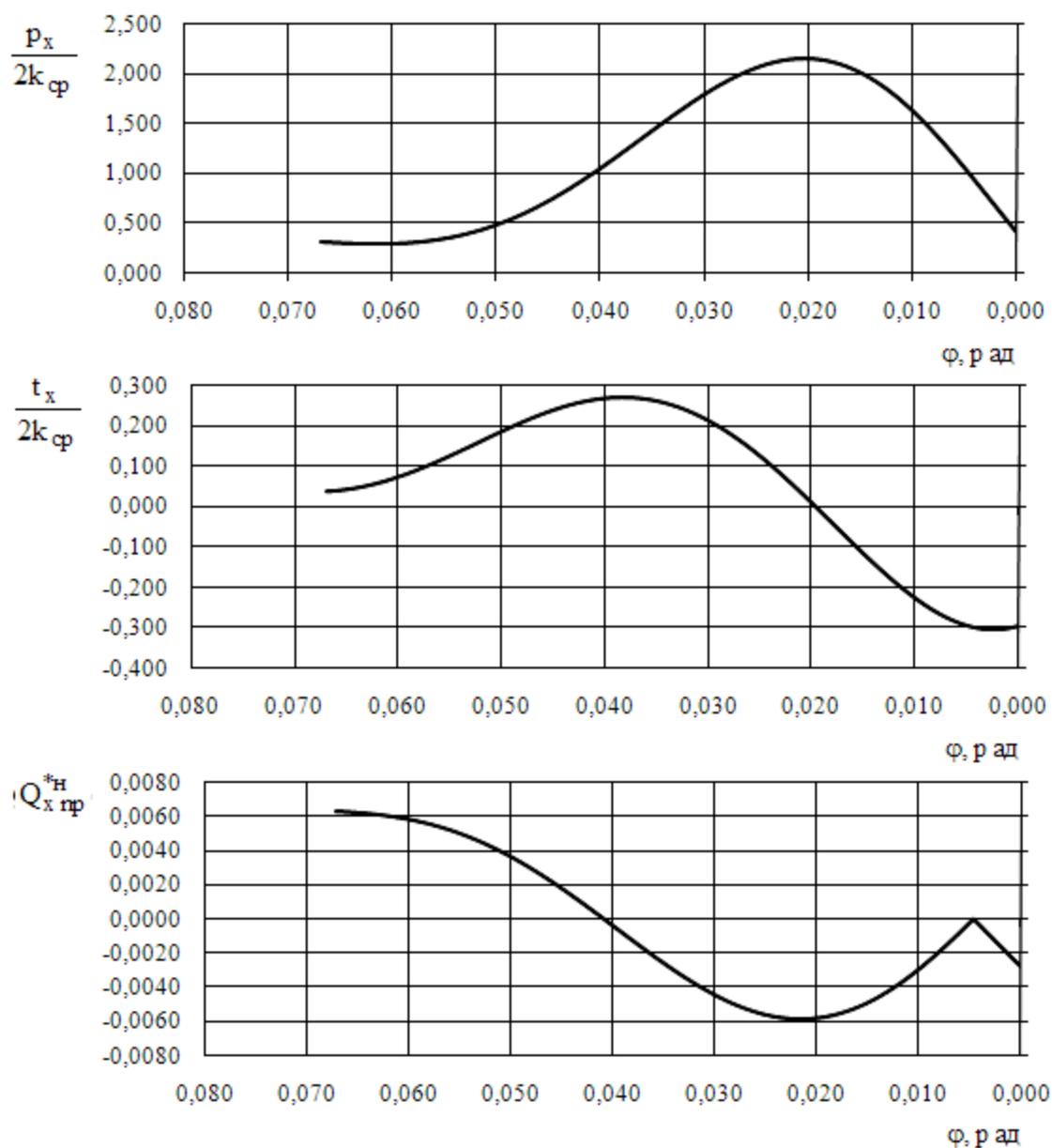
Рис. 3.17. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке образца № 92



$b$ , мм	30
$R_{\text{спл}}$ , мм	230,9
$h_1$ , мм	1,200
$f$	0,200
$\alpha$ , рад	0,057
$\sigma_0 / \sigma_{T0}$	0,668
$\sigma_1 / \sigma_{T0}$	0,289
$R_{\text{ном}}$ , мм	124,3

$Q_{\text{ср}np}^*$	-0,000169
$f_{\text{ср}}$	0,154
$n_1$	0,646
$p_{\text{ср}} / 2k_{\text{ср}}$	1,073
$M_{np}^*$	0,035

Рис. 3.18. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке образца № 99



$b$ , мм	30
$R_{спл}$ , мм	214,1
$h_1$ , мм	1,000
$f$	0,200
$\alpha$ , рад	0,067
$\sigma_0 / \sigma_{T0}$	0,689
$\sigma_1 / \sigma_{T0}$	0,597
$R_{ном}$ , мм	124,3

$Q_{ср np}^*$	-0,000474
$f_{ср}$	0,150
$n_1$	0,617
$P_{ср} / 2k_{ср}$	1,160
$M_{np}^*$	0,040

Рис. 3.19. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке образца № 100

Как видно из эпюр рис. 3.15, при прокатке с очень малым задним натяжением и при отсутствии переднего текущая сила  $Q_{хпр}^{*н}$  практически по всей длине очага деформации направлена противоположно движению полосы и средняя результирующая, определяемая по формуле (3.6), является отрицательной. Это свидетельствует об устойчивости процесса деформации.

Прокатка образца № 91 (рис. 3.16) совершалась также при отсутствии переднего, но при значительном заднем натяжении  $\left(\frac{\sigma_0}{2k_{ср}} = 0,389\right)$ . Сила  $Q_{хпр}^{*н}$  вблизи входа металла в очаг деформации является положительной, направленной по ходу движения полосы. Вблизи средней части очага деформации она переходит через нулевое значение и далее, вплоть до выхода металла из валков,  $Q_{хпр}^{*н}$  направлена противоположно ходу процесса прокатки. Сила  $Q_{хпр}^{*н}$  по абсолютному значению становится меньше по сравнению с предыдущим случаем.

Анализируя распределение  $Q_{хпр}^{*н}$  при прокатке образца № 92 (рис. 3.17) с большим задним удельным натяжением  $\left(\frac{\sigma_0}{2k_{ср}} = 0,674\right)$  можно заметить, что процесс прокатки ведётся в условиях, близких к предельным, т.к. результирующая  $Q_{српр}^{*н}$  слабо отличается от нулевого значения.

На рис. 3.18 приведены эпюры, соответствующие условиям прокатки образца № 99  $\left(\frac{\sigma_0}{2k_{ср}} = 0,668 \text{ и } \frac{\sigma_1}{2k_{ср}} = 0,289\right)$ . В этом случае заднее удельное натяжение полосы осталось практически неизменным по отношению к прокатке образца № 92, но деформация металла проводилась при существенном переднем натяжении. Результирующая продольных сил  $Q_{српр}^{*н}$  также была близка

к нулевому значению, что свидетельствует о слабом влиянии переднего натяжения на продольную устойчивость полосы в очаге деформации.

Аналогичные выводы можно сделать и при анализе расчётных эпюр, соответствующих прокатке образца № 100 (рис. 3.19).

В табл. 3.6 приведены расчётные значения средней результирующей силы пластически деформируемого металла, соответствующие условиям прокатки всего объёма опытов.

**Таблица 3.6. Значения средней результирующей продольных сил при прокатке ленты с натяжением**

Номер образца	90	91	92	93	94	95	96	97	98	99	100
Сила $Q_{српр}^{*н}$	-0,00279	-0,0025	-0,0003	-0,0023	-0,00136	-0,00293	-0,00278	-0,00298	-0,00211	-0,000169	-0,000474

Как видно из табл. 3.6, сила  $Q_{српр}^{*н}$  во всех случаях отрицательная, направлена против хода прокатки, следовательно, процесс деформации должен протекать без пробуксовок, хотя и с различной степенью продольной устойчивости полосы в валках.

Обобщим результаты теоретического исследования продольной устойчивости полосы в валках при прокатке с натяжением и сравним их с опытными данными. Для этого проанализируем зависимость опытного опережения  $S$  и среднего давления

$\frac{P_{ср}}{2k_{ср}}$ , а также результирующей  $Q_{српр}^{*н}$  от натяжения полосы.

Из табл. 3.2 видно, что первые шесть образцов из опытов, приведенных в [70], прокатывали без переднего натяжения. Зависимость указанных параметров от удельного заднего натяжения полосы показано на рис. 3.20.

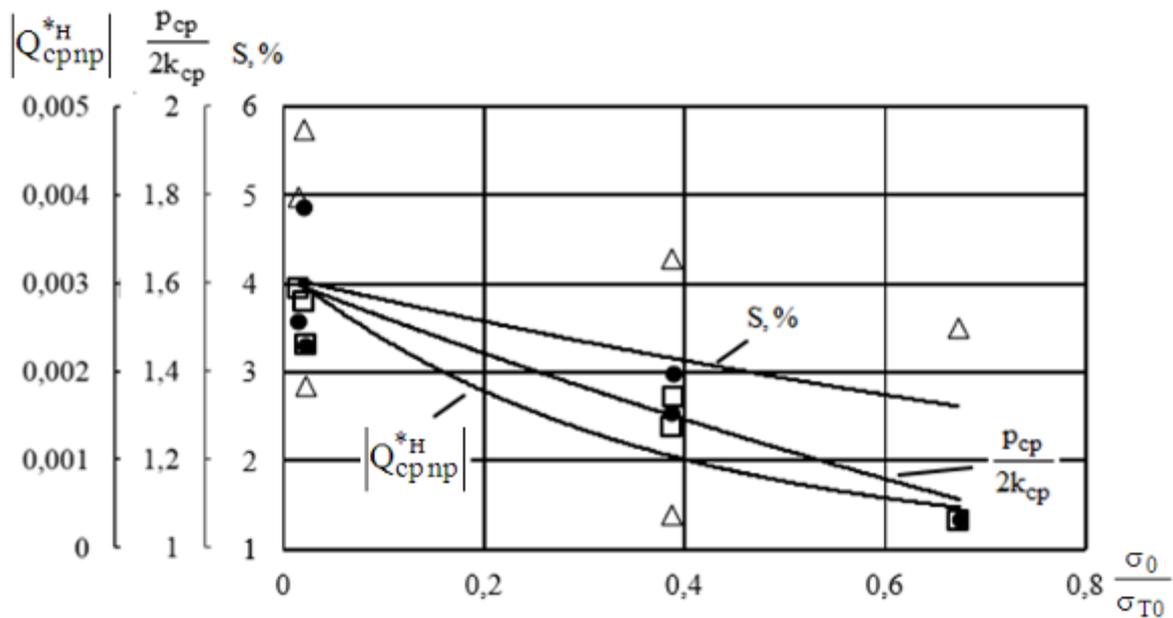


Рис. 3.20. Влияние заднего натяжения полосы на силовые и кинематические параметры: ● —  $\frac{P_{ср}}{2k_{ср}}$ ; Δ —  $S$ ; □ —  $Q_{ср.пр}^*$ .

Как следует из графиков рис. 3.20, с увеличением заднего удельного натяжения среднее давление и опережение в очаге деформации уменьшаются. Эта зависимость также известна из работы [70]. С увеличением заднего натяжения также по абсолютной величине снижается и средняя результирующая сила  $Q_{ср.пр}^*$ , что свидетельствует о менее устойчивой прокатке в продольном направлении.

Следует заметить, что некоторый разброс точек на графиках связан с разным обжатием металла в результате сплющивания валков при изменении натяжения полосы.

При оценке влияния переднего и заднего натяжений полосы на среднее давление исследователи пользуются коэффициентом  $\xi_{ср}$ , определяемым по формуле (1.6). Учитывая, что в данных расчётах принято среднее по длине контактной зоны сопротивление деформации  $2k_{ср}$ , то величины  $\xi_0$  и  $\xi_1$  определяются следующим образом:

$$\xi_0 = 1 - \frac{\sigma_0}{2k_{\text{ср}}}; \quad \xi_1 = 1 - \frac{\sigma_1}{2k_{\text{ср}}}.$$

Заметим, что если прокатка осуществляется без натяжения полосы, то  $\xi_{\text{ср}} = 1$ , в остальных случаях он меньше единицы. Заднее натяжение сильнее влияет на  $\xi_{\text{ср}}$  по сравнению с передним.

На рис. 3.21 приведены графики влияния коэффициента натяжения  $\xi_{\text{ср}}$  на вышеуказанные параметры.

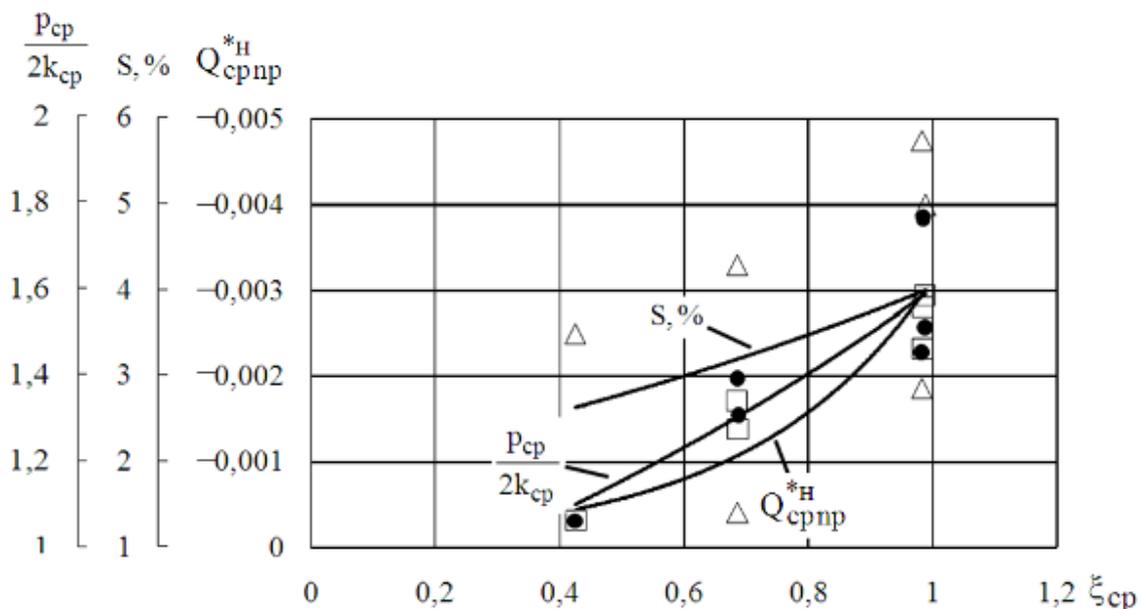


Рис. 3.21. Зависимость кинематических и силовых параметров от коэффициента натяжения: ● —  $\frac{P_{\text{ср}}}{2k_{\text{ср}}}$ ; △ —  $S$ ; □ —  $Q_{\text{српр}}^{*н}$

Ещё раз подчеркнём, что, из-за действия внутренних сил пластически деформируемого металла, потеря равновесия полосы в валках может возникать и при наличии зоны опережения, т.е. равенство  $\gamma = 0$  ( $\gamma$  — угол нейтрального сечения) не всегда отражает предельные условия деформации. Это обстоятельство необходимо учитывать при разработке энергосберегающей технологии за счёт регулирования режима натяжений полосы на непрерывных тонколистовых станах.

Проведенный анализ показывает, что предложенная методика оценки продольной устойчивости достаточно точно отражает результаты опытов. Средняя результирующая сила  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$  существенно зависит от заднего натяжения полосы и слабо — от переднего. С увеличением коэффициента натяжения  $\xi_{\text{ср}}$  продольная устойчивость процесса прокатки также возрастает.

Как ранее отмечено, средняя результирующая  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$ , являясь силой сопротивления, при устойчивом процессе прокатки всегда направлена противоположно движению полосы. Данные табл. 3.6 полностью согласуются с результатами опытной прокатки, которая во всех случаях совершалась без пробуксовок.

Напомним, на графиках рис. 3.15—3.19 приведены результаты расчётов контактных напряжений и текущих продольных сил, а в табл. 3.6 — средняя результирующая  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$  при усреднённом по длине контактной зоны сопротивлении деформации металла. В расчётах вышеприведенных величин с учётом текущего значения сопротивления деформации  $2k_{\text{тек}}$  и при значительном заднем натяжении полосы картина распределения сил  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  меняется таким образом, что их результирующая становится положительной, т.е. превращается в активную, движущую силу, что, как показано выше, противоречит её природе. Так, при расчётах, соответствующих условиям прокатки образца № 99 (рис. 3.22), площадь положительных значений  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  превышает площадь отрицательных, средняя результирующая  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$  равна 0,0015, и, следовательно, устойчивый процесс невозможен.

Аналогичные результаты получены в расчётах, соответствующих условиям прокатки образцов № 92 и № 100. Теоретические эпюры распределения контактных напряжений и продольных сил при прокатке образца № 100 приведены на рис. 3.23.

С целью раскрытия причин указанного различия в оценке продольной устойчивости полосы рассмотрим эпюры напряжений и сил в размерной форме. Для этого выполним расчёты по условиям прокатки образца № 99 при усреднённом значении сопротивления деформации и текущем, определённом в соответствии с выражением (3.11).

Результаты исследования показаны на рис. 3.24.

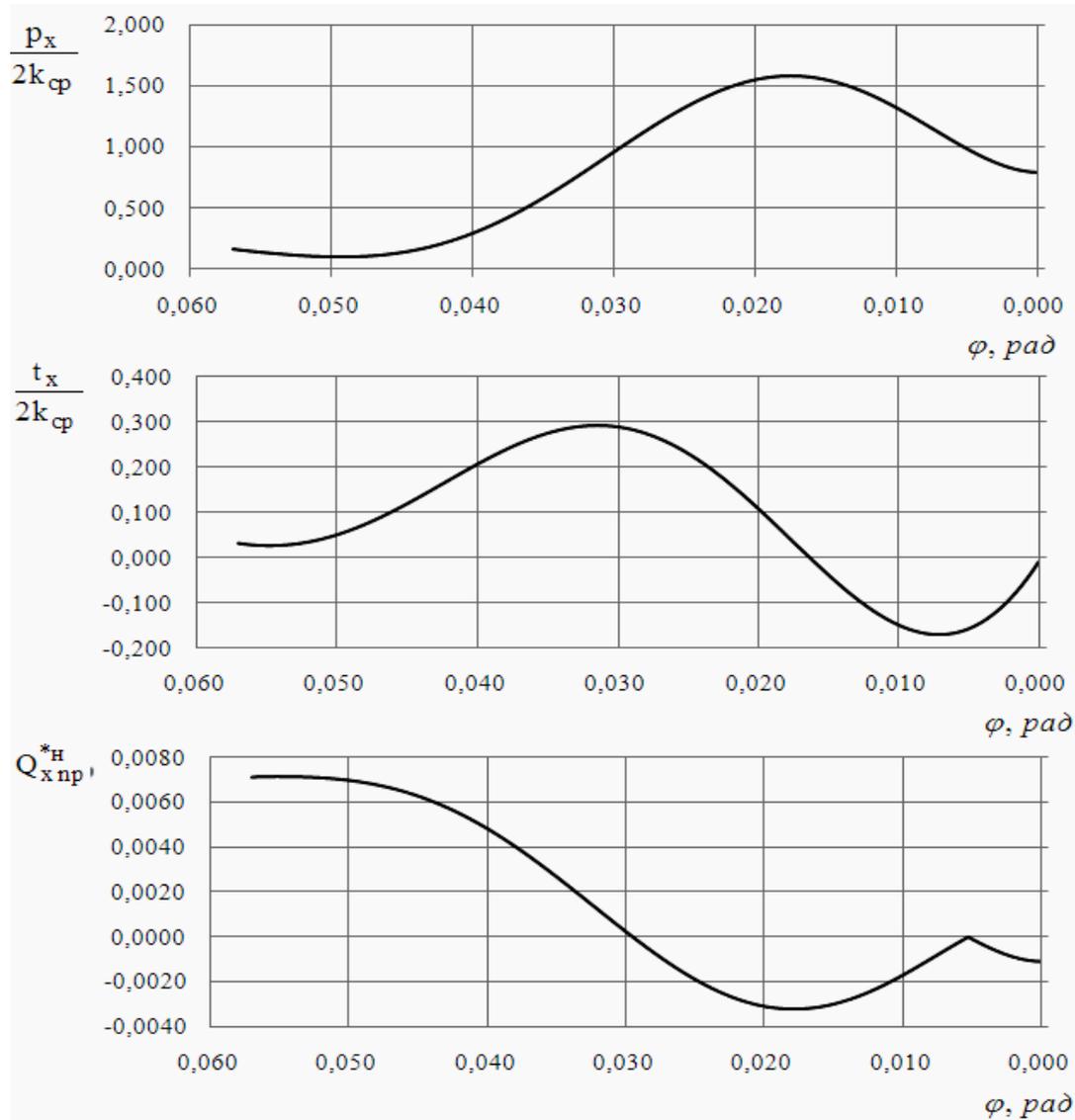
Как следует из приведенных графиков, эпюра давления с учётом текущего упрочнения полосы в начальной и средней части контактной зоны располагается ниже по сравнению со второй эпюрой, а нормальные продольные напряжения  $\sigma_x$  большие по величине. Удельные силы трения при этом вблизи входа металла в валки несколько меньше и зона опережения сокращается. Это приводит к тому, что площадь положительных значений текущей силы  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  возрастает, а процесс прокатки становится менее устойчивым по сравнению с расчётами при усреднённом сопротивлении деформации.

В конкретных условиях прокатки образца № 99 расчёты силового взаимодействия в очаге деформации с учётом упрочнения полосы показывают, что результирующая сила  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$  принимает положительное значение, что свидетельствует о невозможности устойчивости процесса. Этот результат противоречит эксперименту.

Аналогичные выводы можно сделать и при анализе эпюр, рассчитанных для случаев прокатки образцов № 92 и 100 с учётом текущего упрочнения металла.

По-видимому, формула (3.11) недостаточно точно учитывает реальный характер изменения напряжения текучести. Поэтому последующие расчёты при оценке устойчивости полосы в очаге деформации на производственных станах будем вести при среднем сопротивлении деформации  $2k_{\text{ср}}$ . При теоретическом опре-

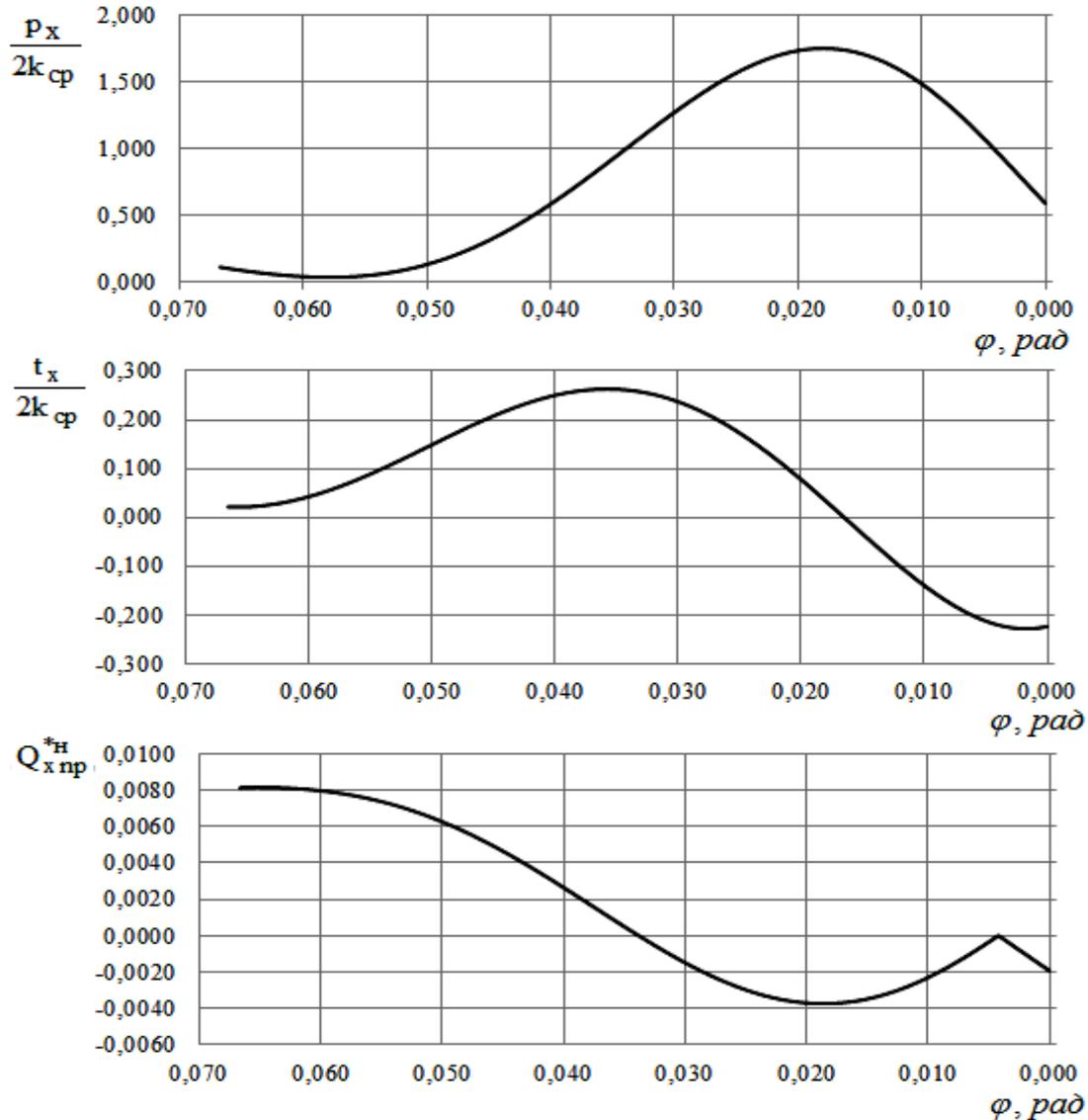
делении энергосиловых параметров в этом случае воспользуемся методикой [54].



hз	1,95
m	11,425
k	0,77
$\sigma_{S0}$	260
b, мм	1
R <sub>спл</sub> , мм	230,9
h <sub>1</sub> , мм	1,2
f	0,2
$\alpha$ , рад	0,057
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,84
$\sigma_1/\sigma_{T0}$	0,21

$Q_{срnp}^*$	0,0015
$f_{ср}$	0,17885
$n_1$	0,97546
$p_{ср}/2k_{ср}$	0,81674
$M_{np}^*$	0,03093
$p_{ср}$ , МПа	458,973

Рис. 3.22. Распределение контактных напряжений и текущей продольной силы по условиям прокатки образца № 99 при текущем сопротивлении деформации металла



$h_3$	1,95
$m$	11,425
$k$	0,77
$\sigma_{S0}$	260
$b, \text{мм}$	1
$R_{\text{сш}}, \text{мм}$	214,1
$h_1, \text{мм}$	1
$f$	0,2
$\alpha, \text{рад}$	0,06662
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,89
$\sigma_1/\sigma_{T0}$	0,411

$Q_{\text{срnp}}^*$	0,0016
$f_{\text{ср}}$	0,17801
$n_1$	0,95792
$p_{\text{ср}}/2k_{\text{ср}}$	0,84422
$M_{\text{np}}$	0,03449
$p_{\text{ср}}, \text{МПа}$	516,094

Рис. 3.23. Распределение контактных напряжений и текущей продольной силы по условиям прокатки образца № 100 при текущем сопротивлении деформации металла

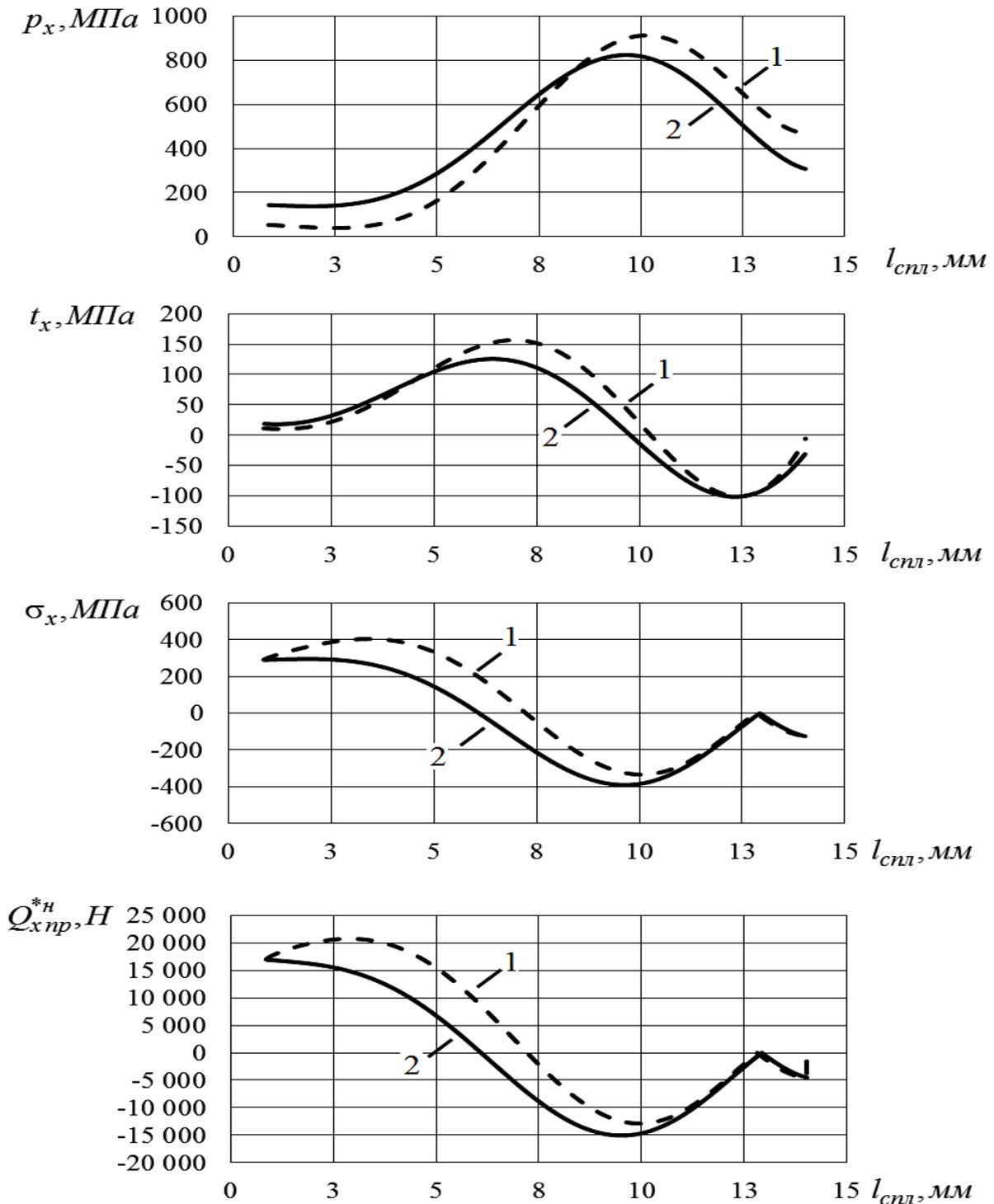


Рис. 3.24. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил в размерной форме при условиях прокатки образца № 99 в случаях:

1 — при изменяющемся по длине контактной зоны значении сопротивления деформации; 2 — при усреднённом его значении

#### 4. ОЦЕНКА ПРОДОЛЬНОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ПОЛОСЫ В ВАЛКАХ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ

Одной из важных технических задач современной теории является разработка методики расчета оптимальных режимов натяжения полосы при непрерывной прокатке. Этот режим, по крайней мере, должен обеспечить продольную устойчивость процесса и энергосберегающую технологию прокатки. Как уже указывалось в работе [33] была предпринята попытка построения методики расчета оптимальных режимов натяжения, которая заключалась в определении критериального соотношения между мощностью прокатки с натяжением полосы и мощностью простого процесса при одинаковых условиях деформации и  $V_{1н} = V_0$ :

$$\frac{W_{сн}}{W_c} = \left\{ \frac{p_{срсп}}{p_{срс}} \frac{\psi_{сн}}{\psi_c} \left( \frac{l_{сн}}{l_c} \right)^2 + \frac{Rh_0}{2p_{срс}\psi_c l_c^2} \times \left[ \frac{(1+S_c)}{(1+S_{сн})} \right] \right. \\ \left. \times [q_0\varepsilon + S_{сн}(1-\varepsilon)(q_1 - q_0)] \right\}, \quad (4.1)$$

где  $W_{сн}$ ,  $W_c$  — суммарная мощность на бочках валков при прокатке с натяжением и без него;  $p_{срсп}$ ,  $p_{срс}$  — среднее контактное нормальное напряжение при прокатке с натяжением и без натяжения;  $\psi_{сн}$ ,  $\psi_c$  — коэффициент, характеризующий положение точки приложения равнодействующей контактных сил (коэффициент плеча момента) при прокатке с натяжением и без натяжения;  $l_{сн}$ ,  $S_{сн}$ ,  $l_c$ ,  $S_c$  — длина очага деформации и опережение при прокатке с натяжением и без натяжения, рассчитанные с учетом влияния упругих деформаций валков и полосы;  $R$  — радиус ра-

бочих валков;  $h_0$  — толщина полосы на входе в очаг деформации;  $\varepsilon$  — частное относительное обжатие полосы;  $q_0, q_1$  — заднее и переднее абсолютные удельные натяжения;  $V_{1н}, V_0$  — скорость полосы на выходе из очага деформации при прокатке с натяжением и без натяжения.

Авторы работы [33] проанализировали существующие режимы натяжения полосы на непрерывных станах холодной прокатки 1400; 1700 и 1680. Исходя из критериального соотношения мощностей (4.1) они предложили новые режимы натяжения, обеспечивающие сокращение суммарной по всем клетям энергии на ведение процесса. Заметим, что эти режимы получены без учета продольной устойчивости полосы в валках, а опирались только на величину нейтрального угла, как граничного фактора. Но, как показано выше, потеря равновесия в очаге деформации может происходить при наличии зоны опережения по причине действия результирующей продольных сил пластически деформируемого металла. Поэтому, на наш взгляд, в дополнение к проведенному исследованию целесообразно выполнить проверку продольной устойчивости полосы в валках при реально существующих режимах натяжения полосы и предлагаемых в [33].

Предварительно кратко рассмотрим технологию прокатки и состав оборудования непрерывных станов 1400, 1700 и 1680 холодной деформации, а также методику расчета энергосиловых параметров при холодной прокатке.

#### **4.1. Методика расчёта энергосиловых параметров при холодной тонколистовой прокатке**

Холодная прокатка представляет собой сложный процесс упругопластической деформации, в ходе которого происходит упрочнение, разогрев металла, изменение шероховатости полосы

и увеличение её скорости. При этом пластическая деформация полосы начинается и заканчивается упругой, рабочие валки упруго сжимаются и разогреваются под действием пластической деформации. Основными особенностями пластической деформации тонколистового металла в холодном состоянии являются большие контактные напряжения (до 1500 МПа). Поэтому решающее влияние на энергосиловые параметры в этих условиях оказывают силы контактного трения и упругие деформации валков и полосы [30].

В качестве модели для прогнозирования очага деформации при холодной тонколистовой прокатке Я. Д. Василёв в работах [33, 72] предлагает схему, в соответствии с которой зона контакта полосы с валками состоит из трёх участков: упругого сжатия полосы протяжённостью  $x_{0\Pi}$ , пластической деформации полосы  $l_B$  и упругого восстановления полосы  $x_{1\Pi}$ . Общая протяжённость дуги контакта обозначена  $l_c$ , а её приращение за линией, соединяющей центры вращения валков и полосы —  $x_1$ . Это приращение состоит из участков  $x_{1B}$  и  $x_{1\Pi}$ .

На основе данной модели зоны контакта Я. Д. Василёвым разработана методика определения среднего давления в очаге деформации [54, 72, 73].

Согласно этой методике, среднее давление на участке пластического контакта полосы с валком определяется по следующей формуле:

$$p_{\text{ср.в}} = \frac{\beta \sigma_{T\text{ср}} \xi_{\text{ср}}}{1 - \nu_{\Pi}^2} \left[ 1 + \frac{f_y l_B}{2h_{\text{ср}}} \right]. \quad (4.2)$$

С учётом влияния упругих деформаций валков и полосы:

$$p_{\text{ср.с}} = 0,5 \left( p_0 \frac{x_{0\Pi}}{l_c} + p_1 \frac{x_1}{l_c} \right) + p_{\text{ср.в}} \frac{l_B}{l_c}, \quad (4.3)$$

где  $\nu_{\Pi}$  — коэффициент Пуассона для материала полосы;  $\beta$  — коэффициент Лоде;  $p_0$ ,  $p_1$  — соответственно нормальные напряжения на границах упругопластического контакта полосы с валками в зонах отставания и опережения:

$$p_0 = \frac{\beta \sigma_{T0} \xi_0}{1 - \nu_{\Pi}^2}; \quad (4.4)$$

$$p_1 = \frac{\beta \sigma_{T1} \xi_1}{1 - \nu_{\Pi}^2}, \quad (4.5)$$

где  $\xi_0$ ,  $\xi_1$ ,  $\xi_{\text{ср}}$  — коэффициенты, учитывающие натяжения полосы.

Окончательно, с учётом влияния упругих деформаций валков и полосы, среднее давление определяется по формуле:

$$p_{\text{ср.с}} = \frac{\beta}{2(1 - \nu_{\Pi}^2)} \left( \sigma_{T0} \xi_0 \frac{x_{0\Pi}}{l_c} + \sigma_{T1} \xi_1 \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) + \frac{\beta \sigma_{T\text{ср}} \xi_{\text{ср}}}{1 - \nu_{\Pi}^2} \left[ 1 + \frac{f_y l_c}{3h_{\text{ср}}} (1 + 0,5\varepsilon) \frac{l_{\text{в}}}{l_c} \right] \frac{l_{\text{в}}}{l_c}, \quad (4.6)$$

где  $\frac{x_{0\Pi}}{l_c}$ ,  $\frac{x_{1\Pi}}{l_c}$ ,  $\frac{l_{\text{в}}}{l_c}$  — параметры, которые характеризуют очаг деформации:

$$\frac{x_{0\Pi}}{l_c} = \left( 1 - \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) \left[ 1 - \sqrt{1 - \frac{\beta \sigma_{T0} \xi_0}{\varepsilon E_{\Pi} + \beta \sigma_{T1} \xi_1 (1 - \varepsilon)}} \right]; \quad (4.7)$$

$$\frac{x_{1\Pi}}{l_c} = \frac{1}{1 + \sqrt{1 + \left( \frac{\varepsilon}{1 - \varepsilon} \right) \frac{E_{\Pi}}{\beta \sigma_{T1} \xi_1}}}; \quad (4.8)$$

$$\frac{l_{\text{в}}}{l_c} = 1 - \frac{x_{0\Pi}}{l_c} - \frac{x_{1\Pi}}{l_c}; \quad (4.9)$$

$h_{\text{ср}}$  — средняя толщина полосы;  $E_{\text{п}}$  — модуль упругости материала полосы;  $f_y$  — коэффициент трения в установившемся режиме прокатки:

$$f_y = \frac{k_{\text{см}} \left[ 1 + (0,5 + R_a) \left( 0,4 + \frac{\varepsilon}{1 + \varepsilon_{\Sigma}} \right) \right]}{\left( 1 + 0,25 \sqrt{v_{50}} - 0,005 v_{50} \right) \left( 1 - 0,25 \sqrt{\frac{t_{\text{ксп}} - 20}{230}} \right)} \times \left[ 0,07 - \frac{0,1 V_{\text{в}}^2}{2(1 + V_{\text{в}}) + 3 V_{\text{в}}^2} \right]; \quad (4.10)$$

$k_{\text{см}}$  — коэффициент, который учитывает природу масла;  $R_a$  — среднеарифметическое отклонение профиля;  $\varepsilon$  — частное относительное обжатие (за проход);  $\varepsilon_{\Sigma}$  — суммарное относительное обжатие;  $v_{50}$  — кинематическая вязкость масла при температуре 50 °С;  $V_{\text{в}}$  — окружная скорость валков (скорость прокатки).

Общая протяжённость дуги контакта и её приращение:

$$l_c = x_1 + \sqrt{R \Delta h + x_1^2}; \quad (4.11)$$

$$x_1 = x_{1\text{п}} + 6 \frac{1 - v_{\text{в}}^2}{\pi E_{\text{в}}} p_{\text{ср.с}} R \left( 1 - 2 \frac{x_{1\text{п}}}{l_c} \right) \left[ 4 \frac{x_{1\text{п}}}{l_c} \left( 1 - \frac{x_{1\text{п}}}{l_c} \right) + 1 \right], \quad (4.12)$$

где  $E_{\text{в}}$  — модуль упругости материала валков;  $v_{\text{в}}$  — коэффициент Пуассона для материала валков.

Сила прокатки рассчитывается по формуле:

$$P_c = p_{\text{ср.с}} b \cdot l_c, \quad (4.13)$$

где  $b$  — ширина полосы.

Момент прокатки равен:

$$M_c = 2 P \psi_c l_c + R_c b (q_0 h_0 - q_1 h_1), \quad (4.14)$$

где  $\psi_c$  — коэффициент плеча момента;

$$\psi_c = \frac{1}{6} \left[ \begin{aligned} & \frac{p_0}{p_{cp.c}} \left( 1 - \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_1}{l_c} \right) \left( 1 - \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right) - \frac{p_1}{p_{cp.c}} \left( \frac{\gamma_c}{\alpha_c} + \frac{x_1}{l_c} \right) \times \\ & \times \left( 1 - \frac{x_{0\Pi}}{l_c} \right) + 2 \left( 1 + \frac{\gamma_c}{\alpha_c} - \frac{x_{1\Pi}}{l_c} - 2 \frac{x_1}{l_c} - \frac{x_{0\Pi}}{l_c} \right) \end{aligned} \right], \quad (4.15)$$

где  $\frac{\gamma_c}{\alpha_c}$  — отношение угла нейтрального сечения к сплюсненному углу захвата:

$$\frac{\gamma_c}{\alpha_c} = \frac{1}{2} \left[ 1 - \frac{(\Delta h + \Delta_{1\Pi}) \left( 2 - 3 \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right)}{4 f_y l_c \left( 1 - \frac{x_{1\Pi}}{l_c} \right)^2} - \frac{q_0 h_0 - q_1 h_1}{4 f_y p_{cp.c} l_c} - \frac{x_1}{l_c} \right], \quad (4.16)$$

где  $\Delta_{1\Pi}$  — максимальное значение упругого восстановления полосы:

$$\Delta_{1\Pi} = \frac{\beta \sigma_{T1} \xi_1}{E_{\Pi}} h_1, \quad (4.17)$$

где  $R_c$  — сплюсненный радиус валков:

$$R_c = \frac{l_c^2}{\Delta h}. \quad (4.18)$$

Расчёт проводится итерационным путём на ЭВМ.

1. Сначала определяется длина очага деформации по известной формуле:

$$l = \sqrt{R \Delta h}.$$

2. Затем принимается следующее равенство:

$$l_c = l.$$

3. Рассчитывается длина очага деформации с учётом сплющивания валков по формуле (4.11).
4. Определяется относительная разница  $\Delta$  принятого и вычисленного значений  $l_c$ . Эта разница должна быть удовлетворительной (как правило, 5—10 %). Далее рассчитываются сила и момент прокатки по соответствующим формулам.
5. Если  $\Delta$  не соответствует требуемому значению, то изменяется величина  $l_c$ .

#### **4.2. Состав основного оборудования и элементы технологии производства жести на стане 1400**

Схема расположения оборудования непрерывного шести-клетевого стана 1400 с возможностью бесконечной прокатки приведена на рис. 4.1 [74]. Исходным материалом для производства жести является горячекатаная полоса низкоуглеродистой стали (марки 08 кп) толщиной 1,8—3,0 мм, шириной до 1250 мм. Рулоны заготовки массой до 23 т поступают в цех от тонколистового непрерывного стана горячей прокатки.

После операции травления в растворе соляной кислоты и очистки поверхности рулоны непосредственно поступают на стан, где осуществляется порулонная прерывистая деформация горячекатанной полосы. Кроме того, может осуществляться длительная непрерывная прокатка при сварке концов рулонов (бесконечная прокатка). Все клетки стана 1400 являются клетями кварто, диаметр рабочих валков 600—510 мм, опорных — 1400—1320 мм.

Обжатие металла в одной клетке может составлять 35—40 %, суммарное обжатие по стану достигает 90—95 %. Жесть получают толщиной 0,08—0,5 мм.

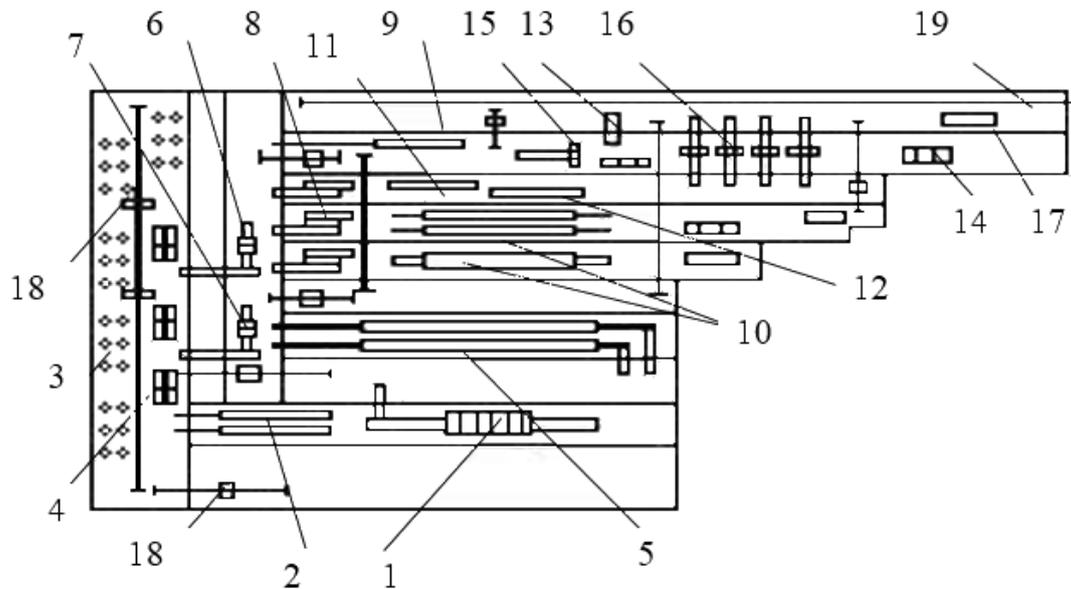


Рис. 4.1. Схема расположения основного оборудования современного цеха жести: 1 — 6-клетевой стан 1400 бесконечной прокатки; 2 — непрерывные агрегаты электролитической очистки полос; 3 — колпаковые отжигательные печи; 4 — стенды для охлаждения рулонов после отжига; 5 — агрегаты непрерывного отжига полос; 6 — 2-й клетевой дрессировочный стан; 7 — 2-й клетевой прокатно-дрессировочный стан; 8 — агрегаты подготовки рулонов к операциям покрытия (обрезка кромок, дефектоскоп и др.); 9 — агрегат электролитической очистки тончайшей жести; 10 — непрерывные агрегаты электролитического лужения; 11 — агрегат вакуумного алюминирования; 12 — агрегат электролитического хромирования; 13 — агрегаты упаковки пачек жести; 14 — агрегаты сортировки; 15 — агрегат упаковки рулонов; 16 — агрегаты поперечной резки; 17 — агрегат упаковки пачек жести и листов; 18 — передаточные тележки

Прокатка осуществляется в тонкошлифованных валках с применением технологической смазки. В качестве смазки чаще всего применяют водо-маслянную смесь на основе пальмового масла.

Максимальная скорость прокатки составляет 35—38 м/с. После прокатки металл подвергают очистке от масла и загрязнений, а затем рулоны передаются для отжига.

Отжиг жести производят в колпаковых и непрерывных протяжных печах. Далее полосы поступают на дрессировочный или прокатно-дрессировочный стан. Для отделки жести толщиной более 0,18 мм применяют двухклетевые дрессировочные станы. Для получения жести толщиной 0,08—0,15 применяют вторичную прокатку на прокатно-дрессировочном стане, состоящем из двух клеток. Жесть, получаемая после отжига и дрессировки называют черной полированной жостью.

Основную долю продукции жестикатальных цехов составляет белая, луженная жость. Лужение жести оловом осуществляется горячим методом и электролитическим. Кроме того, применяют алюминирование и хромирование жести, а также покрытие её пищевым лаком.

Для случая прокатки жести 0,18×855 мм из подката 2,4×855 мм на этом стане в [33] приведены существующие и предлагаемые режимы деформации, которые представлены в табл. 4.1.

**Таблица 4.1. Режимы обжатия, натяжения и результаты расчета продольной устойчивости полосы в валках при прокатке листа 0,18×855 мм из подката 2,4×855 мм на шестиклетевом стане 1400**

№ клетки	1	2	3	4	5	6
1	2	3	4	5	6	7
$h_1$ , мм	2,06	1,24	0,73	0,44	0,29	0,18
$f_y$	0,087	0,073	0,049	0,048	0,058	0,041
Существующий режим натяжения						
$P_{cp}$ , Н/мм <sup>2</sup>	486	654	794	902	1069	1266
$\alpha$ , рад	0,0267	0,0439	0,0325	0,0225	0,0136	0,0099
$f_{cp}$	0,087	0,073	0,048	0,0479	0,052	0,035
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,089	0,342	0,238	0,223	0,266	0,209

---

$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,342	0,238	0,223	0,266	0,209	0,071
$Q_{српр}^{*н}$	-0,0006	-0,00031	-0,00032	-0,00069	-0,00079	-0,000614

Продолжение табл. 4.1.

1	2	3	4	5	6	7
Предлагаемый режим натяжения в [33]						
$P_{cp},$ Н/мм <sup>2</sup>	491	637	698	773	889	1104
$\alpha,$ рад	0,0267	0,0442	0,0334	0,0234	0,0148	0,0106
$f_{cp}$	0,0867	0,073	0,049	0,048	0,058	0,039
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,089	0,324	0,343	0,36	0,375	0,378
$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,324	0,343	0,36	0,375	0,378	0,071
$Q_{српр}^{*H}$	-0,0006	-0,00024	0,000081	-0,00031	-0,00081	-0,000605

Сравнивая существующий на стане режим натяжения полосы с предлагаемым отметим, что в последнем случае он несколько ужесточён, начиная с заднего натяжения в третьей клетке и далее. В соответствии с условиями деформации, которые приведены в табл. 4.1 была рассчитана средняя результирующая сила  $Q_{српр}^{*H}$  для всех клеток стана 1400 при существующем и предлагаемом режимах натяжения. Значения этой силы показаны в последних строчках указанной таблицы. Анализ величины силы  $Q_{српр}^{*H}$  показывает, что во всех клетках непрерывного стана 1400 при существующем режиме натяжения процесс совершается устойчиво без частичных пробуксовок, о чём свидетельствует её знак.

Степень продольной устойчивости во второй и третьей клетках заметно ниже, чем в остальных. Обращает на себя внимание то обстоятельство, что режим натяжения, принятый на стане, с точки зрения значений силы  $Q_{српр}^{*H}$ , достаточно близкий к оптимальному по условиям энергосбережения.

При дальнейшем наращивании силы натяжения между клетками возможно неустойчивое поведение металла в отдельных очагах деформации. Выполненные расчеты также показали, что

предлагаемый авторами [33] режим натяжения не является оптимальным по условию продольной устойчивости полосы в валках. В этом случае прокатка в третьей клети может совершаться только за счет тянущей способности четвертой клети. Как видно из таблицы результирующая продольная сила пластически деформируемого металла в третьей клети больше нуля.

Характер изменения контактных напряжений и текущей продольной силы при принятом и предлагаемом режимах натяжения в третьей клети стана 1400 приведена на рис 4.2.

Кривые 1 соответствуют производственному режиму натяжения полосы, 2 — предлагаемому авторами [33]. Как следует из рис. 4.2 текущая продольная сила  $Q_{xпр}^{*н}$  изменяется таким образом, что на входном участке очага деформации она является положительной и направлена по движению полосы. На средней части контактной зоны и на выходе металла из валков она направлена противоположно. Причем, в случае предлагаемого режима натяжения (кривая 2) площадь положительных значений  $Q_{xпр}^{*н}$  относительно нулевой линии превышает площадь её отрицательных значений.

Последнее указывает на то, что средняя результирующая продольных сил  $Q_{српр}^{*н}$  является положительной. Выше указывалось, что в этом случае процесс устойчиво протекать не может. Поэтому в третьей клети при предложенном режиме натяжения прокатка может быть осуществлена только за счет тянущей способности четвертой клети. Но такой процесс не является оптимальным потому, что любое изменение технологических параметров (например, уменьшение коэффициента трения) может вызвать частичную или полную пробуксовку полосы.

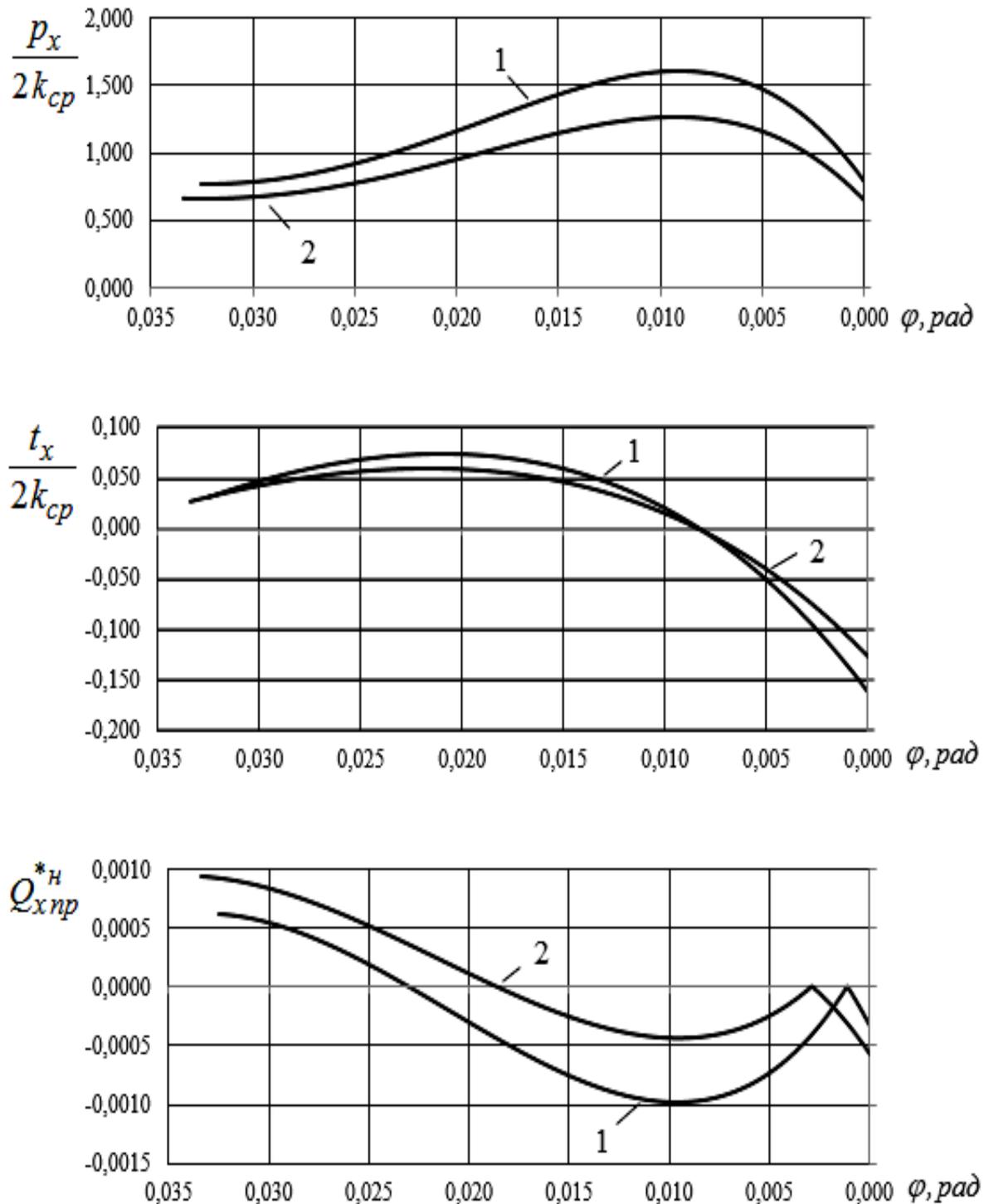


Рис. 4.2. Теоретические эпюры распределения нормального давления, напряжений трения и внутренней продольной силы при прокатке жести  $0,18 \times 855$  мм в клетки № 3 стана 1400

### **4.3. Состав основного оборудования и элементы технологии производства жести на непрерывном стане 1700 Карагандинского металлургического комбината**

Стан предназначен для холодной прокатки полос в рулонах толщиной 0,4—2,0 мм, шириной 700—1500 мм [74]. Он установлен в одном цеху со станом 1400 и показан на рис. 4.3.

Исходной заготовкой служит горячекатаная полоса, полученная на стане 1700. Перед прокаткой горячекатаные рулоны пропускают через непрерывно-травильный агрегат (НТА). Травление осуществляют в 30 % растворе соляной кислоты.

Непрерывный пятиклетевой стан 1700 с последовательным расположением клеток имеет индивидуальные главные привода. Скорость прокатки в последней клетке 25 м/с.

Все клетки стана аналогичны по конструкции и размерам, рабочие валки, изготовлены из стали 9Х2В, имеют диаметр 600 мм, опорные валки также являются стальными (90ХВ) диаметром 1500 мм. Имеются механизмы уравнивания опорных и рабочих валков, нажимные устройства, механизмы противоизгиба валков. Подшипники рабочих валков роликовые конические четырехрядные, подшипники опорных валков — жидкостного трения.

На стане предусмотрена моталка со сталкивателем рулонов для создания натяжения между клетью и барабаном моталки и сматывания полосы в рулоны при прокатке. Сила натяжения достигает 0,1 МН.

Пятиклетевой стан оборудован приборами технологического контроля: измерителями давления металла на валки, устройством индикации швов, измерителями натяжения полосы между клетями, контактными измерителями толщины полосы, системы автоматической регистрации качества рулона, автоматической системой поддержания межклетевых натяжений.

В работе [33] проанализирована прокатка листа  $0,5 \times 1015$  мм из подката  $2,5 \times 1015$  мм на пятиклетевом стане 1700. Параметры деформации и полученные результаты приведены в табл. 4.2.

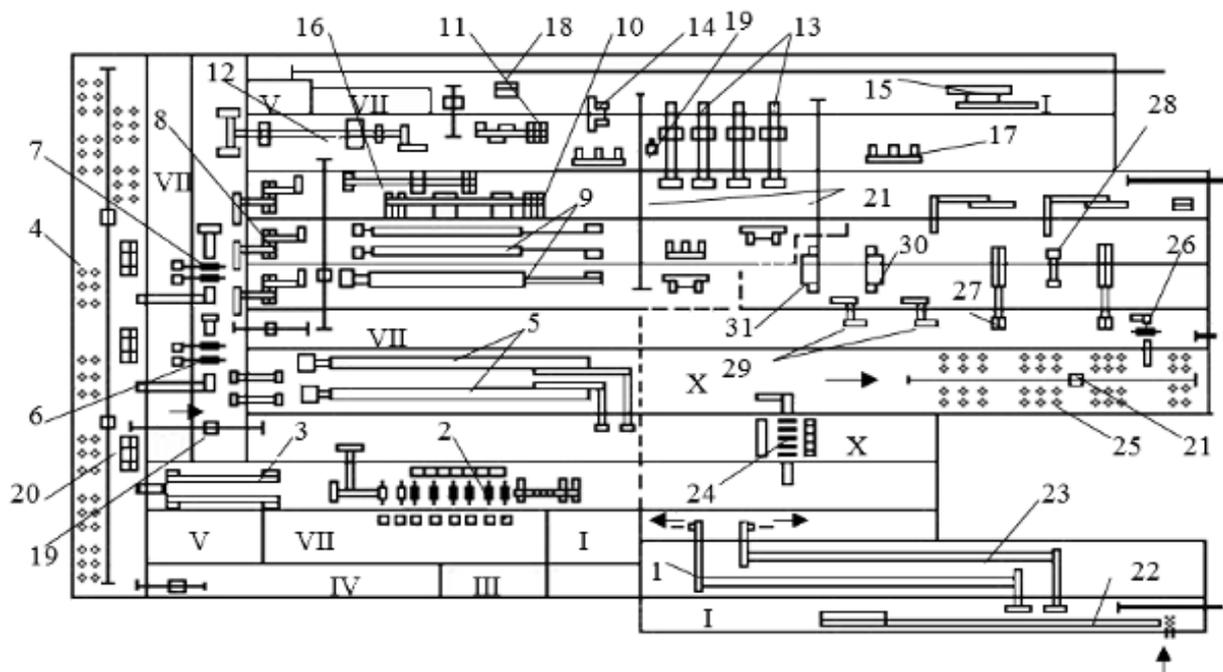


Рис. 4.3. План расположения оборудования цеха холодной прокатки с непрерывными шестиклетевым 1400 и пятиклетевым 1700 станами: I — склад горячекатаных рулонов; II — вальцешлифовальная мастерская; III — помещение закаливания валков; IV — склад оборудования и валков; V — мастерская ревизии подшипников; VI — отделение приготовления раствора; VII — электромашинный зал; VIII — ремонтно-механическая мастерская; IX — мастерская изготовления тары; X — склад холоднокатаных рулонов; XI — склад травильных рулонов; 1 — непрерывный травильный агрегат; 2 — стан 1400; 3 — непрерывный агрегат электролитической очистки полосы; 4 — колпаковые печи; 5 — агрегат отжиг полосы; 6 — двухклетевой стан 1400 для прокатки тонкой жести; 7, 26 — двухклетевой дрессировочный стан 1400; 8 — агрегат подготовки рулонов; 9 — агрегат электролитического лужения; 10 — агрегат электролитического хромирования; 11 — агрегат вакуумного алюминирования; 12 — агрегат электролитического очищения; 13, 18, 27 — ножницы; 14, 15 — агрегат упаковки пачек жести и листов; 16 — агрегат упаковки рулонов; 17 — агрегат сортировки; 19 — весы; 20 — стенды для охлаждения рулонов после отжига; 21 — тележка; 22 — транспортер; 24 — стан 1700; 25 — колпаковые печи; 28 — агрегат резки некондиционных листов; 29 — агрегат продольной резки; 30, 31 — агрегаты упаковки листов

Таблица 4.2. Режимы обжатия, натяжения и результаты расчета продольной устойчивости полосы в валках при прокатке листа  $0,5 \times 1015$  мм из подката  $2,5 \times 1015$  мм на пятиклетевом стане 1700

№ прохода	1	2	3	4	5
$h_1$ , мм	1,85	1,31	0,9	0,65	0,5
$f_y$	0,111	0,072	0,07	0,068	0,092
Существующий режим натяжения					
$P_{cp}$ , Н/мм <sup>2</sup>	674	709	905	978	1242
$\alpha$ , рад	0,03786	0,0335	0,02727	0,01932	0,012
$f_{cp}$	0,11	0,072	0,070	0,068	0,065
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,038	0,365	0,176	0,179	0,183
$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,365	0,176	0,179	0,183	0,059
$Q_{српр}^{*н}$	-0,0027	-0,0002	-0,001238	-0,001231	-0,000754
Предлагаемый режим натяжения в [33]					
$P_{cp}$ , Н/мм <sup>2</sup>	684	682	766	815	1114
$\alpha$ , рад	0,0377	0,034	0,0285	0,0205	0,0127
$f_{cp}$	0,11	0,072	0,07	0,068	0,07
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,038	0,334	0,345	0,358	0,37
$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,334	0,345	0,358	0,37	0,059
$Q_{српр}^{*н}$	-0,0027	-0,000068	-0,000433	-0,000567	-0,000707

Из табл. 4.2 видно, что при производственном режиме натяжения по-прежнему, как и в случае прокатки на стане 1400, во всех проходах сохраняется устойчивость процесса. Устойчивым является и процесс прокатки по предлагаемому режиму натяжения полосы. Об этом свидетельствуют расчетные значения результирующей силы  $Q_{српр}^{*н}$ . Во всех проходах при производ-

ственном и предлагаемом режимах натяжения эта сила меньше нулевого значения, что указывает на возможность устойчивого процесса деформации металла во всех клетях стана 1700. Вместе с тем, во втором проходе предлагаемого режима натяжения продольная устойчивость полосы в валках весьма низка.

#### **4.4. Элементы технологии на непрерывном тонколистовом стане 1680 холодной прокатки**

Стан 1680 непрерывный четырехклетевой предназначен для производства тонколистовой холоднокатанной стали из углеродистых сталей обыкновенного качества, углеродистых качественных конструкционных сталей, низколегированных сталей, малоуглеродистых качественных сталей для холодной штамповки [74]. Схема стана показана на рис. 4.4.

Исходной заготовкой для производства холоднокатанных листов на стане является подкат от непрерывного стана горячей прокатки, поступающий в цех по транспортеру.

Рулоны углеродистых, легированных, электротехнических и нержавеющей сталей перед прокаткой проходят травление на непрерывно-травильных агрегатах № 1—№ 3. Рулоны углеродистых сталей проходят травление на непрерывно-травильных агрегатах № 1 или № 2. Сначала листы (после горячей прокатки) травят в 8—20%-ном растворе серной кислоты с ингибитором “ЧМ” при температуре раствора приблизительно 100 °С.

Основное оборудование травильной линии № 1: приемный конвейер, контователь рулонов, разматыватель, изгибатель полосы, правильная машина, ножницы с нижним резом, стыкосварочная машина, петлевые ямы, рабочая двухвалковая клеть, четыре травильные ванны, две промывные ванны, моталки, отводящий рольганг с приемным подъемным столом и упором.

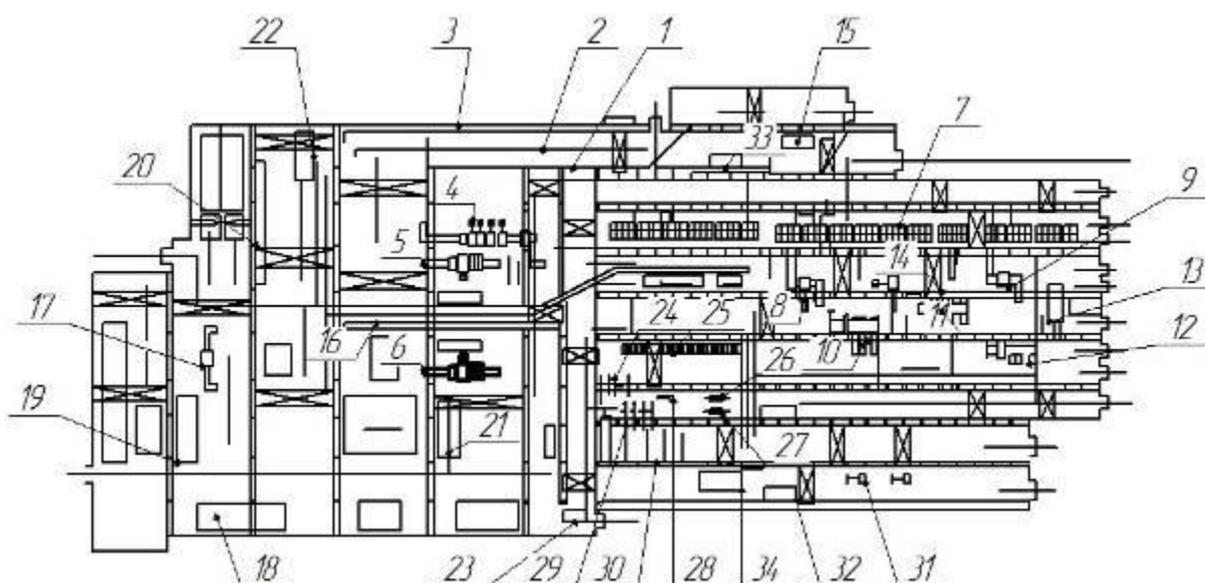


Рис. 4.4. План расположения оборудования цеха холодной прокатки с непрерывным четырехклетевым станом 1680: 1 — травильная линия № 1; 2 — травильная линия № 2; 3 — травильная линия № 3; 4 — непрерывный четырехклетевой стан 1680; 5 — реверсивный стан 1680; 6 — реверсивный стан 1200; 7 — колпаковые одностопные печи; 8 — дрессировочный стан 1700 № 1; 9 — дрессировочный стан 1700 № 2; 10 — агрегат поперечной резки № 1; 11 — агрегат поперечной резки № 2; 12 — агрегат поперечной резки № 3; 13 — агрегат поперечной резки № 4; 14 — клеть кварто; 15 — линия закалки № 1; 16 — линия закалки № 2; 17 — 20-и валковый стан; 18 — механическая мастерская; 19 — В/ш. мастерская 20-ти валкового стана; 20 — агрегат шлифовки полосы; 21 — В/ш. участок; 22 — агрегат порезки; 23 — кладовая; 24 — агрегат мойки; 25 — электропечи; 26 — 4-х клетевой стан 450 ОБЖ; 27 — 4-х клетевой стан 650 ОБЖ; 28 — агрегат роспуска ОБЖ; 29 — стан дуо № 1, 2, 3, 4 ОБЖ; 30 — агрегаты горячего лужения ОБЖ; 31 — агрегат продольной резки; 32 — мастерская энергетиков; 33 — подземный конвейер; 34 — склад запчастей механослужбы

Оборудование травильной линии № 2 аналогично, но без двухвалковой клетки.

От непрерывного травильного агрегата рулоны транспортируют отводящим рольгангом и мостовыми кранами убирают на склад травленых рулонов.

Непрерывный стан 1680 состоит из четырех четырехвалковых клеток и обслуживающего оборудования: подводящего при-

емного устройства, поворотного устройства, сбрасывателя рулонов, разматывателя, роликовой пресс-проводки, моталки барабанного типа, снимателя рулонов и линии уборки рулонов.

Рабочие клетки непрерывного стана 1680 имеют рабочие валки диаметром 470—510 мм из стали 90ХМФ и опорные диаметром 1210—1300 мм. Опорные валки заменяют вместе с подушками, используя специальный механизм.

Станины клеток закрытого типа, уравнивающие устройства гидравлические.

Для натяжения полосы при выпуске ее заднего конца из валков перед клетями № 2—№ 4 установлены плоские пресс-проводки.

Моталка барабанного типа. Натяжение полосы, создаваемое моталкой 176 кН.

Для прокатки листов на стане разработано более 60 режимов обжатий.

Как и в предыдущих случаях авторы статьи [33] проанализировали условия прокатки листа поперечными размерами 0,8×1000 мм из подката 2,5×1000 мм на непрерывном четырехклетевом стане 1680 комбината “Запорожсталь”. При существующем режиме натяжения полосы были определены усилия прокатки в каждой клетке, среднее давление, заднее и переднее удельные натяжения и условия трения на контакте. Кроме того, определены моменты и мощности прокатки, а также опережение полосы по всем клетям стана. На основе уравнения энергетического баланса мощности и зависимости (4.1) авторы [33] предложили новый более прогрессивный (энергосберегающий) режим натяжения полосы, а также рассчитали эффективность этого предложения. Результаты исследования показаны в табл. 4.3. В этой же таблице приведены расчетные значения средней результирующей продольных сил  $Q_{српр}^{*н}$ .

**Таблица 4.3. Режимы обжатия, натяжения и результаты расчета продольной устойчивости полосы в валках при прокатке листа 0,8×1000 мм из подката 2,5×1000 мм на четырехклетевом стане 1680**

№ клетки	1	2	3	4
$h_1$ , мм	1,65	1,22	0,9	0,8
Существующий режим натяжения				
$p_{\text{ср}}$ , Н/мм <sup>2</sup>	637	580	623	715
$\alpha$ , рад	0,0556	0,0343	0,028	0,0117
$f_{\text{ср}}$	0,113	0,0819	0,0703	0,081
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,159	0,355	0,351	0,363
$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,355	0,351	0,363	0,062
$Q_{\text{српр}}^{*\text{H}}$	-0,0032	-0,00001	-0,000091	-0,00038
Предлагаемый режим натяжения в [33]				
$p_{\text{ср}}$ , Н/мм <sup>2</sup>	626	551	582	681
$\alpha$ , рад	0,0558	0,0346	0,0286	0,0119
$f_{\text{ср}}$	0,115	0,082	0,0703	0,0815
$\sigma_0/\sigma_{T0}$	0,159	0,39	0,403	0,423
$\sigma_1/\sigma_{T1}$	0,39	0,403	0,423	0,062
$Q_{\text{српр}}^{*\text{H}}$	-0,0033	0,00022	0,000135	-0,00029

Как следует из расчетных значений силы  $Q_{\text{српр}}^{*\text{H}}$  при существующем режиме натяжения прокатка во всех клетях происходит устойчиво без нарушения условий равновесия полосы в валках. Однако во второй и третьей клетях прокатка ведется в условиях близких к предельным.

В очередной раз необходимо отметить, что производственный режим натяжения полосы близок к оптимальному. При дальнейшем увеличении натяжения полосы между клетями стана 1680 может привести к потере равновесия металла в валках. Особенно это касается деформация полосы во второй и третьей клетях.

В этом можно убедиться, анализируя результаты расчета силы  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  при прокатке по новому режиму натяжения металла во второй и третьей клетях стана 1680, вызывает изменение знака средней результирующей продольных сил  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$ , что должно привести к неустойчивому поведению полосы в очаге деформации.

В заключение отметим, что с ужесточением режима натяжения при непрерывной прокатке суммарные энергосиловые параметры деформации уменьшаются, что положительно отражается на энергосберегающей технологии. Об этом свидетельствуют исследования [33, 75] и другие. Однако, с увеличением натяжения полосы (особенно заднего) снижается продольная устойчивость металла в очаге деформации и при стремлении оптимизировать процесс по условиям натяжения последнее необходимо учитывать. Выражение (4.1) не может быть использовано для оценки этой оптимизации, т.к. зависимость соотношения мощностей от натяжения полосы не имеет экстремума.

## 5. ПРОДОЛЬНАЯ УСТОЙЧИВОСТЬ ПОЛОСЫ В ВАЛКАХ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ НА ТОНКОЛИСТОВОМ СТАНЕ

### 5.1. Элементы технологии горячей прокатки на непрерывном тонколистовом стане 1680

Непрерывный тонколистовой стан 1680 (рис. 5.1) [76] состоит из двух групп клетей — черновой и чистовой, краткая характеристика оборудования приведена в табл. 5.1. В состав черновой группы входят: одна двухвалковая клеть (черновой окалиноломатель), четыре четырехвалковые и три вертикальных клетки. В чистовой группе имеется: одна двухвалковая клеть (чистой окалиноломатель) и шесть клетей кварто, прокатка в которых осуществляется непрерывно. Рабочие валки чистовой группы имеют диаметр 600 мм и изготовлены из чугуна с отбеленным слоем, опорные валки имеют диаметр 1200 мм и являются стальными (9ХФ). Скорость прокатки в последней клетке 9—10 м/с.

Прокатанный металл после деформации подвергается дущированию и далее сматывается в рулон на барабане моталки. В цехе имеются три ближние и три дальние моталки. Рулоны снимаются с барабана моталки краном и передаются на конвейер для охлаждения. Между черновой и чистовой группами стана установлены летучие барабанные ножницы для обрезки переднего и заднего концов полосы. Кроме того, в этой части стана установлено промежуточное перемоточное устройство.

На стане 1680 прокатывают листы в рулонах толщиной 1,5—8 мм и шириной 1000—1450 мм из низкоуглеродистых, нержавеющей, низколегированных и легированных сталей. Суммарное относительное обжатие металла в черновой группе клетей

составляет 80—85 % от общего. Раскат, вышедший из последней клетки черновой группы по промежуточному рольгангу длиной

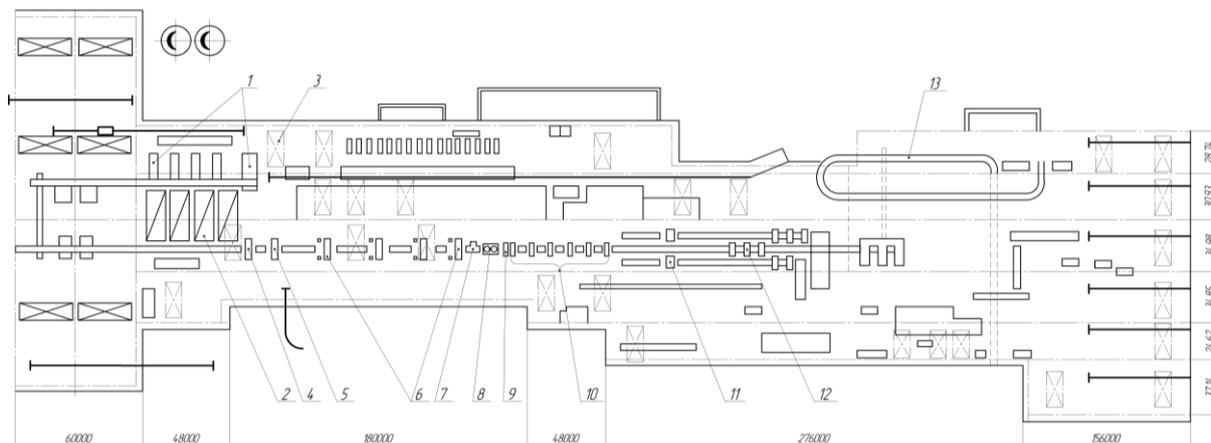
Таблица 5.1. Краткая характеристика оборудования непрерывного тонколистового стана горячей прокатки 1680

Номер клетки	Передаточное число редуктора	Мощность приводного двигателя, кВт	Тип двигателя	Скорость вращения вала двигателя, об/мин	Скорость вращения вала об/мин	Скорость прокатки, м/с	Расстояние до предыдущей клетки, м	Нажимное устройство			Станина	
								ко-во двигателей, шт.	мощность двигателя, кВт	скорость вращения, об/мин	Тип	Материал
1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
ДУО	23,99	2000	МП2000—450У3	0—500	0—20,8	0—0,98	—	2	9	900	Закр.	Ст.литая
1	19,26	6300	СДП3—6300—428 УХЛ4	428	22,2	От 1,02 до 1,09	6,25	1	50	875	Закр.	Ст.литая
2	19,5	4000	СДП3—4000—500 УХЛ4	500	25,5	От 1,05 до 1,13	21,0	2	34	580	Закр.	Ст.литая

Продолжение табл. 5.1.

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
3	10,15	4000	МП4000-500УЗ—С	0—600	0—59,1	0—1,83	19,1	2	35	830	Закр.	Ст.литая
4	7,39	4000	-//-	0—600	0—81,5	0—2,53	25,49	2	35	830	Закр.	Ст.литая
5	7,24	4000/ 5000	МП-6800-340 (шунтовой 600/750)	270/500	От 37,4 до 69	1,16— 2,20	58,77 — 6,19	2	46	625	Закр.	Ст.литая
6	4,76	-//-	-//-	-//-	57,8— 107	1,89— 3,42	5,84	2	46	625	Закр.	Ст.литая
7	2,75	-//-	-//-	-//-	98,2— 182	3,30— 5,78	5,84	2	46	625	Закр.	Ст.литая
8	2	-//-	-//-	-//-	135— 250	4,16— 7,93	5,84	2	46	625	Закр.	Ст.литая
9	1,56	-//-	-//-	-//-	173— 320	5,35— 10,1	5,84	2	46	625	Закр.	Ст.литая
10	1,41	-//-	-//-	-//-	191— 354	5,9— 11,25	5,84	2	46	625	Закр.	Ст.литая
Чисто- вой окали- ноло- матель	19,55	365	МП-6-500	От 250 до 750	От 12,5 до 38,6	От 0,396 до 1,23	58,77	2	8	1250	Закр.	Ст.литая

60 м, поступает к летучим ножницам, где обрезается передний конец полосы и далее сматывается в рулон на промежуточном перемоточном устройстве.



*Рис. 5.1.* Схема расположения оборудования непрерывного листового стана 1680: 1 — печные заталкиватели; 2 — методические нагревательные печи; 3 — мостовой кран; 4 — черновой окалиноломатель; 5 — уширительная клетка; 6 — прокатные клетки черновой группы с вертикальными валками; 7 — летучие ножницы; 8 — промежуточное перемоточное устройство (coilbox); 9 — окалиноломатель чистовой группы клеток; 10 — прокатные клетки чистовой группы; 11 — ближние моталки для смотки листов в рулоны; 12 — дальние моталки; 13 — конвейер для охлаждения рулонов

Следует отметить, что сравнительно недавно в промежутке между черновой и чистовой группами клеток тонколистового стана 1680 установлено перемоточное устройство типа “Coilbox”.

Прокатка в чистовой группе стана осуществляется непрерывно. Температура металла после прокатки в чистовой группе составляет 900—850 °С. Прокатка в чистовой группе клеток осуществляется с натяжением полосы, относительное обжатие составляет 15—20 %. К последним клетям обжатие снижается. В последнее время прокатка на непрерывном стане 1680 осуществляется транзитом без подогрева в методических печах.

Далее проанализируем влияние режима натяжения на результирующую продольных сил и устойчивость полосы в валках при горячей прокатке в чистовой группе непрерывного стана 1680.

## 5.2. Определение продольной устойчивости процесса горячей прокатки в чистовой группе стана 1680

При расчете продольной устойчивости исходили из реального режима обжатий при прокатке листа конечными поперечными размерами  $3 \times 1400$  мм из стали 3 кп [76], приведенного в табл. 5.2.

Таблица 5.2. Режим обжатий, кинематические и силовые параметры [76].

№ клетки	Толщина полосы		Обжатие		Угол захвата $\alpha$ , рад	Скорость прокатки $V$ , м/с	Опытная сила прокатки $P_{оп}$ , МН	Среднее давление $p_{ср}$ , МПа
	$h_0$ , мм	$h_1$ , мм	$\Delta h$ , мм	$\varepsilon$ , %				
5	27	13,62	13,38	49,6	0,209	1,89	12,33	140
6	13,62	8,33	5,29	38,8	0,131	3,08	10,75	142
7	8,33	5,61	2,72	32,6	0,0944	4,6	12,57	302
8	5,61	4,28	1,33	23,3	0,066	6,03	10,67	344
9	4,28	3,37	0,91	21,3	0,055	7,66	9,53	369
10	3,37	3	0,37	11	0,035	8,6	4,55	271

Температура металла по опытным данным [76] в пятой клетки составляет  $t_5 = 1050$  °С. Потерю температуры металла при прокатке в пятой клетки определяли по формуле [77]:

$$\Delta t = 0,0021 \left( \frac{t + 273}{100} \right)^4 \cdot \frac{\tau}{h_0}, \quad (5.1)$$

где  $t$  — температура металла в предыдущем проходе, °С;  $\tau$  — время предыдущего прохода и последующей паузы, с;  $h_0$  — толщина полосы после предыдущего прохода, мм.

Используя опытные данные по времени прокатки металла в данной клетке, принимаем время паузы  $t_{\text{пауза}} = 3$  с. Рассчитанная температура металла по формуле (5.1) для каждого прохода приведена в табл. 5.3.

Таблица 5.3. Расчетные значения коэффициента трения, температуры металла, и сплющенной дуги захвата

№ клетки	5	6	7	8	9	10
Температура, $t, ^\circ\text{C}$	1012	1000	996	970	925	900
Коэффициент трения, $f_y$	0,298	0,234	0,185	0,171	0,173	0,18
Сплющенная длина дуги захвата, $l_{\text{спл}}, \text{мм}$	63,88	40,17	30,5	22,1	18,8	12,3
Сплющенный угол захвата, $\alpha_{\text{спл}}, \text{рад}$	0,209	0,131	0,089	0,059	0,048	0,030
Сплющенный радиус валков, $R_{\text{спл}}, \text{мм}$	305	305	342	367	388	409

Величины сплющенной длины очага деформации определяли по формуле:

$$l_{\text{спл}} = \sqrt{R \cdot \Delta h + \frac{P_{\text{оп}} \cdot R}{26850 \cdot b}}, \quad (5.2)$$

где  $P_{\text{оп}}$  — опытное значение силы прокатки в Н, приведены в табл. 5.2;  $b$  — ширина полосы, мм.

Значение сплющенного угла захвата рассчитывали по формуле (3.9).

Сплющенный радиус валков определяли по формуле (3.10).

Для определения коэффициента трения при установившемся процессе прокатки воспользуемся формулой С. Екелунда [1]:

$$f_y = k_n \cdot k_m \cdot k_v \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot t). \quad (5.3)$$

При прокатке в чугуновых закаленных шлифованных валках  $k_n = 0,99$ ; при деформации стали с содержанием углерода 0,2—0,3 %;  $k_M = 1,2$ ;  $k_v$  — коэффициент учитывающий скорость прокатки, значение коэффициента  $k_v$  при разной скорости прокатки приведены в [1]:

$$f_{y5} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 1050) \approx 0,298;$$

$$f_{y6} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 1020) \approx 0,234;$$

$$f_{y7} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 980) \approx 0,185;$$

$$f_{y8} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 940) \approx 0,171;$$

$$f_{y9} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 910) \approx 0,173;$$

$$f_{y10} = 0,9 \cdot 1,2 \cdot 0,7 \cdot (0,55 - 0,00024 \cdot 875) \approx 0,18.$$

Значения полученных параметров  $l_{\text{СПЛ}}$ ,  $\alpha_{\text{СПЛ}}$ ,  $R_{\text{СПЛ}}$  и  $f_y$  приведены в табл. 5.3.

Далее определяли напряжение текучести по всем клетям чистой группы стана 1680. Для его расчета в диапазоне температур 800—1300 °С воспользовались формулой Л. В. Андreyюка и Г. Г. Тюленева [77]:

$$\sigma_T = S \cdot \sigma_{T_0} \cdot U^a \cdot (10\varepsilon)^b \cdot \left( \frac{T}{1000} \right)^c, \quad (5.4)$$

где  $\sigma_{T_0}$  — исходное напряжение текучести прокатываемого металла, МПа;  $U$  — средняя скорость деформации,  $\text{с}^{-1}$ , ее расчет выполняли по следующей формуле:

$$U = \frac{V}{l_{\text{СПЛ}}} \cdot \frac{\Delta h}{h_0}; \quad (5.5)$$

$\varepsilon$  — средняя степень деформации в долях единицы:

$$\varepsilon = \frac{2}{3} \cdot \frac{\Delta h}{h_0}; \quad (5.6)$$

$T$  — температура металла в данной клетки, °С;

Для стали 3 кп  $S = 0,885$ ;  $\sigma_{T_0} = 77,9$  МПа;  $a = 0,135$ ;  
 $b = 0,164$ ;  $c = -2,8$ .

Результаты расчета напряжения текучести приведены в табл. 5.4.

**Таблица 5.4. Напряжение текучести металла в чистовой группе клеток стана**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$\sigma_T$ , МПа	80	84,5	93	157,7	176,9	192

В табл. 5.5 приведены удельные натяжения полосы между клетями, взятые из практических данных [76].

**Таблица 5.5. Удельные силы натяжения полосы между клетями по практическим данным**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$\sigma_{T_0}$ , МПа	$\frac{0}{0}$	$\left(\frac{2,4}{32,5}\right)^*$	$\frac{2,2}{23,6}$	$\frac{1,2}{18,7}$	$\frac{1,2}{36}$	$\frac{1,7}{27,2}$
$\sigma_{T_1}$ , МПа	$\frac{2,4}{32,5}$	$\frac{2,2}{23,6}$	$\frac{1,2}{18,7}$	$\frac{1,2}{36}$	$\frac{1,7}{27,2}$	$\frac{0,05}{0,05}$

*Примечание.* В числителе\* — минимальное значение удельного натяжения, в знаменателе — максимальное.

Безразмерное значение удельных натяжений в каждой клетки чистовой группы непрерывного стана 1680 рассчитывали по формуле:

$$q_{0i} = \frac{\sigma_{0i}}{\sigma_{Ti}}; \quad q_{1i} = \frac{\sigma_{1i}}{\sigma_{Ti}}. \quad (5.7)$$

Пусть минимальные и максимальные удельные натяжения в безразмерном виде будут такими, как показано в табл. 5.6.

Таблица 5.6. Безразмерные удельные натяжения

№ клетки	5	6	7	8	9	10
Заднее удельное натяжение, $q_0$	$\left(\frac{0}{0}\right)^*$	$\frac{0,039}{0,53}$	$\frac{0,034}{0,363}$	$\frac{0,03}{0,256}$	$\frac{0,015}{0,44}$	$\frac{0,015}{0,246}$
Переднее удельное натяжение, $q_1$	$\frac{0,039}{0,53}$	$\frac{0,034}{0,363}$	$\frac{0,03}{0,256}$	$\frac{0,015}{0,44}$	$\frac{0,015}{0,246}$	$\frac{0,01}{0,01}$

Примечание. В числителе\* — минимальное значение удельного натяжения, в знаменателе — максимальное.

В табл. 5.7 приведены также средние значения удельных натяжений по клетям чистовой группы стана.

Таблица 5.7. Средний режим натяжения

№ клетки	5	6	7	8	9	10
Заднее среднее удельное натяжение, $q_{0\text{ср}}$	0	0,2845	0,1985	0,143	0,2275	0,13
Переднее среднее удельное натяжение, $q_{1\text{ср}}$	0,2845	0,1985	0,143	0,2275	0,13	0,01

Заметим, что удельные безразмерные натяжения во всех трех случаях перед 5 и после 10 клетями являются одинаковыми.

Далее, в соответствии с методикой приведенной выше, рассчитаем эпюры текущих продольных сил  $Q_{x\text{пр}}^{*\text{н}}$  и найдем их среднее результирующее значение  $Q_{\text{српр}}^{*\text{н}}$  при режимах натяжения указанных в табл. 5.6 и 5.7.

Результаты расчетов показали, что при прокатке с минимальными и средними значениями удельных натяжений процесс во всех клетях чистовой группы стана будет совершаться устойчиво без частичных пробуксовок, о чем свидетельствуют данные табл. 5.8.

Таблица 5.8. Результаты определения результирующей продольных сил по клетям чистовой группы стана при прокатке с разными удельными натяжениями

Режим натяжения	Номер клетки чистовой группы стана					
	5	6	7	8	9	10
Минимальные удельные	$Q_{\text{ср пр}}^{*н} = -0,02526$	-0,01254	-0,00729	-0,00503	-0,00467	-0,00306
Средние удельные натяжения	$Q_{\text{ср пр}}^{*н} = -0,0202$	-0,00041	-0,00287	-0,00252	-0,00205	-0,00230
Максимальные удельные	$Q_{\text{ср пр}}^{*н} = -0,01652$	0,01252	0,00149	-0,00094	0,000619	-0,00142

При прокатке с максимальными удельными натяжениями в 6, 7, и 9 клетях устойчивый процесс невозможен, т.к. среднеинтегральная результирующая сила пластически деформируемого металла принимает положительные значения. Анализ приведенных в табл. 5.8 данных показывает, что, за небольшим исключением, при всех режимах натяжения продольная устойчивость металла в валках уменьшается от пятой к десятой клетям. Это связано с тем, что в указанном направлении результирующая сила  $Q_{\text{ср пр}}^{*н}$  по абсолютной величине также уменьшается, что, по видимому связано с величиной коэффициента трения.

На рис. 5.2—5.4 приведены эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке в 6, 7 и 9 клетях с максимальными удельными натяжениями.

Несколько скорректируем, максимальный режим натяжения с тем, чтобы прокатка металла во всех клетях чистовой группы стана 1680 была бы устойчивой. Для этого уменьшим заднее натяжение в 6, 7 и 9 клетях.

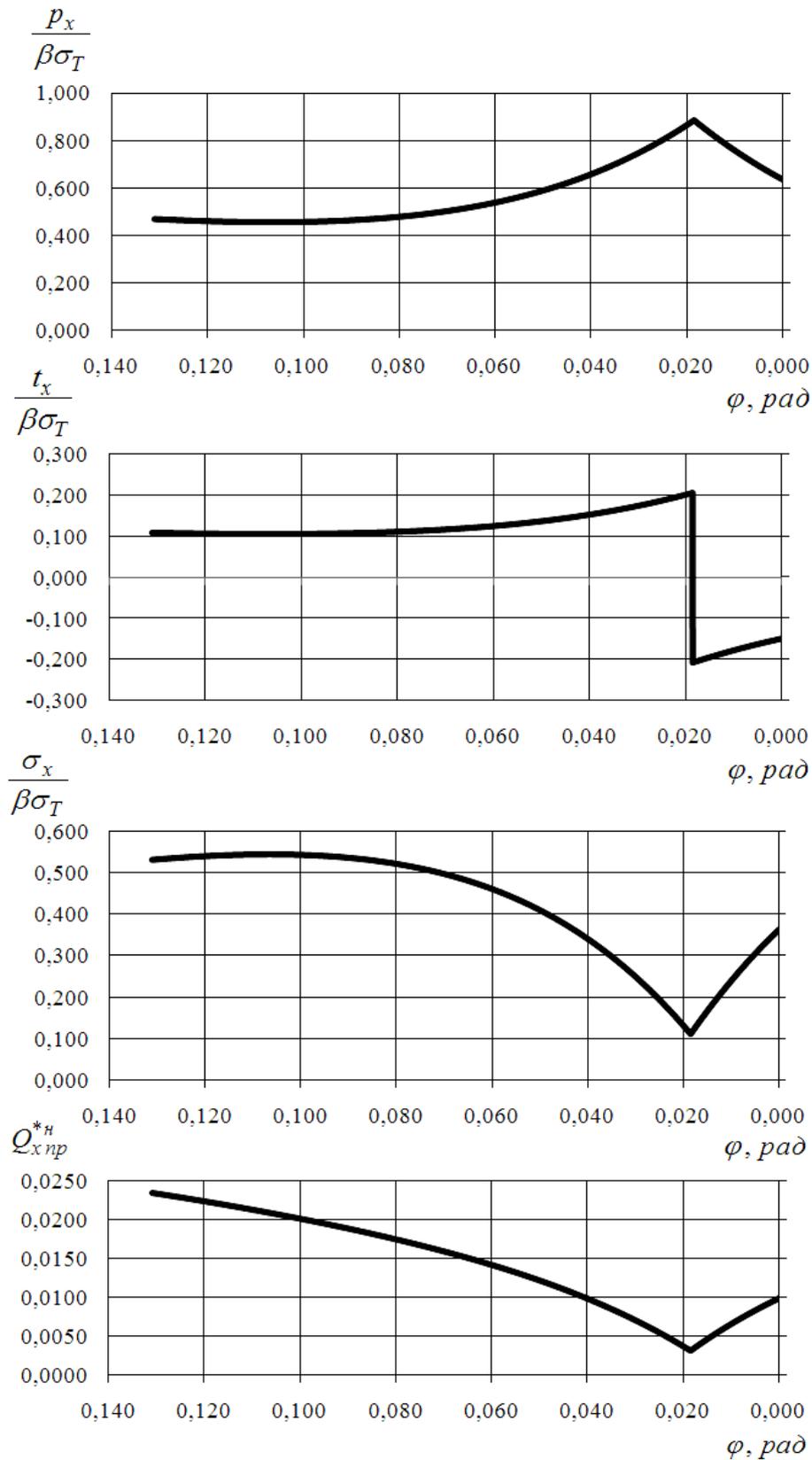


Рис. 5.2. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке в 6-клетки с максимальным натяжением полосы

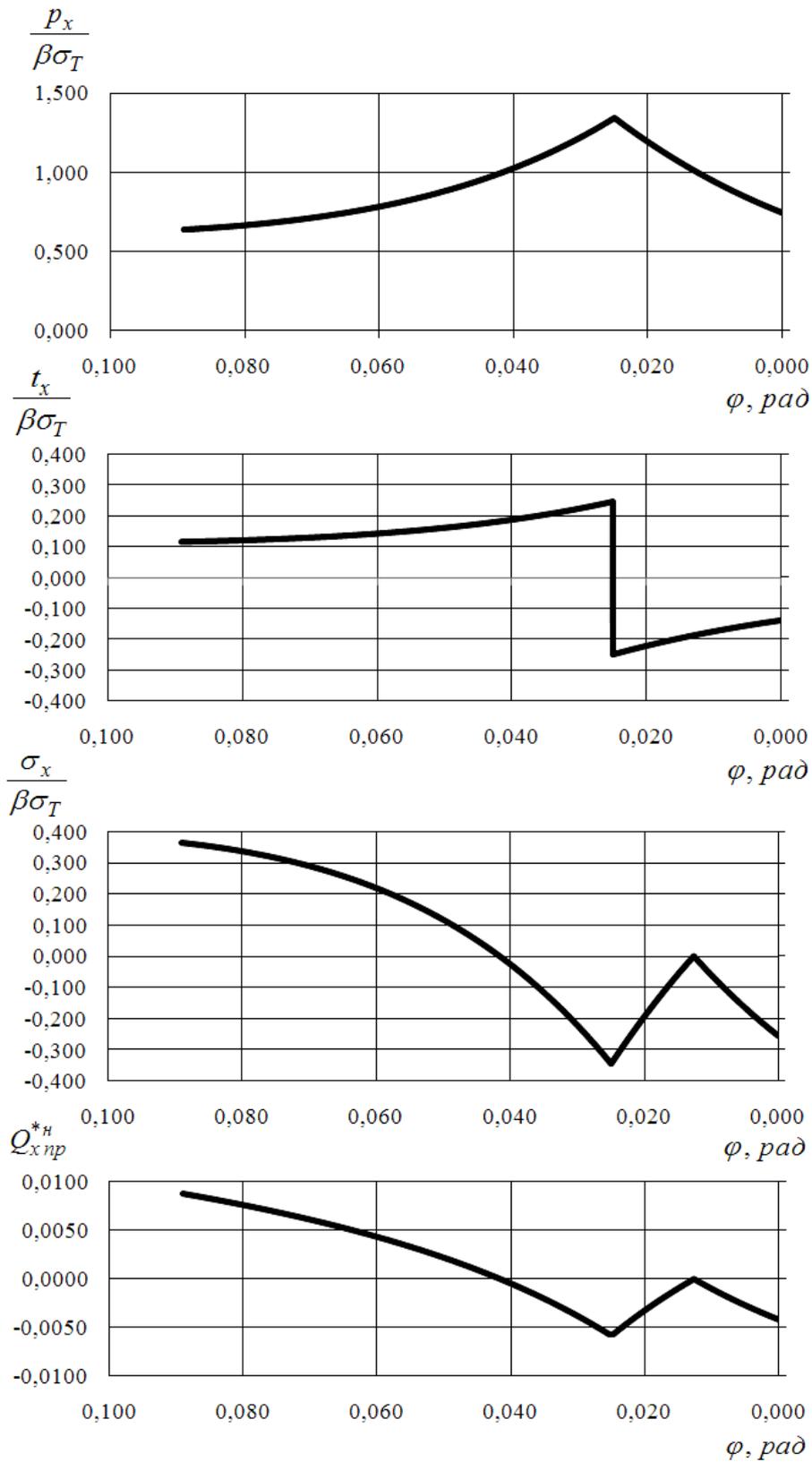


Рис. 5.3. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке в 7 клетки с максимальным натяжением полосы

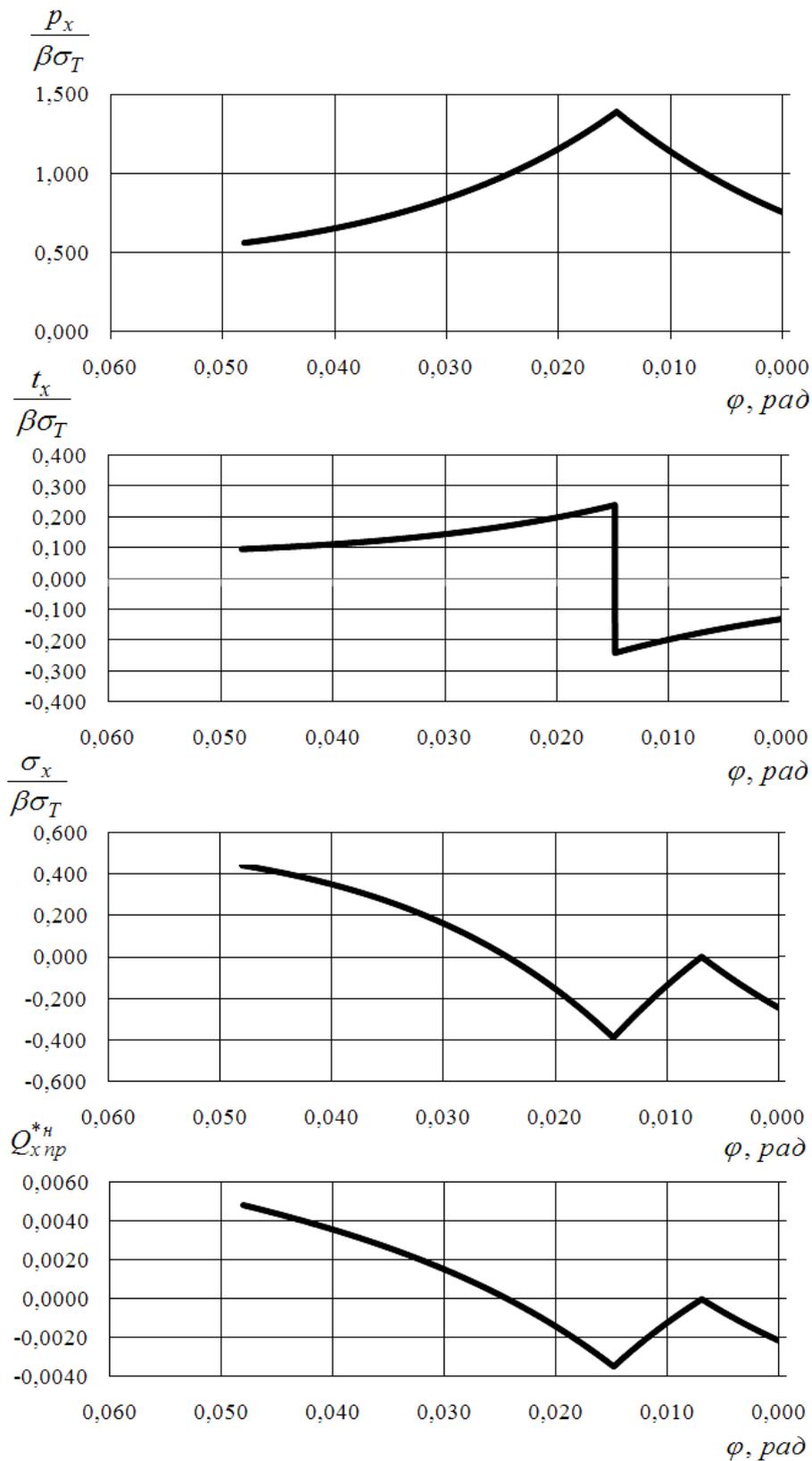


Рис. 5.4. Эпюры контактных напряжений и текущих продольных сил при прокатке в 9 клетки с максимальным натяжением полосы

Конкретные значения скорректированного режима натяжения и полученные величины результирующей продольных сил приведены в табл. 5.9.

**Таблица 5.9. Скорректированный режим удельных натяжений и значения результирующей силы**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$q_{0i}$	0	0,286	0,27	0,25	0,23	0,15
$q_{1i}$	0,286	0,27	0,25	0,23	0,15	0,01
$Q_{српр}^{*н}$	-0,201	-0,00003	-0,0008	-0,0012	-0,002	-0,0022

Определим среднее удельное натяжение по каждой клетки:

$$q_{срi} = \frac{|q_{0i}| + q_{1i}}{2}, \quad (5.8)$$

а также среднее удельное натяжение в целом по чистой группе клеток:

$$q_{ср.гр} = \frac{|q_{0i}| + \sum q_{срi}}{n}, \quad (5.9)$$

где  $n$  — число клеток в чистой группе стана.

При минимальных удельных натяжениях:

$$q_{ср.гр}^{\min} = 0,02225.$$

При средних удельных натяжениях:

$$q_{ср.гр}^{\text{ср}} = 0,1664.$$

При скорректированных, максимальных удельных натяжениях:

$$q_{ср.гр}^{\max} = 0,1952.$$

Далее определим среднюю результирующую силу  $Q_{српр}^{*н}$  по всей чистой группе стана:

$$Q_{српр\ гр}^{*н} = \left| \sum \frac{Q_{српр}^{*н}}{6} \right|. \quad (5.10)$$

При минимальном удельном натяжении она составляет — 0,00964, при среднем — 0,00505; при скорректированном максимальном — 0,00438.

Представим зависимость средней результирующей силы от среднего удельного натяжения по всей чистой группе клеток стана (рис. 5.5).

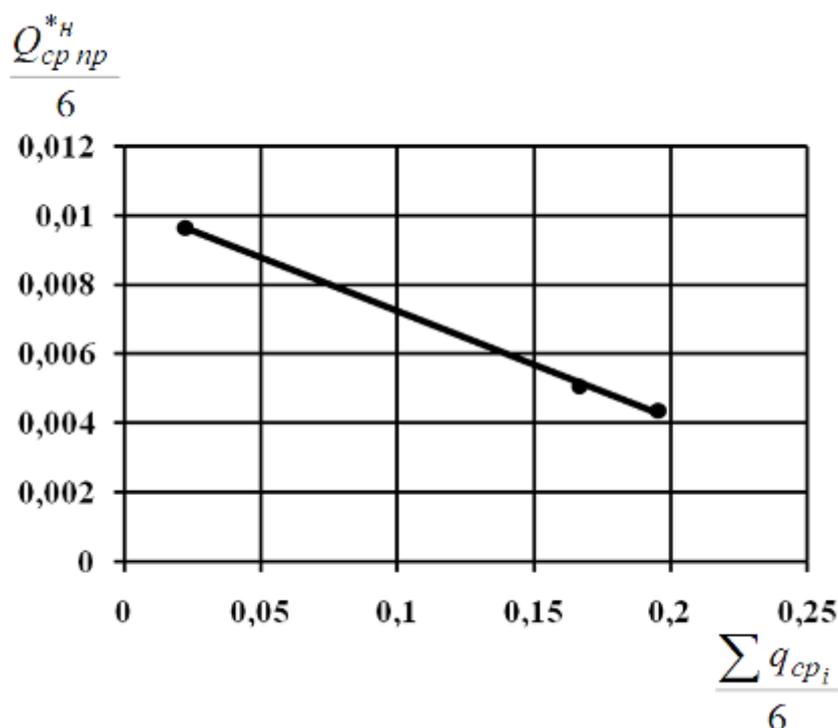


Рис. 5.5. Влияние натяжения полосы на результирующую продольных сил при прокатке в чистой группе клеток стана 1680

Проанализируем изменение суммарного по всем клетям чистой группы стана момента прокатки от удельного натяжения полосы. Момент прокатки в каждой клетке рассчитывали исходя из распределения удельных сил трения и нормального давления по известной формуле Баюкова [30].

$$M_{пр} = 2f_y \cdot p_{cp} \cdot R^2 \cdot b \cdot (\alpha - 2\gamma), \quad (5.11)$$

или в безразмерной форме

$$M_{\text{пр}}^* = 2f_y \cdot \frac{P_{\text{ср}}}{\beta\sigma_T} \cdot \frac{R_{\text{спл}}}{R_{\text{ном}}} \cdot (\alpha - 2\gamma). \quad (5.12)$$

где  $R_{\text{ном}}$  — номинальный радиус валков в каждой клетки, введенный в формулу (5.12) для получения безразмерного момента прокатки.

Для примера, определим безразмерный момент прокатки для пятой клетки при минимальном удельном натяжении  $q_0 = 0$ ;  $q_1 = 0,039$ . На рис. 5.6 приведены рассчитанные эпюры распределения нормального давления  $\frac{P_x}{\beta\sigma_T}$ , удельных сил трения  $\frac{t_x}{\beta\sigma_T}$ ,

нормальных продольных напряжений  $\frac{\sigma_x}{\beta\sigma_T}$  и распределение те-

кущей продольной силы  $Q_{x\text{пр}}^*$ . Среднее давление  $\frac{P_{\text{ср}}}{\beta\sigma_T}$  определя-

ли, используя эпюру нормальных напряжений. Силу трения в зоне отставания рассчитывали, исходя из эпюры распределения удельных сил трения в этой зоне:

$$T_{\text{отс}} = \int_{\gamma}^{\alpha} f_y \cdot p_x R b d\varphi,$$

или в безразмерном виде

$$T_{\text{отс}}^* = \int_{\gamma}^{\alpha} f_y \cdot \frac{P_x}{\beta\sigma_T} d\varphi. \quad (5.13)$$

Аналогично определяли силу трения в зоне опережения:

$$T_{\text{оп}} = \int_0^{\gamma} f_y \cdot p_x R b d\varphi,$$

$$T_{\text{оп}}^* = \int_0^{\gamma} f_y \cdot \frac{P_x}{\beta\sigma_T} d\varphi. \quad (5.14)$$

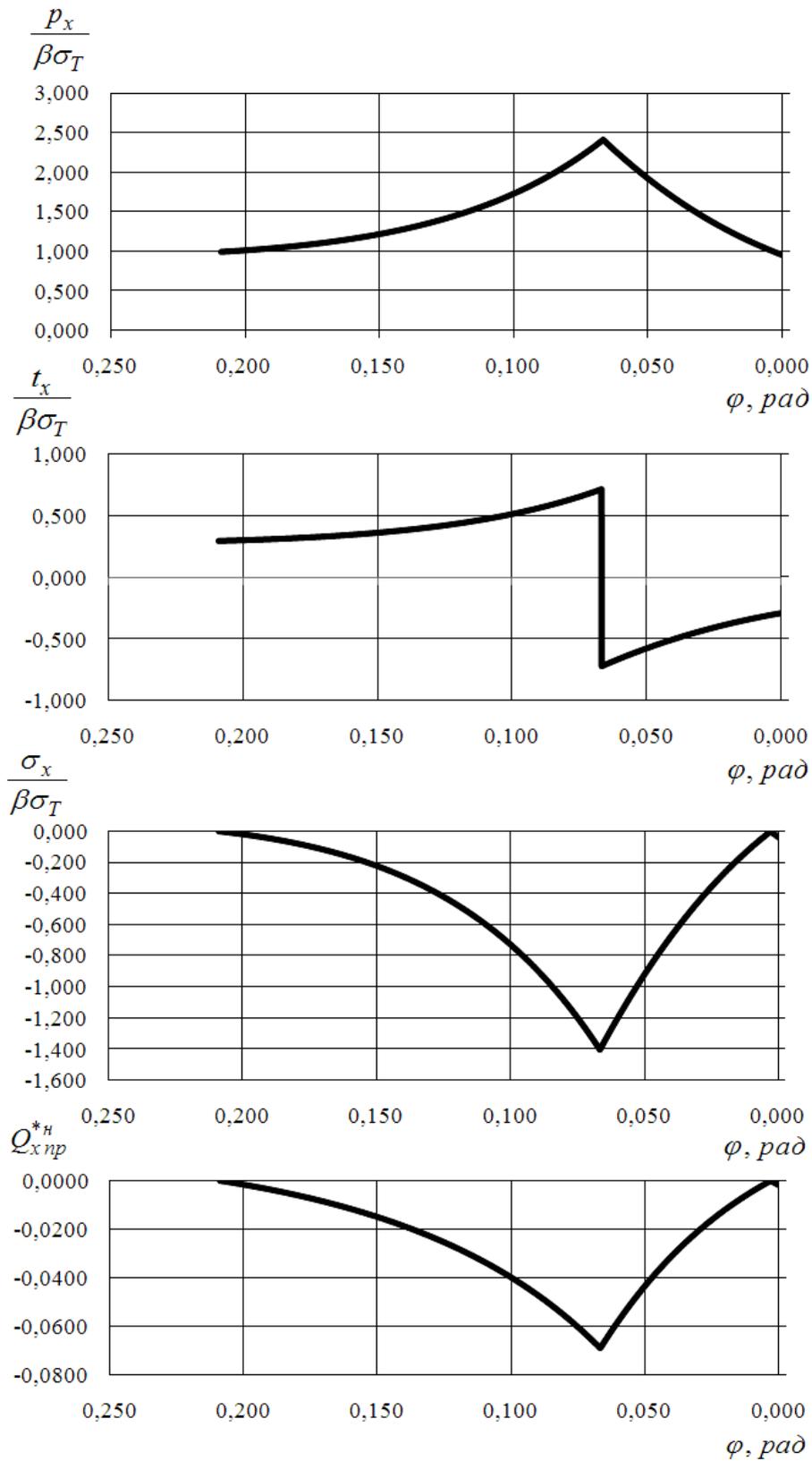


Рис. 5.6. Расчетные эпюры для пятой клетки чистой группы стана 1680 при минимальном заднем и переднем удельном натяжениях

В табл. 5.10, 5.11 и 5.12 приведены расчетные значения момента прокатки, среднего давления удельных сил трения в зоне отстаивания и опережения, рассчитанные по теоретическим эпюрам, при минимальном, среднем и скорректированном максимальном удельном натяжении полосы.

Найдем суммарные моменты по всем клетям чистовой группы стана 1680 при разных режимах натяжения.

При минимальных удельных натяжениях он равен:

$$\begin{aligned} \sum M_{\text{пр}}^* &= 0,067 + 0,0267 + 0,01366 + \\ &+ 0,00668 + 0,00481 + 0,00189 = 0,12074. \end{aligned}$$

В случае прокатки полосы со средним удельным натяжением по всем клетям чистовой группы стана 1680:

$$\begin{aligned} \sum M_{\text{пр}}^* &= 0,04196 + 0,02724 + 0,01432 + \\ &+ 0,00409 + 0,00622 + 0,00351 = 0,09734. \end{aligned}$$

При скорректированном максимальном режиме натяжения:

$$\begin{aligned} \sum M_{\text{пр}}^* &= 0,0418 + 0,0239 + 0,01274 + \\ &+ 0,00626 + 0,00589 + 0,00379 = 0,0943. \end{aligned}$$

Построим зависимость суммарного момента прокатки от среднего удельного натяжения полосы по всей чистовой группе  $q_{\text{ср.гр}}$  (рис. 5.7).

Как видно с увеличением удельного натяжения полосы в межклетевом промежутке суммарный момент прокатки в чистовой группе клеток тонколистового стана 1680 уменьшается. Очевидно, что вести процесс прокатки со значительными натяжениями металла энергетически выгодно. Из графика рис. 5.7 следует, что суммарный момент прокатки со скорректированным режимом натяжения уменьшается на 22 % по сравнению с деформацией полосы при минимальных натяжениях.

**Таблица 5.10. К расчету момента прокатки в чистой группе клеток тонколистового стана 1680 при минимальных удельных натяжениях полосы**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$\frac{P_{\text{ср}}}{\beta\sigma_T}$	1,480	1,410	1,403	1,404	1,505	1,405
$T_{\text{отс}}^*$	0,0608	0,02753	0,01429	0,00833	0,0071	0,00412
$T_{\text{оп}}^*$	0,0313	0,01568	0,008812	0,00582	0,0054	0,00347
$M_{\text{пр}}^*$	0,067	0,0267	0,01366	0,00668	0,00481	0,00189

**Таблица 5.11. К расчету момента прокатки в чистой группе клеток тонколистового стана 1680 при средних удельных натяжениях полосы**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$\frac{P_{\text{ср}}}{\beta\sigma_T}$	1,338	1,024	1,162	1,171	1,2204	1,306
$T_{\text{отс}}^*$	0,05303	0,02152	0,01234	0,00679	0,00607	0,00405
$T_{\text{оп}}^*$	0,03029	0,00984	0,00678	0,00502	0,00406	0,00299
$M_{\text{пр}}^*$	0,04196	0,02724	0,01432	0,00409	0,00622	0,00351

**Таблица 5.12. К расчету момента прокатки в чистой группе клеток тонколистового стана 1680 при скорректированном максимальном режиме натяжениях полосы**

№ клетки	5	6	7	8	9	10
$\frac{P_{\text{ср}}}{\beta\sigma_T}$	1,337	0,99	1,027	1,07	1,20	1,287
$T_{\text{отс}}^*$	0,05297	0,02052	0,01099	0,00656	0,00597	0,00404
$T_{\text{оп}}^*$	0,03028	0,00988	0,00592	0,00422	0,00404	0,00291
$M_{\text{пр}}^*$	0,0418	0,0239	0,01274	0,00626	0,00589	0,00379

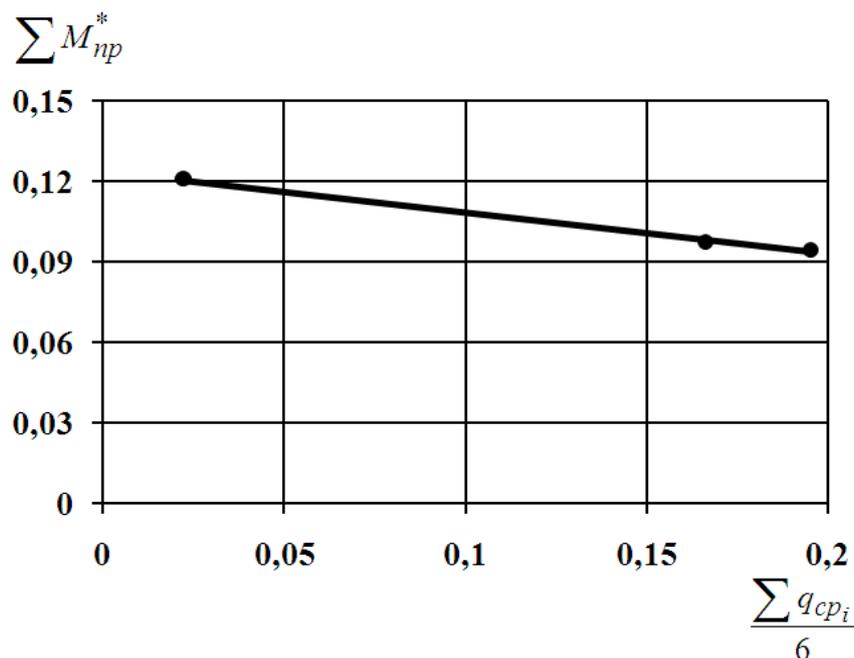


Рис. 5.7. Зависимость суммарного момента прокатки от режима натяжения

Совместим графики рис. 5.5 и 5.7 и продолжим линию 2, до пересечения с осью абсцисс (рис. 5.8). Сечение, соответствующее удельному натяжению  $\frac{\sum q_{срi}}{6} = 0,33$ , теоретически определяют предельные условия прокатки в чистовой группе клеток стана 1680. Казалось бы очевидно, что имеется возможность ещё более уменьшить суммарный момент прокатки за счет увеличения удельного натяжения до  $\frac{\sum q_{срi}}{6} = 0,25 — 0,33$ . Однако, учитывая колебание таких технологических параметров, как температура металла, обжатие, коэффициент трения, среднее давление, соотношение зон отстаивания и опережения, в очаге деформации должен иметь место определенный запас продольной устойчивости полосы. Кроме того, имея ввиду, что возможности регулирования натяжения в пятой клетки ограничены, а сила  $Q_{српр}^{*H}$  по абсолютной величине значительно превышает её значения по

остальным клетям чистовой группы, то следует признать, что скорректированный режим натяжения полосы является весьма близким к оптимальному. Как показано, при этом режиме натяжения, наряду с устойчивым поведением полосы в валках чистовой группы стана, будет иметь место и энергосберегающая технология прокатки.

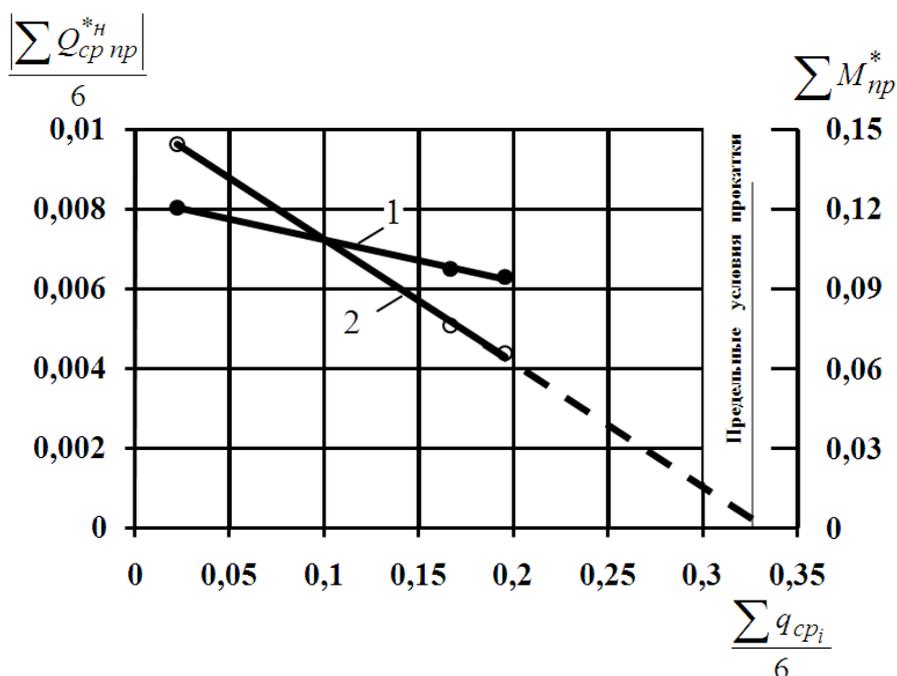


Рис. 5.8. Влияние режима межклетевого натяжения полосы на результирующую продольных сил по всей чистовой группе клеток и суммарный момент прокатки: 1 — суммарный момент прокатки, 2 — результирующая продольных сил

Таким образом, проведенное исследование показало, что предложенный метод оценки продольной устойчивости процесса прокатки позволяет разработать оптимальный режим натяжения полосы в межклетевом промежутке непрерывного стана.

## **6. ИССЛЕДОВАНИЕ МЕХАНИЗМА СМАЗОЧНОГО ДЕЙСТВИЯ ПРИ ХОЛОДНОЙ ПРОКАТКЕ**

Коренное улучшение качества листового проката, интенсификация производства, повышение износостойкости валков и снижение энергосиловых параметров тесно связано с оптимизацией трения в очаге деформации и применением эффективных технологических смазок.

### **6.1. Краткий анализ граничного и гидродинамического эффектов при трении**

Защитные смазочные слои между трущимися поверхностями образуются в результате гидродинамических и граничных явлений, а также за счет химических реакций. Граничная смазка характеризуется большими нагрузками и постоянным контактом трущихся поверхностей, основную роль при этом играют химический состав смазки, наличие в ней поверхностно-активных веществ, особое физико-химическое взаимодействие смазки с трущейся поверхностью. Сила взаимодействия зависит не только от вида смазки, но и от состояния поверхности. А. С. Ахматов [78] предложил адсорбционный слой металла рассматривать как сложную структуру, в которой послойно располагаются вещества в порядке их полярности и энергии связи с металлом: газы, вода, углеводы.

Трение и износ искусственно снижают введенные в состав масел жирные кислоты, спирты и другие длинноцепочные соединения с полярной группой на конце [79]. Полярные соединения могут придавать жидкостям смазочные свойства благодаря их способности образовывать на поверхности трения адсорбированные мономолекулярные слои. Соответствие смазочных свойств мономолекулярных пленок полярных веществ и их адсорбцион-

ной способности дало основание выдвинуть следующее представление о структуре граничного смазочного действия пленки. Поверхностно-активные молекулы, содержащиеся в неполярной среде, адсорбируются на смазываемых металлических поверхностях своими активными группами, а их углеводородные цепи образуют внешнюю поверхность. Вместе с тем, рентгеноструктурные исследования [80] позволили установить, что ориентация полярных молекул такова, что они простираются далеко за пределы мономолекулярной пленки.

В неполярной среде, какой является минеральное масло, молекулы жирных кислот и спиртов находятся в виде димеров, образованных их активными группами. Эти димеры формируют устойчивые бимолекулярные слои. Смазочная пленка, образующаяся в силовом поле металла из полярных молекул, представляет собой многослойную структуру, состоящую из первичного слоя мономолекулярной пленки с бимолекулярными наслоениями. Такие пленки обладают резко выраженной анизотропией механических свойств. Силы взаимодействия активных групп молекул с поверхностью металла значительно больше сил взаимодействия в плоскостях, образуемых метильными группами молекул [78]. Поэтому такая смазочная пленка выдерживает большие нормальные нагрузки и слабо сопротивляется действию касательных напряжений. Смазочная эффективность граничных пленок тесно связана с термодинамическими параметрами контакта. Так, температура, до которой сохраняется целостность смазочной пленки, связана с тепловой адсорбцией. Обратимый переход от равномерного характера скольжения пары трения к скачкообразному при повышении температуры и к равномерному скольжению при ее понижении, дал основание рассматривать возникновение поверхностных смазочных пленок как явление физической адсорбции.

Максимальная критическая температура, при которой смазочная пленка еще сохраняется, зависит, по-видимому, не только от насыщения поверхности трения активным компонентом, но

и от качества самой пленки, от характера взаимодействия пленки с металлом.

Другим предельным случаем трения является гидродинамическая смазка, характеризующаяся тем, что трущиеся поверхности разделены сплошным смазочным слоем значительной толщины. Эффект гидродинамики заключается в самопроизвольном создании грузоподъемного смазочного слоя между трущимися поверхностями в результате втягивания масла в зазор между ними без приложения внешнего давления.

Условиями втягивания масла в зазор и обеспечение способности смазочного слоя нести нагрузку являются: близкое к параллельному движение одной поверхности относительно другой или совместное движение поверхностей с определенным скольжением, создание градиента давления вдоль смазочного слоя. Этот градиент давления может иметь место только при непараллельных трущихся поверхностях, т.е. при наличии сужающейся щели.

Жидкостное трение представляет собой внутреннее трение в слое смазки и сдвиг при перемещении трущихся поверхностей локализуется в этом слое. Возможность обеспечения жидкостного трения зависит от физических свойств смазки главным образом от вязкостных, в некоторой степени также и от тепловых условий и механических свойств масла, в частности от модулей Юнга и сдвига. Эти свойства определяются химическим составом базовых масел. Между этими предельными режимами трения можно выделить область тонкопленочной смазки [81]. Здесь классические выводы гидродинамики являются несостоятельными. Например, трудно объяснить с позиции этой теории наличие сплошного смазочного слоя в зубчатых передачах, где давление может достигать несколько тысяч МПа, надежную работу подшипников скольжения при смазке водой и плохую работу при смазке минеральными маслами. Исследования многих авторов показывают, что процессы, возникающие в тонкопленочной смазке, удовлетворительно описываются контактно-гидродина-

мической теорией. Как будет показано ниже, при холодной прокатке процесс может протекать как в режиме толстополеночной смазки (прокатка мягких металлов с вязкими технологическими смазками), где действуют законы гидродинамики жестких поверхностей, так и при тонкополеночной смазке (деформация различных марок сталей со значительными обжатиями). Очевидно, что при изучении трения в области обработки металлов давление со смазкой необходимо развивать обе ветви гидродинамики с учетом смешанного и граничного видов трения.

## **6.2. Современное состояние теории смазочного действия в очаге деформации при прокатке**

Значительный вклад в развитие науки о трении при деформации металла и совершенствовании технологии прокатного производства внесли труды и разработки отечественных ученых. Среди них, в первую очередь, следует отметить работы И. М. Павлова [82], А. П. Грудева [79], А. К. Чертавских [83], В. К. Белосевича [84], В. Л. Мазура [85], Г. Л. Колмогорова [86] и др. Значительные исследования по трению, износу и смазке выполнены зарубежными учеными: А. Надаи [87], Батлером [88], М. Г. Кокрофтом [89], Робертсом [90], Ченгом [91] и др.

Анализ проведенных работ показывает, что существует две точки зрения относительно механизма трения при холодной прокатке с технологической смазкой. В основе одних взглядов [82, 84] лежат явления, связанные с граничным эффектом, других [79, 85] — с гидродинамическим. Несмотря на различные точки зрения, исследователи считают, что процесс листовой прокатки со смазкой в основном проходит в режиме смешанного трения. Тем не менее, теория смешанного трения в процессах обработки давлением находится на начальной стадии развития. По-видимому, задачей ближайшего будущего науки о трении и смазке при пластической деформации металла является создание общей

теории, включающие как вопросы механохимии, так и вопросы контактной гидродинамики.

Трение является основополагающей характеристикой всех процессов обработки давлением. Определяя силовые, геометрические, кинематические и температурные параметры процесса прокатки, а также качество поверхности полос необходимо учитывать трение в очаге деформации, в то же время трение ограничивает диапазон пластической деформации по условиям захвата металла. Другим ограничением процесса, связанным с трением, является скорость прокатки. Трудность увеличения скоростей на промышленных станах заключается в перегреве зоны трения, что ведет к нарушению технологии прокатки и ухудшению качественных показателей листа. Поэтому к технологическим смазкам предъявляется ряд требований технического, экономического и санитарно-технического характера [92].

При холодной, а в последнее время и при горячей прокатке, применяют различные технологические смазки. В работах [83, 84] дана классификация смазок по различным признакам.

Чрезвычайно важная роль технологических смазок как охладителя поверхности валков. Практически все современные станы оборудованы системами, позволяющими выполнять смазке три основные задачи: снижать трение в очаге деформации, уменьшать износ инструмента и обеспечивать теплоотвод от поверхности валков. Поэтому в качестве технологической смазки чаще всего используют эмульсии. Хотя на ряде прокатных станов, например, на многовалковых используют различные минеральные масла [83].

Кроме технологических функций, смазка в прокатном производстве выполняет роль защитной среды при промасливании готовой продукции. С ней также связаны отжиг полос и другие физико-химические явления, воздействующие на качество поверхности прокатных листов. В работах [79, 83, 84] показана взаимосвязь процесса трения с технологическими факторами про-

катки, такими как прочность листа, мощность и возможности оборудования, микрорельеф и загрязненность поверхности металла, износ валков, их охлаждение и др.

Исследование процесса в условиях обработки металлов давлением началось значительно позже, чем изучение трения в механизмах и машинах. До сих пор нет общепризнанного описания механизма трения в очаге деформации. Это положение характерно не только для отечественной, но и для зарубежной науки. Применение теории гидродинамической смазки позволило в значительной мере решить вопрос поступления смазки в очаг деформации. Об этом свидетельствуют исследования отечественных и зарубежных ученых [79, 85, 93]. Кроме того, определение толщины слоя смазки в контакте валков и полосы дало возможность объяснить влияние различных параметров и факторов процесса прокатки на коэффициент трения.

Сложная структура трения, характерная для условий очага деформации при прокатке, делает наиболее надежными экспериментальные методы определения параметров трения. Так, на основании обработки опытных данных для определения коэффициента трения в установившемся режиме  $f_y$  в монографии [48] рекомендована формула:

$$f_y = \frac{K_{см}(1 + 0,5R_{zB})}{1 + 0,25\sqrt{v_{50}} - 0,005v_{50}} \left[ 0,07 - \frac{0,1V_B^2}{2(1 + V_B)^2 + 3V_B^2} \right], \quad (6.1)$$

где  $K_{см}$  — коэффициент, учитывающий вид смазки, для растительных масел;  $K_{см} = 1$ , для минеральных —  $K_{см} = 1,4$ ;  $R_{zB}$  — средняя высота микронеровностей поверхностей валков;  $V_B$  — скорость вращения валков, м/с.

Известны и другие, также достаточно сложные, эмпирические выражения, связывающие величину коэффициента трения с параметрами прокатки [94, 95].

Подводя итог сказанному, еще раз подчеркнем, что режим трения при холодной прокатке с технологическими смазками изменяется в широких пределах от граничного до гидродинамического. В каждом конкретном случае прокатки необходимо в очаге деформации создать оптимальные условия трения, при которых процесс протекал бы устойчиво, износ валков был бы минимальным, качество поверхности металла — высокое, а энергосиловые параметры деформации относительно низкими. Решение этой проблемы требует дальнейшего развития и углубления науки о трении в процессах обработки давлением.

### **6.3. Исследование смазочного слоя в области тяжелонагруженного контакта**

Теоретической основой изучения гидродинамики масляных пленок служит уравнение Рейнольдса, которым определяется давление, развивающееся в зазоре. Выводы, которые следуют из решения уравнения Рейнольдса, качественно хорошо объясняют поведение смазки в масляной пленке. В частности, они приводят к хорошо известному результату, состоящему в том, что для получения избыточных гидродинамических давлений слой должен иметь форму клина, толщина которого уменьшается в направлении движения.

Обратим внимание на то, что хотя с физической стороны вязкость жидкостей и упругость твердых тел являются различными понятиями, т.к. упругость зависит от действительно произведенных изменений формы, а вязкость — от скорости этих изменений. Однако математические аппараты описания этих систем в значительной степени являются тождественными.

Методы классической гидродинамики для недеформированных поверхностей в принципе неприменимы к решению задачи о течении вязкой жидкости между тяжелонагруженными поверхностями. Это связано с тем, что такие расчеты дают явно заниженные

результаты по толщине смазочной пленки в сравнении с экспериментом. Поэтому возникла необходимость в разработке новой, контактно-гидродинамической или эластогидродинамической теории смазки, рассматривающей течение вязкой жидкости между упругими поверхностями. Одной из первых работ, в которых оценивалось влияние упругих деформаций, было исследование Вэя [95]. Согласно его исследованиям, величина деформации, значение и распределение давлений при наличии между контактирующими цилиндрами сплошного смазочного слоя соответствуют Герцевским.

Следующий этап в развитии контактно-гидродинамической теории характеризуется более четкой постановкой задачи, следствием чего явилось получение не только качественно, но и количественно ценных результатов. Среди работ этой группы первыми являются отечественные исследования [96]. В них предпринята попытка найти распределение давлений, форму смазочного зазора и его толщину путем совместного решения уравнений гидродинамики и уравнений теории упругости с учетом изменения вязкости и сжимаемости смазки. В работе [97] показано, что эпюра давлений при деформации цилиндров несколько отличается по своей форме от полуэллиптической. Следствием этого является незначительное сужение щели между деформированными участками поверхностей к выходу из контакта, что приводит к возникновению гидродинамического расклинивающего эффекта в результате возрастания давления в суживающейся щели. Ряд последующих теоретических исследований подтвердил существование сужения щели и пика давлений на выходе из зазора, заполненного вязкой смазкой.

Гораздо более строгим является метод расчета формы смазочного клина и толщины смазочной пленки предложенный [96]. Автором введен термин “контактно-гидродинамическая теория смазки”.

Численный метод определения формы зазора и распределения давлений заключается в следующем. задается кривая распределения давлений поперек полоски контакта и толщина слоя масла

в зоне наибольшего давления. Определяется величина деформации рабочих поверхностей и величина возникающего между ними зазора по ширине площадки контакта. Полученные значения зазора сравниваются с зазорами, определяемыми по гидродинамической теории смазки. При несовпадении тех и других зазоров кривая распределения давления исправляется и расчет производится снова.

Д. С. Коднир [97], в отличие от авторов вышеперечисленных работ, решает задачу контактно-гидродинамического расчета, исходя из предположения, что деформация поверхностей пропорциональна эпюре давлений. Хотя явление упруго-гидродинамической смазки было впервые открыто при попытке понять механизм смазки зубчатых передач и подшипников качения, за последние годы обнаружился возрастающий интерес к смазке мягких, деформируемых поверхностей из эластомеров и полимерных материалов.

В заключение отметим, что проблема контактно-гидродинамической смазки находится в настоящее время в стадии становления, и необходима дальнейшая экспериментальная работа по выбору геометрии контакта для различных условий и интервалов рабочих параметров. Роль упруго-гидродинамической теории в вопросах правильного понимания задач смазки тяжело нагруженного контакта теперь общепризнанна в среде механиков, она в равной мере применима к упругим поверхностям всех типов как металлических, так и эластомерных.

#### **6.4. Контактно-гидродинамическая модель поступления смазки в очаг деформации при прокатке**

Механизм внешнего трения при холодной прокатке и расход технологической смазки существенно зависят от толщины разделительного смазочного слоя между полосой и валками. В работах одного из авторов [93] и других исследователей [85, 86] предло-

жен метод аналитического определения толщины слоя смазки в очаге деформации на основе гидродинамической теории смазки для жестких поверхностей (классическая гидродинамическая теория). Хотя этот метод не всегда дает приемлемую количественную оценку толщины смазочной пленки, однако он правильно отображает влияние различных факторов и параметров прокатки на условия поступления смазки в контакт валков и полосы.

При жестком гидродинамическом клине, возникающем в предочаговой зоне, толщина слоя смазки на входе в очаг деформации  $\xi_{0p}$  при зависимости вязкости смазки от давления определяется:

$$\xi_{0p} = \frac{3\eta_0(V_B + V_0)\theta}{\sqrt{\frac{\Delta h}{R}} \left[ 1 - e^{-\theta\sigma_T^*} \right]}, \quad (6.2)$$

где  $\eta_0$  — динамическая вязкость смазки при атмосферном давлении и заданной температуре;  $V_B$  и  $V_0$  — линейная скорость валков и скорость полосы в предочаговой зоне;  $\theta$  — пьезокоэффициент вязкости;  $\Delta h$  — абсолютное обжатие металла;  $R$  — радиус валков;  $\sigma_T^*$  — вынужденный предел текучести деформируемого металла.

Если контактно-гидродинамическая теория в области смазки механизмов и машин получила широкое развитие, то при обработке металлов давлением она только начинает применяться. Известна работа Ченга [91], в которой автор на основе контактной гидродинамики анализирует процесс прокатки в режиме жидкостного трения, однако течение смазки в предочаговой зоне он не рассматривал. В статье [98] предпринята попытка применения этой теории к исследованию процесса холодной прокатки со

смазкой. Авторы механически перенесли результаты теоретических исследований [97] на процесс прокатки.

В [99, 100] проанализирована логическая модель контактно-гидродинамической смазки при прокатке. Суть ее заключается в следующем. Как известно, процессу пластического формоизменения полосы в валках предшествует стадия соприкосновения металла с валками и упругой деформации полосы. В результате образуется небольшая зона упругого контакта, началом которой является сечение встречи полосы с валками А—А (рис. 6.1). Пусть в сечении Б—Б осуществляется переход от упругой деформации металла к пластической, тогда давление в этом сечении достигнет величины вынужденного предела текучести. При подаче технологической смазки в предочаговой зоне (слева от сечения А—А) возникает гидродинамический клин, в котором развиваются давления и возникает несущая сила, открывается доступ смазки в упругую зону. Ввиду того, что давление в смазке от начала упругой зоны к концу ее должно нарастать, масляный канал на участке А—Б (рис. 6.1, б) приобретает клиновидность с сужающейся частью вглубь очага деформации. Такая форма зазора способствует дальнейшему росту гидродинамических давлений и несущей способности смазки.

Следует подчеркнуть, что форма масляного зазора на участке упругой зоны также зависит и от характера распределения гидродинамического давления. Все это предопределяет повышение эффективности смазочного действия в очаге деформации за счет увеличения толщины смазочного слоя на входе в пластическую зону  $\xi_0$ . Таким образом, контактно-гидродинамическая модель смазки отличается от рассмотренной выше тем, что учитывает гидродинамические процессы, протекающие в упругой зоне. В ней возникает дополнительный клин смазки с очень малым углом клиновидности, последнее и предопределяет высокую несущую способность этой зоны. Как будет показано далее, при тон-

копленочной смазке основные гидродинамические процессы протекают именно в упругой зоне.

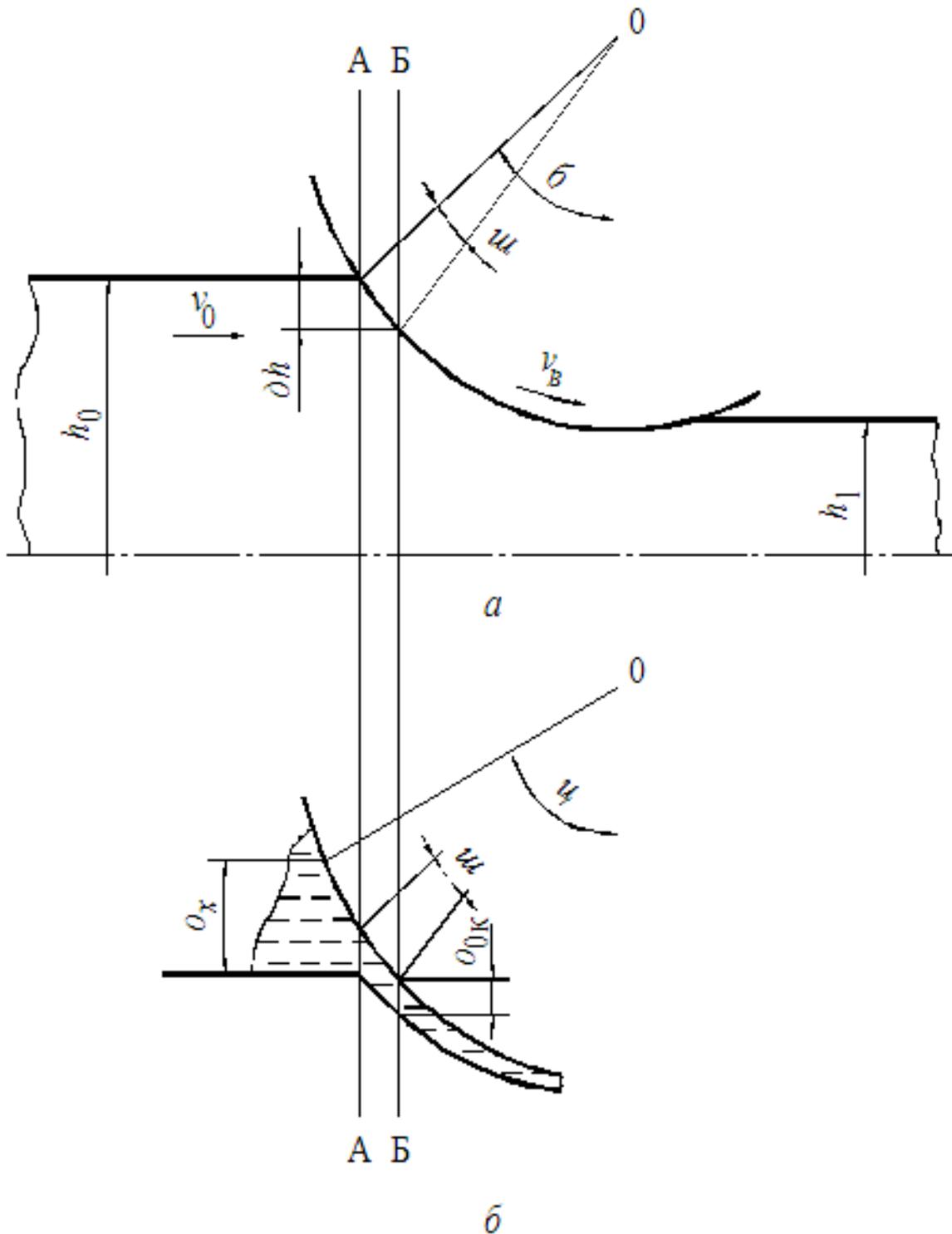


Рис. 6.1. Очаг деформации и гидродинамический клин смазки

Математическая модель этой системы для случая стационарного течения одномерного потока несжимаемой смазки, вязкость которой зависит от давления, с одной стороны, может быть представлена уравнением Рейнольдса, с другой выражением, определяющим форму смазочного зазора, как в предочаговой зоне, так и на участке упругой деформации:

$$\xi = \frac{\Delta h}{2} \left[ \left( \frac{\varphi}{\alpha_c} \right)^2 - 1 \right] + \frac{C_1 \xi_0}{\Delta_1} \left[ \frac{\varphi}{\alpha_c} - (1 - \Delta_1) \right] + C \frac{P}{E} + \xi_{0p}. \quad (6.3)$$

Первый член уравнения (6.3) соответствует геометрии гидродинамического клина, возникающего в предочаговой зоне. Второй — учитывает форму зазора на участке упругой зоны А—Б (рис. 6.1). Как показывают опыты механиков [97], масляный зазор в этой зоне является близким к прямолинейному, что и отражает второй член этого уравнения. Под воздействием гидродинамической нагрузки происходит местная упругая деформация контактных поверхностей, влияние которой на текущую толщину слоя смазки учитывается с помощью третьего члена выражения (6.3). Последнее слагаемое представляет собой часть общей толщины слоя смазки, определяемую гидродинамическими условиями в предочаговой зоне при зависимости вязкости смазки от давления (6.2).

Приведем уравнение (6.3) к безразмерной форме, разделив правую и левую части его на контактно-гидродинамическую толщину слоя смазки на входе в пластическую зону  $\xi_0$ :

$$\frac{\xi_x}{\xi_0} = \frac{\Delta h}{2 \xi_0} \left[ \left( \frac{\varphi}{\alpha_c} \right)^2 - 1 \right] + \frac{C_1}{\Delta_1} \left[ \frac{\varphi}{\alpha_c} - (1 - \Delta_1) \right] + \frac{C}{\xi_0} \cdot \frac{\sigma_T^*}{E} \cdot \frac{P}{\sigma_T^*} + \frac{\xi_{0p}}{\xi_0}, \quad (6.4)$$

где  $\alpha_c$  — сплюснутый угол захвата;  $E = \frac{1}{2}(E_B + E_{II})$  — усредненный модуль упругости первого рода материала валков и полосы.

Выше отмечалось, что масляный канал на участке А—Б должен иметь некоторую клиновидность, это предопределяет рост гидродинамического давления по его длине. Клиновидность канала в выражении (6.3) учитывается коэффициентом  $C_1$ . При  $C_1 = 0$  контактные поверхности на этом участке будут параллельны и гидродинамические процессы здесь развиваться не будут. При  $C_1 = 0$  толщины слоев смазки на границах упругой зоны будут отличаться примерно в два раза. Конкретные значения  $C_1$  в зависимости от гидродинамических условий и величины упругой деформации будут определены ниже.

Параметр  $\Delta_1 = \frac{\psi}{\alpha_c}$  соответствует относительной длине упругой зоны ( $\psi$  — центральный угол, опирающийся своими сторонами на границы упругой зоны). В первом приближении  $\Delta_1$  можно получить из закона Гука:

$$\sigma_T^* h_0 = 2\delta h \cdot E_{II}.$$

После небольших преобразований можно записать:

$$\Delta_1 \approx \frac{1}{2\varepsilon} \cdot \frac{\sigma_T^*}{E_{II}}, \quad (6.5)$$

где  $\varepsilon$  — относительное обжатие;  $E_{II}$  — модуль упругости первого рода материала полосы;  $2\delta h$  — абсолютная упругая деформация металла по высоте в сечении Б—Б.

Введем в уравнение (6.3) некоторые ограничения: если  $\varphi/\alpha_c \leq 1$ , то первый член его должен обращаться в нуль, т.к. он описывает в любом сечении предочаговой зоны расстояние от поверхности валка к поверхности полосы. В сечении  $\varphi/\alpha_c = 1$  это

расстояние равно 0 (рис. 6.1, а). При  $\varphi/\alpha_c \geq 1$  второй член должен быть равным  $C_1$ . Анализ второго члена выражение (6.3) показывает, что при  $\varphi/\alpha_c = 1$  он действительно равен  $C_1$ .

За пределами упругой зоны, в предочаговой зоне, влияние этого члена остается неизменным. Кроме того, обозначим:

$$\frac{P}{\sigma_T^*} = K; \quad \frac{\xi_{0p}}{\xi_0} = n; \quad \frac{\xi_x}{\xi_0} = H,$$

принимая во внимание, что в сечении Б—Б (начало пластической зоны):

$$\frac{\varphi}{\alpha_c} = 1 - \Delta_1; \quad H = H_0 = 1; \quad K = K_1 = 1,$$

имеем:  $\frac{C}{\xi_0} \cdot \frac{\sigma_T^*}{E} = 1 - n$ .

С учетом последнего выражения (6.4) приобретает вид:

$$H = \frac{\Delta h}{2\xi_0} \left[ \left( \frac{\varphi}{\alpha_c} \right)^2 - 1 \right] + \frac{C_1}{\Delta_1} \left[ \frac{\varphi}{\alpha_c} - (1 - \Delta_1) \right] + (1 - n) \cdot K + n. \quad (6.6)$$

Аналогично приведем уравнение Рейнольдса к безразмерной форме:

$$\frac{dK}{d(\varphi/\alpha_c)} = 6 \frac{\eta_0 v}{\sigma_T^* \Delta h} \cdot \frac{1}{\alpha_c} \left( \frac{\Delta h}{\xi_0} \right)^2 \frac{1 - H}{H^3} \exp(\theta \sigma_T^* \cdot k). \quad (6.7)$$

Объединим безразмерные параметры  $\frac{\eta_0 V}{\sigma_T^* \Delta h}$  и  $\alpha_c$  в один:

$$W = \frac{\eta_0 V}{\sigma_T^* \Delta h} \cdot \frac{1}{\alpha_c}, \quad (6.8)$$

и назовем его комплексным гидродинамическим параметром.

Тогда выражение (6.7) приобретает вид:

$$\frac{dK}{d(\varphi/\alpha_c)} = 6 \cdot W \left( \frac{\Delta h}{\xi_0} \right)^2 \frac{1-H}{H^3} \exp(\theta \sigma_T^* \cdot k) \quad (6.9)$$

При численном решении уравнений (6.9) и (6.6) был использован метод Рунге-Кутты. В решении искали то значение  $\frac{1}{n} = \frac{\xi_0}{\xi_{0p}}$ , при котором безразмерное давление в смазке в сечении Б—Б (начало пластической зоны металла) было бы равным  $K = K_1 = 1$ . Если в результате счета получили, что в сечении Б—Б  $K_1 > 1$ , то  $n$  уменьшали на 10 % и повторяли расчет. Начальное значение  $n = n_0$  принимали равным единице, т.е. на первом шаге счета значение  $\xi_0$  и  $\xi_{0p}$  были равны. С целью уменьшения объема счета, особенно в области, близкой ко входу в пластическую зону, где гидродинамическое давление резко нарастает, интервал изменения аргумента  $\frac{\varphi}{\alpha_c}$  по длине области интегрирования не был постоянным.

Его длина зависела от интенсивности повышения гидродинамического давления. Он автоматически выбирался таким, чтобы относительная разность давлений на границах интервала не превышала 5 %. Если это условие не соблюдалось, то интервал делился пополам. Начальное значение интервала составляло  $\left( \Delta_1 = \frac{\psi}{\alpha_c} \right)_0 = 0,01$ . Учитывая, что погрешность в зоне больших толщин смазочной пленки слабо влияет на точность решения, для сокращения процедуры счета применили следующее граничное условие: при  $\left( \frac{\varphi}{\alpha_c} \right)_0 = 1,05$  давление  $K = K_0 = 10^{-3}$ . В качестве входных параметров служили безразмерные критерии:  $W$ ,  $\theta \sigma_T^*$ ,  $\Delta_1$ , как указывалось выше, в решении находили значение  $\frac{1}{n}$ .

Решение поставленной задачи было осуществлено с помощью компьютерных технологий. Заметим, что на печать, наряду с параметрами  $W$ ,  $\theta\sigma_T^*$ ,  $\Delta_1$  и  $C_1$ , в каждой точке счета выдавались следующие величины: аргумент  $\frac{\varphi}{\alpha_c}$ , гидродинамическое давле-

ние  $K$ , производная  $\frac{dK}{d(\varphi/\alpha_c)}$ .

Прежде чем перейти к анализу результатов вычислений, оценим значение параметра формы  $C_1$  масляного зазора на участке упругой зоны. Учитывая, что толщина слоя смазки в сечении  $\frac{\varphi}{\alpha_c} = 1$  всегда больше, чем на входе в пластическую зону, т.е.  $\xi_x(\varphi = \alpha_c) > \xi_0$  и принимая во внимание (6.3), можно записать:

$$C_1\xi_0 + (1-n)\xi_0K_{11} + \xi_{0p} = \xi_0,$$

где  $K_{11}$  — безразмерное давление в сечении  $\frac{\varphi}{\alpha_c} = 1$ .

Разделим обе части неравенства на  $\xi_0$ , получим

$$C_1\xi_0 + (1-n)K_{11} + \frac{\xi_{0p}}{\xi_0} > 1, \text{ но } \frac{\xi_{0p}}{\xi_0} = n.$$

Тогда:

$$C_1 > (1-n)(1-K_{11}). \quad (6.10)$$

Ввиду того, что всегда  $n < 1$  и  $K_{11} < 1$ , значение  $C_1$  положительно. При тонкопленочной смазке предварительно значение  $C_1$  можно принять равным единице, т.к.  $n \ll 1$  и  $K_{11} \ll 1$ . Построим зависимость  $\xi_0 = \varphi(C_1)$  при постоянных параметрах  $W$ ,  $\theta\sigma_T^*$  и  $\Delta_1$  ( $W = 10^{-5}$ ,  $\theta\sigma_T^* = 0,5$ ,  $\Delta_1 = 0,005$ ).

Значение  $C_1$  будем изменять от 0,2 до 2,6 с интервалом 0,2. В результате расчетов на ЭВМ получили зависимость, приведенную на рис. 6.2. Физически такой характер кривой  $\xi_0 = \varphi(C_1)$  можно объяснить следующими соображениями. При  $C_1$  стремящемся к нулю толщина слоя смазки по всей длине упругой зоны остается неизменной, не наблюдается роста гидродинамических давлений. Очевидно, что в таких условиях масляный канал А—Б, как элемент гидродинамической системы, не выполняет своих функций и толщина  $\xi_0 = \xi_{0p}$  с увеличением  $C_1$  появляется клиновидность зазора в упругой зоне, что приводит к росту гидродинамических давлений на этом участке и несущей способности. Результатом чего является увеличение толщины слоя смазки на входе в пластическую зону. При значительном  $C_1$  дальнейшее увеличение его подобно росту угла гидродинамического клина, приводит к снижению скорости движения в слое смазки в упругой зоне, некоторой потере несущей способности жидкости и, следовательно, к уменьшению толщины  $\xi_0$ . С точки зрения минимума затраты энергии на образование клиновидности масляного зазора в упругой зоне, предпочтительным является то значение  $C_1$  при котором  $\xi_0$  экстремально. В этом случае при заданных  $W$ ,  $\theta\sigma_T^*$  и  $\Delta_1$  толщина слоя смазки  $\xi_0$  будет максимальной, а коэффициент трения на участке А—Б — минимальным и энергозатраты на образование клиновидности в этой зоне также минимальны. В каждом отдельном случае значение  $C_1$  следует отыскивать из условия:

$$\frac{d\xi_0}{dC_1} = 0. \quad (6.11)$$

Таким образом, автоматически устанавливается такой угол клиновидности, при котором в данных условиях потери на трение будут минимальными, а грузоподъемность смазочного зазора оптимальной. Это возможно при выполнении условия (6.11).

При обработке полученных данных по методу множественной корреляции было получено уравнение регрессии, которое имеет вид:

$$C_1 = 1,372 - 2472,6W + 29,473 + 0,0921 \cdot \theta\sigma_T^* \quad (6.12)$$

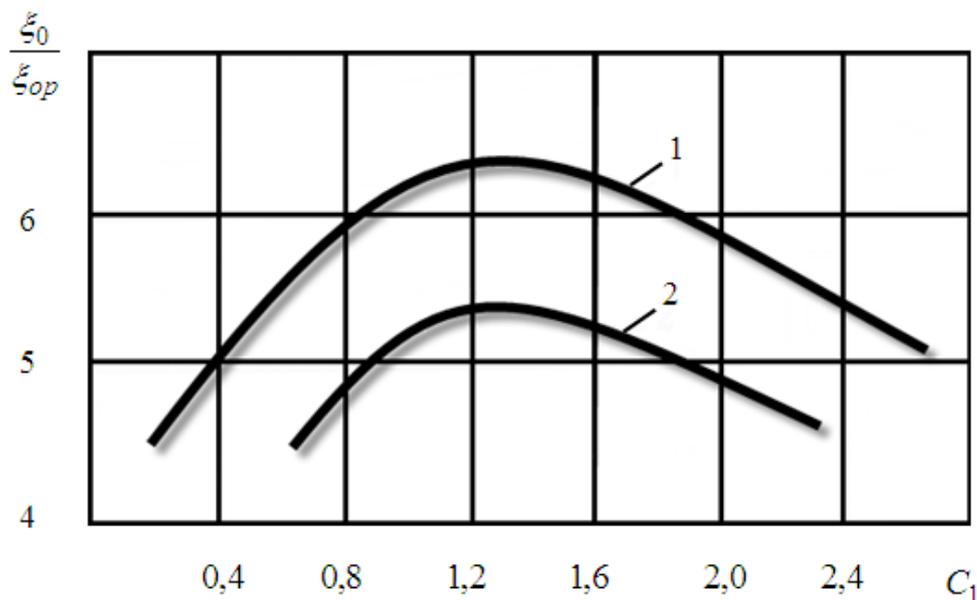


Рис. 6.2. Влияние параметра  $C_1$  на относительную толщину слоя смазки при  $W = 10^{-5}$  и  $\theta\sigma_T^* = 0,5: 1$  —  $\Delta_1 = 0,005$ ; 2 —  $\Delta_1 = 0,0025$

Коэффициент корреляции при этом составил  $R = 0,95$ ; среднеквадратическое отклонение  $\sigma = 0,121$ ; средняя ошибка аппроксимации  $\eta_1 = 3,9 \%$ .

Результаты расчета толщины смазочной пленки на входе в пластическую зону при использовании различных гидродинамических моделей приведены в табл. 6.1. анализ показывает, что с уменьшением комплексного гидродинамического параметра  $W$  разница в толщинах  $\xi_0$  и  $\xi_{0p}$  возрастает, т.е. все большая роль в вовлечении смазки в очаг деформации отводится зоне упругой деформации полосы. Аналогичная картина наблюдается и при уменьшении реологического параметра  $\theta\sigma_T^*$ . С увеличением

длины упругой зоны  $\Delta_1$  контактно-гидродинамическая толщина смазочной пленки увеличивается.

В результате расчетов на ЭВМ более 250 вариантов изменения геометрических, реологических, силовых и упругих параметров в вышеприведенной модели смазки была получена формула для определения контактно-гидродинамической толщины слоя смазки на входе в очаг:

$$\frac{\xi_0}{\Delta h} = 3,6 \left( \frac{\eta_0 (V_B + V_0)}{\sigma_T^* \cdot \Delta h \cdot \alpha} \right)^{0,7} \cdot (\theta \sigma_T^*)^{0,6} \cdot \left( \frac{\sigma_T^*}{2\varepsilon E_{II}} \right)^{0,3} \cdot \frac{1}{1 - \exp(-\theta \sigma_T^*)}. \quad (6.13)$$

Таблица 6.1. Значения толщины слоя смазки в очаге деформации по различным моделям

№ п/п	Относительная толщина слоя смазки на входе в пластическую зону, мкм		Комплексный гидродинамический параметр W	Относительная длина упругой зоны $\Delta_1$	Реологический параметр $\theta \sigma_T$	Коэффициент $C_1$
	При зависимости вязкости от давления и жестких поверхностях, $\frac{\xi_{0p}}{\Delta h} \cdot 10^{-5}$	Контактно-гидродинамическое значение, $\frac{\xi_0}{\Delta h} \cdot 10^{-4}$				
1	3,47	2,2	$5 \cdot 10^{-6}$	0,005	2	1,81
2	6,9	3,2	$10^{-5}$	0,005	2	1,685
3	34,7	7,6	$5 \cdot 10^{-5}$	0,005	2	1,65
4	69	11	$10^{-4}$	0,005	2	1,45
5	139	19	$2 \cdot 10^{-4}$	0,005	2	1,2
6	4,7	2,4	$10^{-5}$	0,005	1	1,51
7	5,8	3	$10^{-5}$	0,005	1,5	1,69
8	6,9	1,5	$10^{-5}$	0,005	2	1,68
9	7,7	3,3	$10^{-5}$	0,005	2,3	1,69
10	8,2	3,4	$10^{-5}$	0,005	2,5	1,72
11	9,48	3,6	$10^{-5}$	0,005	3	1,73

12	6,9	2,5	$10^{-5}$	0,003	2	1,57
13	6,9	3	$10^{-5}$	0,005	2	1,651
14	6,9	3,6	$10^{-5}$	0,007	2	1,78
15	6,9	4,3	$10^{-5}$	0,01	2	1,81
16	6,9	4,6	$10^{-5}$	0,012	2	1,87

Для определения реологических свойств смазки и толщины смазочной пленки в контакте валков и полосы необходимо знать среднюю температуру смазочного слоя. При составлении уравнения теплового баланса учтем, что силовые и температурные условия в очаге деформации слабо влияют на толщину масляной пленки. Её значение в основном зависит от течения смазки в гидродинамическом клине и особенно в упругой зоне  $\Delta_1$ . Предположим, что теплопередача имеет место лишь в направлении толщины смазочной пленки упругой зоны. Тогда уравнение теплового баланса можно представить как:

$$Q = Q_{\text{в}} + Q_{\text{п}}, \quad (6.14)$$

где  $Q$  — тепловая мощность, выделяемая в результате трения слоев при скольжении в зоне масляного канала  $\Delta_1$ ;  $Q_{\text{в}}$  и  $Q_{\text{п}}$  — тепловая мощность, отводимая от несущего слоя смазки поверхностями валка и полосы соответственно.

Мощность теплоносителя составит:

$$Q = f_y p_{\text{н}} (V_{\text{в}} - V_0) / A_T, \quad (6.15)$$

где  $p_{\text{н}}$  — несущая способность смазочной пленки в упругой зоне;  $V_0 = \frac{V_{\text{в}} h_1}{h_0}$  — скорость полосы на входе в очаг деформации, мм/с.

Анализируя эпюры распределения гидродинамического давления, несущую способность смазочного слоя в первом приближении можно представить в следующем виде:

$$p_{\text{н}} = \frac{\sigma_T \Delta_1 l_c b}{2}, \quad (6.16)$$

При определении средней температуры смазочного слоя будем исходить из теплового баланса. В рассматриваемом случае:

$$Q_{\text{в}} = a_{\text{в}} \Delta l_c b (T_{\text{ср.см}} - T_{\text{в}}), \quad Q_{\text{п}} = a_{\text{п}} \Delta l_c b (T_{\text{ср.см}} - T_{\text{п}}), \quad (6.17)$$

где  $a_{\text{в}}$  и  $a_{\text{п}}$  — коэффициенты теплоотдачи масляного слоя поверхностям вала и полосы соответственно, Вт/(м<sup>2</sup>·К);  $T_{\text{ср.см}}$  — средняя температура смазочного слоя, °С;  $T_{\text{в}}$  и  $T_{\text{п}}$  — температура валков и полосы, °С.

Приближенно принимая  $a_{\text{в}} = a_{\text{п}} = a_{\text{ср}}$  и учитывая, что  $T_0 = (T_{\text{в}} + T_{\text{п}})/2$  и  $\Delta T = T_{\text{ср.см}} - T_0$ , имеем  $Q_{\text{в}} + Q_{\text{п}} = 2\alpha_c \Delta l_c b \Delta T$ . Для определения  $a_{\text{ср}}$  воспользуемся результатами экспериментальных исследований [101]. Для случая ламинарного потока жидкости при вынужденном конвективном теплообмене рекомендуется следующее уравнение:

$$\text{Nu} = 0,66 \text{Re}^{0,5} \text{Pr}^{0,3} \left( \frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}} \right)^{0,25}, \quad (6.18)$$

где Nu — безразмерный критерий Нуссельта, определяющий интенсивность теплообмена на границе жидкость — стенка; Re — критерий динамического подобия, характеризующий соотношение сил инерции и сил вязкости в потоке жидкости; Pr — критерий Прандтля, характеризующий физические свойства жидкости;  $\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}}$  — член, учитывающий влияние направления теплового потока, влияние изменения физических параметров теплоносителя с изменением температуры на теплоотдачу.

Оценим величину  $\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}}$ . Если принять  $\frac{\text{Pr}_{\text{ж}}}{\text{Pr}_{\text{ст}}} = 0,87$ , то в ши-

роком диапазоне изменения этого отношения ошибка не превы-

шает 10 %. Числа подобия, входящие в уравнение (6.17), находятся следующим образом:

$$\text{Nu} = a_{\text{ср}} \frac{l_0}{\lambda}; \text{Re} = \frac{l_0 V}{\nu}; \text{Pr} = \frac{\nu}{a}; V = \frac{(V_{\text{в}} + V_0)}{2},$$

где  $l_0$  — размер, которым определяется развитие процесса; будем считать, что:

$$l_0 = \xi_0,$$

где  $\xi_0$  — толщина прослойки масла на входе в очаг деформации, мм;  $\lambda$  — коэффициент теплопроводности;  $\nu$  — кинематическая вязкость жидкости;  $a$  — коэффициент температуропроводности.

Учитывая значения критериев подобия в выражении (6.13), находим коэффициент теплоотдачи:

$$a_{\text{ср}} = 0,406 \left( \frac{V_{\text{в}} + V_0}{\xi_0} \right)^{0,5} \frac{\lambda}{\nu^{0,17} a^{0,33}}.$$

Подставляя в уравнение (6.14) все найденные величины; окончательно получаем:

$$\begin{aligned} Q_{\text{в}} + Q_{\text{п}} &= 2 \cdot 0,406 \left( \frac{V_{\text{в}} + V_0}{\xi_0} \right)^{0,5} \frac{\lambda}{\nu^{0,17} a^{0,33}} \Delta_1 l_c \Delta T; \\ Q &= f_y \frac{\sigma_T \Delta_1 l_c b}{2} 2(V_{\text{в}} + V_0) \frac{1}{A_T}; \\ T_{\text{ср.см}} &= T_0 + \frac{0,15 f_y \sigma_T V_{\text{ск.о}} \xi_0^{0,5} \nu^{0,17} a^{0,33}}{(V_0 + V_{\text{в}})^{0,5} \lambda A_T}; \\ T_0 &= \frac{T_{\text{в}} + T_{\text{п}}}{2}, \end{aligned} \quad (6.19)$$

где  $V_{\text{ск.о}} = V_{\text{в}} - V_0$  — средняя скорость скольжения полосы на входе в очаг деформации, мм/с.

Из выражения (6.19) следует, что прирост температуры в смазке зависит от ее теплофизических свойств, условий скольжения и трения в упругой зоне, толщина масляной пленки и физических свойств деформируемого металла.

### **6.5. Экспериментальное исследование толщины слоя смазки при прокатке**

В реальных условиях холодной прокатки сталей и других труднодеформируемых сплавов толщина смазочной пленки в очаге деформации не превышает 0,5—1 мкм. Это связано, с одной стороны, со значительными нагрузками на гидродинамический клин, когда на входе в пластическую зону гидродинамическое давление составляет 700—1000 МПа и более, с другой — существенные тепловыделения в очаге деформации предыдущей клетки значительно повышающие температуру металла при входе в последующую клетку. В результате чего средняя температура смазочного слоя в упругой зоне может достигать до 100 °С и более.

В этих условиях работа гидродинамического клина определяется не только гидродинамическими параметрами, но и упругими характеристиками контактирующих поверхностей. Этот вывод подтверждается экспериментальными исследованиями толщины  $\xi_{\text{оп}}$  смазочной пленки, которые выполнены как в лаборатории, так и в условиях промышленного производства.

Следует заметить, что основные опыты проведены при комплексном гидродинамическом параметре  $W \leq 10^{-5}$ . Проанализируем результаты опытов и сравним их с теоретическими моделями. В табл. 6.2 приведены данные по толщине слоя смазки, полученные в лабораторных условиях и расчетом по формулам (6.2), (6.13) и (6.19). Опыты проводили на стане дуо в валках диаметром 191 мм, скорость прокатки составляла  $V_{\text{в}} = 0,3$  м/с. Образцы

размерами  $h_0 \times b_0 = 1,0 \times 60$  мм были изготовлены из низкоуглеродистой отожженной стали 08 кп и предварительно подкатаны с обжатием 6 % в полированных валках. Толщину слоя смазки определяли капельным методом при прокатке образцов с обжатием  $\varepsilon = 12$  и 40 %. Результаты опытов приведены в пятой колонке табл. 6.2.

Таблица 6.2. Результаты исследования толщины слоя смазки

Технологическая смазка	Параметр	Толщина смазочной пленки, мкм		
		$\xi_{0p}$	$\xi_0$	$\xi_{оп}$
Хлопковое масло	$\frac{3,2 \cdot 10^5}{3,36 \cdot 10^6}$	$\frac{0,032}{0,015}$	$\frac{0,14}{0,08}$	$\frac{0,35}{0,07}$
	$\frac{3,6 \cdot 10^{-4}}{3,8 \cdot 10^{-5}}$	$\frac{0,32}{0,14}$	$\frac{0,85}{0,45}$	$\frac{1,1}{0,55}$
Касторовое	$\frac{3,83 \cdot 10^{-5}}{4 \cdot 10^{-6}}$	$\frac{0,055}{0,023}$	$\frac{0,23}{0,095}$	$\frac{0,4}{0,16}$
	$\frac{1,12 \cdot 10^{-3}}{1,18 \cdot 10^{-4}}$	$\frac{2,9}{0,68}$	$\frac{3,35}{1,6}$	$\frac{3,2}{1,8}$
Прокатное	$\frac{1,59 \cdot 10^{-3}}{1,68 \cdot 10^{-4}}$	$\frac{3,95}{1,2}$	$\frac{4,8}{2,4}$	$\frac{4,5}{2,7}$
	$\frac{2,39 \cdot 10^{-3}}{2,52 \cdot 10^4}$	$\frac{4,95}{1,7}$	$\frac{5,8}{3,8}$	$\frac{7,4}{5,05}$

Примечание. В числителе обжатие 12 %, в знаменателе — 40 %;  $\sigma_s = 230$  МПа;  $T_0 = 19 - 21$  °С.

Сравнивая расчетные значения толщины слоя смазки с экспериментальными, можно сделать следующие выводы. При значениях комплексного гидродинамического параметра  $W \geq 10^{-3}$  расчеты по гидродинамической теории для жестких поверхностей и контактно-гидродинамической теории дают близкие между собой результаты, которые, с учетом того, что влияние шерохова-

тости неучтено, достаточно хорошо соответствуют экспериментальным данным. В случае, когда  $W \leq 5 \cdot 10^{-5}$  (тонкопленочная смазка), различие в результатах расчета толщины смазочной плёнки весьма существенное.

Контактно-гидродинамическая толщина  $\xi_0$  в 3—5 раз превышает соответствующую гидродинамическую (6.2). Кроме того, контактно-гидродинамическое значение толщины гораздо ближе к опытным данным  $\xi_{оп}$ .

Аналогичные выводы можно сделать, анализируя опытные и расчетные значения толщины слоя смазки, приведенные в табл. 6.3. Необходимо отметить, что опытные данные взяты из работы [79]. Сравнение теоретических данных с результатами промышленных исследований толщины слоя смазки приведено в табл. 6.4. Опыты проводили на одноклетьевом реверсивном стане кварто 550 при прокатке жести. Оценка точности формул (6.2) и (6.13) в условиях прокатки на промышленном стане особо необходима в тех случаях, когда требуется рассчитать оптимально необходимый расход смазки в очаге деформации, а экспериментальные значения толщины масляной пленки отсутствуют. Толщину слоя смазки на полосе определяли методом взвешивания [93], а затем ее удваивали, считая, что смазка распределяется равномерно между валком и полосой. Для проведения этих замеров отбирали пробы полосы после каждого прохода. В качестве технологической смазки на станах цеха жести комбината “Запорожсталь” применяли гидрогенизированное подсолнечное масло (ПКС-1). При проведении этих опытов параллельно измеряли продольную шероховатость полосы. Микрорельеф поверхности ее в продольном направлении находился в пределах одного класса ( $\nabla 10$ ).

Сравнивая экспериментальные данные по толщине слоя смазки, полученные на промышленных станах, с аналитическими расчетами (6.2) и (6.13) можно сделать вывод, что контактно-

гидродинамическая модель гораздо лучше отражает результаты производственного эксперимента.

Валки полированные, полоса предварительно подкатана в этих же валках.

**Таблица 6.3. Исследование толщины слоя смазки (опытные данные работы [79])**

Технологическая смазка	Температура валков/полосы, °С	$W$	Толщина слоя смазки, мкм		
			$\xi_{0p}$	$\xi_0$	$\xi_{оп}$
Цилиндровое - // - - // -	20/100	$1,21 \cdot 10^{-4}$	0,274	0,5	0,7
	20/50	$3,6 \cdot 10^{-4}$	0,95	1,56	1,8
	70/70	$0,6 \cdot 10^{-4}$	0,1	0,32	0,4
Подсолнечное гидрогенизированное масло - // -	20/100	$0,084 \cdot 10^{-4}$	0,01	0,085	0,1
	20/50	$0,21 \cdot 10^{-4}$	0,027	0,11	0,14
Касторовое масло - // - - // - - // -	20/50	$0,97 \cdot 10^{-4}$	0,127	0,38	0,4
	20/100	$0,27 \cdot 10^{-4}$	0,026	0,165	0,2
	70/70	$0,163 \cdot 10^{-4}$	0,015	0,105	0,13

*Примечание:* Образцы изготовлены из стали 08 кп  $h_0 = 0,53$  мм;  $\varepsilon = 0,12$ ;  $D = 191$  мм;  $V_B = 0,3$  м/с.

**Таблица 6.4. Исследование толщины слоя смазки на жестекатальном стане 550 комбината “Запорожсталь”**

Номер прохода	Толщина полосы, мм		$p_{cp}$ , МПа	$T_{п}$ , °С	$T_{см}$ , °С	$W$	Толщина слоя смазки, мкм		
	$h_0$	$h_1$					$\xi_{0p}$	$\xi_0$	$\xi_{оп}$
1	0,6	0,50	1000	88	82	$0,47 \cdot 10^{-4}$	0,12	0,43	0,54
2	0,5	0,40	995	96	91	$0,48 \cdot 10^{-4}$	0,125	0,45	0,56
3	0,4	0,30	1200	105	95	$0,52 \cdot 10^{-4}$	0,13	0,47	0,6

*Примечание:*  $h_0 \times b_0 = 0,6 \times 330$  мм, наклепанная сталь 08 кп, смазка ПКС.

## 6.6. Исследование перехода к режиму контактно-гидродинамического трения при прокатке

Исследования [79, 85, 93] показывают, что механизм смазочного действия в очаге деформации во многом определяется толщиной масляной прослойки. От этой толщины зависит режим трения в контакте валков и полосы, который может быть граничным, смешанным, контактно-гидродинамическим. В некоторых случаях при прокатке сравнительно мягких металлов с достаточно вязкой смазкой он приближается к жидкостному.

К классическому гидродинамическому режиму трения относят случаи, когда толщина масляной прослойки полностью разделяет трущиеся поверхности, т.е.:

$$\xi_1 \geq R_{ZB} + R_{ZП},$$

где  $\xi_1$  — толщина слоя смазки на выходе из очага деформации;  $R_{ZB}$  и  $R_{ZП}$  — средняя высота микронеровностей поверхностей валка и прокатываемой полосы соответственно.

Вместе с тем, на основе исследования коэффициента трения при холодной прокатке образцов с мерными слоями смазки А. П. Грудев пришел к выводу, что режим жидкостного трения наступает при  $\xi_1 = R_{ZB}$ . При этом не должны существенно отличаться шероховатости валков и полосы до прокатки ( $R_{ZB} \approx R_{ZП}$ ).

В тяжело нагруженном контакте, когда на толщину слоя смазки наряду с гидродинамическими параметрами оказывает влияние и упругая деформация контактирующих поверхностей, переход к упругодинамическому режиму механики определяют следующим образом [80]:

$$\xi_k \geq R_a,$$

где  $\xi_k$  — толщина разделительного слоя смазки в тяжело нагруженном упругом контакте;  $R_a$  — отклонение от средней высоты микронеровностей более твердой из контактирующих поверхно-

стей (необходимо заметить, что параметр  $R_a$  примерно в четыре - пять раз меньше средней высоты микронеровностей).

Сравнительный анализ моделей трения при холодной прокатке сталей и других труднодеформируемых сплавов и при упругом тяжело нагруженном контакте показывает, что на коэффициент трения оказывают влияние одни и те же факторы. Причем это влияние в основном одинаково не только в качественном отношении, но и в количественном.

По-видимому, и условия перехода к режиму гидродинамического (контактно-гидродинамического) трения при пластической деформации металла и в упругом контакте существенно отличаться не должны. Проведенный же анализ показал, что пока условия перехода к жидкостной смазке четко не определены.

Цель настоящей работы состояла в разработке методики оценки перехода к режиму гидродинамической смазки при прокатке. Эту оценку осуществляли путем измерения соответствия начального и конечного микрорельефа полосы при прокатке с технологической смазкой. Известно, что при деформации шероховатой полосы без смазки в валках с гладкой поверхностью, микрорельеф металла после деформации такой же как и у валков. При прокатке с технологической смазкой гладкой полосы в гладких валках, микрорельеф металла после деформации зависит от вязкости смазки. С увеличением вязкости смазки полоса после прокатки имеет более шероховатую поверхность [79]. Наши опыты показали, что смазка может не только образовывать микрорельеф на поверхности полосы, но и сохранять его.

Перед проведением опытной прокатки поверхность образцов обрабатывали наждачной бумагой для получения определенного микрорельефа (рис. 6.3, *a*, *b*, *d*). После указанной обработки измеряли их шероховатость с помощью профилографа-профилометра модели 201. Измерения проводили перпендикулярно направлению микронеровностей. Заметим, что продольный микрорельеф был примерно одинаков по всей площади поверх-

ности образцов. Затем для измерения средней толщины масляной пленки на выходе из очага деформации  $\xi_1$  на поверхность образцов наносили мерный объем смазки. После этого проводили опытную прокатку в гладких валках с определенным обжатием. Мерный объем смазки раскатывался, образуя на части поверхности образца масляное пятно. Толщину этого слоя определяли капельным методом [79]. Важно подчеркнуть, что после прокатки участок поверхности образца, где отсутствовала смазка имел шероховатость примерно равную шероховатости валков, а на том участке, где находилась смазка, микрорельеф, в ряде опытов, практически не изменился.

На рис. 6.3, б, г, е, ж приведены фотографии участков поверхности прокатанных образцов с продольным микрорельефом, где отчетливо видна граница масляной зоны, а также микрорельеф в районе смазочного слоя и в пограничной области. Как видно из рис. 6.3, б, г, е высота микрорельефа в области масляного слоя гораздо больше, чем на пограничном участке, отсюда следует, что смазочная пленка в определенной степени сохраняет начальный микрорельеф поверхности образца.

Далее измеряли параметры микрорельефа на поверхности прокатанной полосы в зоне масляного пятна и сравнивали средние высоты микронеровностей поверхности образца до прокатки  $R_{z_{\text{нач}}}$  и после деформации на участке масляной пленки  $R_{z_{\text{кон}}}$ . При этом учитывалось уменьшение высоты микронеровностей поверхности полосы, происходящее вследствие вытяжки образца при прокатке ( $\mu$  — коэффициент вытяжки металла). Условие  $R_{z_{\text{нач}}} \geq \mu R_{z_{\text{кон}}}$  показывает, изменяется ли микрорельеф поверхности полосы на участке смазочной пленки в процессе прокатки за счет непосредственного соприкосновения с валком.

Если  $R_{z_{\text{нач}}} = \mu R_{z_{\text{кон}}}$ , то можно сделать вывод, что микрорельеф полосы в очаге деформации не изменился, то есть смазочный слой изолирует поверхность валка и полосы от непосред-

ственного соприкосновения. Условие  $R_{z_{\text{нач}}} > \mu R_{z_{\text{кон}}}$  указывает на то, что в результате непосредственного контактирования валок деформировал микронеровности поверхности полосы. Следовательно, экранирование смазкой поверхностей валка и полосы не происходило. Условие  $R_{z_{\text{нач}}} < \mu R_{z_{\text{кон}}}$  показывает, что шероховатость полосы в очаге деформации возрастает.

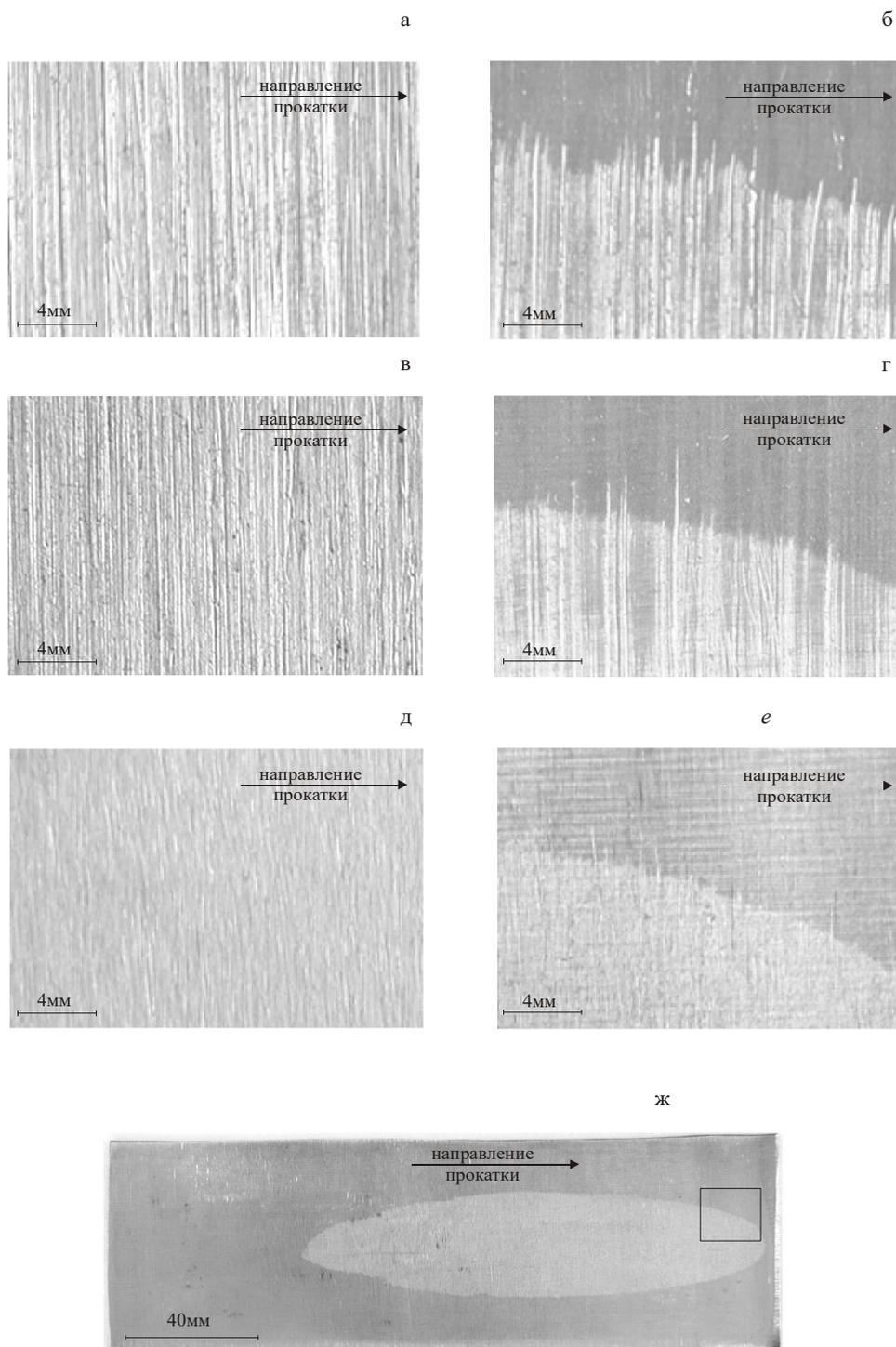


Рис. 6.3. Микрорельеф поверхности образцов: а, в, д — свинец, алюминий и сталь до прокатки; б, г, е — пограничная зона смазочного слоя после прокатки; ж — пятно смазки на поверхности стального образца после прокатки

Последнее условие может выполняться только тогда, когда смазка образует свой микрорельеф. Такие условия могут возникать только при полном разделении трущихся поверхностей сплошной смазочной прослойкой.

Подготовленные алюминиевые и свинцовые образцы ( $h_0 \times b_0 \times l_0 = 2,50 \times 65 \times 160$  мм) прокатывали в гладких валках ( $R_{ZB} = 0,8$  мкм) диаметром  $D = 180$  мм на двухвалковом лабораторном стане 180 при температуре цеха  $18$  °С для образцов с продольным микрорельефом и  $15,5$  °С для всех остальных образцов. Скорость прокатки  $V_B = 0,33$  м/с. Стальные образцы ( $h_0 \times b_0 \times l_0 = 2,00 \times 65 \times 180$  мм) прокатывали в шлифованных валках ( $R_{ZB} = 2$  мкм) шестивалкового лабораторного стана 260 при температурах цеха  $23$  и  $38$  °С. Опыты при температуре  $38$  °С позволили при меньших обжатиях, чем при  $23$  °С, получить малое значение толщины смазочной пленки за счет уменьшения вязкости масла. Диаметр рабочих валков стана  $D_{раб} = 260$  мм, опорных —  $D_{оп} = 260$  мм. Скорость прокатки  $V_B = 0,46$  м/с. Для получения различного значения толщины смазочной пленки использовали технологические масла различной вязкости: индустриальное  $20$   $\left( \nu_{20} = 91 \frac{\text{мм}^2}{\text{с}} \right)$ , МС-20  $\left( \nu_{20} = 722 \frac{\text{мм}^2}{\text{с}} \right)$  и касторовое  $\left( \nu_{20} = 1400 \frac{\text{мм}^2}{\text{с}} \right)$ . Абсолютное обжатие  $\Delta h$  изменяли в пределах  $0,18$ — $1,16$  мм для свинца и алюминия и  $0,03$ — $0,28$  мм для стали.

Результаты опытов анализировали в соответствии с описанной методикой. Данные о некоторых образцах приведены в табл. 6.5. Так, при прокатке свинцовых образцов с продольным микрорельефом режим контактно-гидродинамического трения наблюдался даже при абсолютном обжатии равном  $\Delta h = 0,91$  мм.

Таблица 6.5. Результаты эксперимента

Материал образца	Направление микрорельефа	Технологическая смазка	Шероховатость поверхности образца $R_{z_{\text{кон}}}$		Абсолютное обжатие, $\Delta h$ , мм	Толщина слоя смазки на выходе очага деформации $\xi_1$ , мкм,	$\frac{R_{z_1} \cdot \mu}{R_{z_0}}$
			до прокатки $R_{z_{\text{нач}}}$ , мкм	после прокатки $R_{z_{\text{кон}}}$ , мкм			
Свинец	90°	И-20	10	11,9	0,48	4,47	1,45
	90°	МС-20	13	10,7	0,91	5,07	1,25
	90°	кастор.	10	12,1	0,27	6,29	1,37
	60°	И-20	11,0	10,0	0,47	1,96	1,118
	60°	МС-20	9,0	10,0	0,36	5,62	1,309
	30°	И-20	11,6	11,5	0,32	1,69	1,145
	30°	МС-20	14,0	10,0	0,46	8,08	0,875
Алюминий	90°	И-20	10	1,45	0,58	0,95	0,189
	90°	МС-20	6	5,5	0,73	4,80	1,29
	90°	кастор.	15	8,5	0,56	5,19	0,73
	60°	МС-20	11,7	17,6	0,18	7,70	1,617
	60°	кастор.	18,7	17,2	0,45	7,38	1,12
Алюминий	90°	И-20	10	1,45	0,58	0,95	0,189
	90°	МС-20	6	5,5	0,73	4,80	1,29
	90°	кастор.	15	8,5	0,56	5,19	0,73
	60°	МС-20	11,7	17,6	0,18	7,70	1,617
	60°	кастор.	18,7	17,2	0,45	7,38	1,12
	30°	И-20	11,9	11,3	0,17	2,28	1,016
	30°	И-20	10,5	10,8	0,36	1,05	1,199
	30°	кастор.	9,6	11,2	0,30	1,95	1,325
Алюминий	0°	И-20	19,6	15,6	0,11	6,61	0,831
	0°	МС-20	10,2	11,3	0,22	3,37	1,216
	0°	кастор.	14,4	12,8	0,31	2,71	1,01
Сталь (23 °С)	90°	И-20	10,5	8,17	0,14	1,36	0,84
	90°	МС-20	4	4,67	0,18	3,40	1,27
	90°	кастор.	7,42	8,00	0,28	2,41	1,24
Сталь (38 °С)	90°	И-20	7,33	5,37	0,08	3,06	0,76
	90°	МС-20	4,00	5,70	0,12	2,95	1,51

	90°	кастор.	6,50	6,08	0,08	3,85	0,97
--	-----	---------	------	------	------	------	------

На двух образцах из этой группы при прокатке с МС-20 микрорельеф сохранялся ( $R_{z_{\text{нач}}} \cdot \mu / R_{z_{\text{кон}}} \approx 1$ ), на пяти других — высота неровностей увеличилась ( $R_{z_{\text{кон}}} \cdot \mu / R_{z_{\text{нач}}} > 1$ ), что характерно для режима жидкостного трения. При этом средняя высота микронеровностей образцов до прокатки составляла 10—13,8 мкм, а толщина слоя смазки на выходе очага деформации была гораздо меньше — в среднем 5 мкм.

Только в двух случаях, при прокатке с относительно большими обжатиями 0,88 и 1,16 мм, наблюдался режим смешанного трения. Но даже в этих опытах, при малой толщине слоя смазки, соответственно 2,43 и 1,35 мкм, высота неровностей полосы уменьшалась менее чем в два раза. На образцах с предварительно нанесенным микрорельефом под углом 60° к оси прокатки удалось получить режим контактно-гидродинамического трения при абсолютном обжатии 0,47 мм. В опытах с образцами, шероховатость поверхности которых направлена под углом 30° к оси прокатки, режим контактно-гидродинамического трения наблюдался при максимальном абсолютном обжатии 0,32 мм.

При прокатке более твердого металла — алюминия наблюдалась подобная закономерность. Можно считать, что на образцах с продольным микрорельефом режим контактно-гидродинамического трения наблюдался в трёх случаях. Максимальное абсолютное обжатие при этом составляло 0,73 мм. На девяти других образцах шероховатость поверхности уменьшилась менее чем в два раза. В группе образцов с микронеровностями поверхности, нанесенными под углом 60° к оси прокатки, режим контактно-гидродинамического трения наблюдался во всех случаях, за исключением одного образца с начальной шероховатостью  $R_{z_{\text{нач}}} = 21,3$  мкм, когда толщины смазочной пленки оказалось недостаточно, чтобы экранировать поверхностный микрорельеф. Для этой группы максимальное обжатие образца, при котором

наблюдался режим жидкостного трения, составило 0,45 мм. При прокатке алюминиевых образцов с микронеровностями под углом  $30^\circ$  к оси прокатки с обжатием более 0,30 мм высота микрорельефа уменьшалась. Для образцов с поперечным микрорельефом эта граница, в среднем, уменьшилась до 0,22 мм, хотя один образец из этой группы был прокатан в режиме контактно-гидродинамического трения при абсолютном обжатии 0,31 мм.

Из двадцати стальных образцов с продольным микрорельефом только на двух высота микронеровностей поверхности уменьшилась более чем в два раза, а девять было прокатано в режиме жидкостного трения.

Проведенные исследования показывают, что микронеровности образца, направленные перпендикулярно оси прокатки (продольный микрорельеф) замыкают в себе определенный объем смазки и способствуют её поступлению в очаг деформации. Поперечный микрорельеф, наоборот, способствует вытеканию смазки из области контакта валков и прокатываемой полосы. Чем ближе угол микронеровностей поверхности прокатываемого металла к  $90^\circ$  по отношению к оси прокатки, тем большее количество смазки попадает в очаг деформации.

При прокатке образцов всегда соблюдалась закономерность — высота неровностей профиля металла до прокатки превышает толщину смазочной пленки в очаге деформации. Это объясняется следующим образом. Предположим, что микронеровности на поверхности образцов имеют форму, приведенную на рис. 6.4. При определении толщины  $\xi_1$  (рис. 6.4) капельным методом учитывается мерный объем смазки и площадь масляного пятна. Эта толщина является усредненной без учета микрорельефа. При том же объеме смазки с учетом микрорельефа максимальная толщина смазочной пленки  $\xi_r$  может превышать уровень микронеровностей и сохранять их форму в процессе пластической деформации металла. Поэтому, даже если  $\xi_1 < R_{ZII}$ , между контактирующими поверхностями в очаге деформации может существовать раздели-

тельный смазочный слой толщиной  $\xi_3$ , характерный для режима жидкостного трения. Именно этот слой и предотвращает деформацию микронеровностей поверхностей полосы. Полученные результаты в некоторой мере согласуются с позицией механиков. Следовательно, порог перехода к режиму жидкостного трения может быть гораздо ниже, чем тот, что отмечался в ранее проведенных исследованиях.

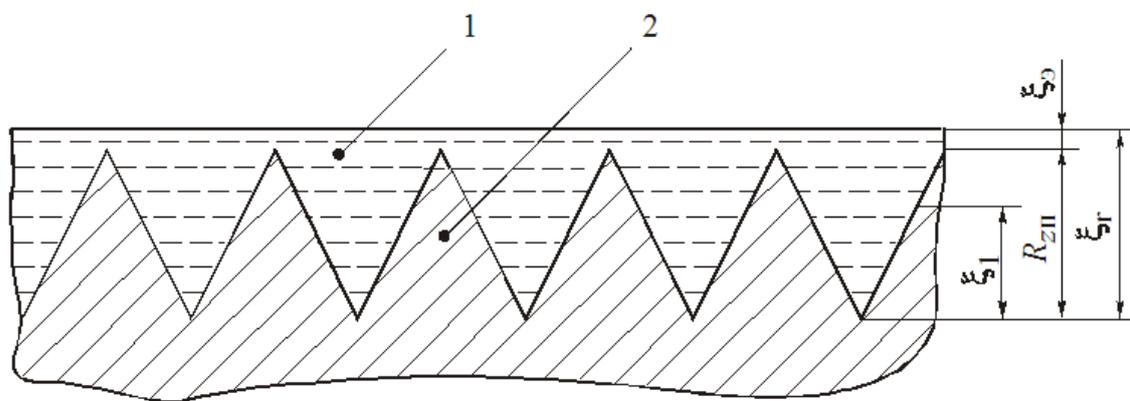


Рис. 6.4. Смазочная пленка на поверхности полосы: 1 — смазка; 2 — полоса

Таким образом, при холодной прокатке режим трения в контакте валков и полосы можно определять, сравнивая микрорельеф поверхности металла до и после деформации. Проведенные опыты показали, что режим жидкостного трения при холодной прокатке возможен и в условиях тонкопленочной смазки. Результаты работы опубликованы в [102—104].

## ЛИТЕРАТУРА

1. *Грудев А. П.* Теория прокатки / А. П. Грудев. — [изд. 2-е перераб. и доп.] — М. : “СП Интермет Инжиниринг”, 2001. — 280 с.
2. *Грудев А. П.* Захватывающая способность прокатных валков / А. П. Грудев. — М. : “СП Интермет Инжиниринг”, 1998. — 283 с.
3. *Пресняков А. А.* К вопросу об условиях захвата металла валками при прокатке и коэффициенте внешнего трения / А. А. Пресняков // Обработка металлов давлением. — М. : Металлургиздат. — 1952. — С. 52—68.
4. *Макаев С. В.* К вопросу о захвате металла валками блюминга / С. В. Макаев // Сталь. — 1956. — № 12. — С. 1089—1094.
5. *Тарновский И. Я.* Деформация металла при прокатке / И. Я. Тарновский, А. А. Поздеев, В. Б. Ляшков. — М. : Металлургиздат, 1956. — 287 с.
6. *Грудев А. П.* Исследование внешнего трения при прокатке свинца / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг // Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. — М. : Металлургиздат. — 1962. Вып. XLVIII. — С. 209—310.
7. *Бахтинов Б. П.* О максимальных углах захвата при прокатке / Б. П. Бахтинов // Сталь. — 1959. — № 5. — С. 445—446.
8. *Целиков А. И.* Теория прокатки / А. И. Целиков, А. И. Гришков. — М. : Metallurgia, 1970. — 358 с.
9. *Чекмарёв А. П.* Теория продольной прокатки / А. П. Чекмарёв, А. А. Нефедов, В. А. Николаев. — Харьков : Изд. Харьковского университета, 1965. — 212 с.
10. *Бахтинов Б. П.* Калибровка прокатных валков / Б. П. Бахтинов, М. М. Штернов. — М. : Металлургиздат, 1953. — 783 с.
11. *Северденко В. П.* Основы теории прокатки / В. П. Северденко. — Минск : Наука и Техника, 1969. — 244 с.

12. *Шарапин Е. Ф.* Элементы теории обработки металлов давлением / Е. Ф. Шарапин. — Харьков : Metallurgizdat, 1961. — 208 с.

13. *Павлов И. М.* Резервные силы трения и возможности увеличение обжатий при прокатке / И. М. Павлов // *Сталь*. — 1937. — № 6. — С. 83—89.

14. *Грудев А. П.* Зависимость максимальных углов захвата от толщины прокатываемых полос / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг // *Изв. вузов. Черная металлургия*. — 1962. — № 1. — С. 117—120.

15. *Бахтинов Б. П.* Использование резервных сил трения при прокатке на блюминге / Б. П. Бахтинов // *Сталь*. — 1957. — № 9. — С. 805—809.

16. *Гончаров Ю. В.* Исследование экспериментальных методов определения коэффициента внешнего трения при прокатке / Ю. В. Гончаров, В. И. Прокофьев // *Обработка металлов давлением: научные труды, ДМетИ*. — М. : Металлургия. — 1965. — Вып. XLIX. — С. 238—254.

17. *Прокофьев В. И.* Максимальные углы захвата при установившемся процессе прокатки / В. И. Прокофьев // *Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ*. — М. : Metallurgizdat. — 1962. — Вып. XLVIII. — С. 324—329.

18. *Чекмарёв А. П.* О некоторых вопросах теории прокатки / А. П. Чекмарёв // *Теория прокатки : Матер. науч.-техн. конф. “Теоретические проблемы прокатного производства”*. — М. : Metallurgizdat. — 1962. — С. 31—56.

19. *Выдрин В. Н.* Динамика прокатных станов. / В. Н. Выдрин. — Свердловск : Metallurgizdat, 1960. — 255 с.

20. Экспериментальное исследование максимальных углов захвата при установившемся процессе прокатки / А. П. Чекмарев, В. И. Прокофьев, В. П. Галицкий [и др.] // *Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ*. — М. : Металлургия. — 1967. — Вып. LI. — С. 79—88.

21. *Хейн А. Я.* Процесс ленточной и тонколистовой прокатки / А. Я. Хейн. — М. : Metallurgizdat, 1941. — 247 с.

22. *Помп А.* Исследование холодной прокатки стали / А. Помп, Г. Веддиге // *Металлург.* — 1938. — № 7—8. — С. 144—146.

23. *Павлов И. М.* К вопросу об отрицательном опережении при прокатке / И. М. Павлов, В. К. Белосевич // *Изв. вузов. Черная металлургия.* — 1961. — № 10. — С. 46—49.

24. *Mizuno T.* An experimental research on cold rolling. 1. Report: Estimating the mechanism of the lubrication / T. Mizuno // *Japan Society of Technology of Plasticity.* — 1966. — № 7. — P. 383—389.

25. *Николаев В. А.* Технологические параметры прокатки с вязкими смазками / В. А. Николаев // *Изв. вузов. Черная металлургия.* — 1995. — № 4. — С. 29—32.

26. *Максименко О. П.* Исследование процесса прокатки в режиме гидродинамического трения / О. П. Максименко, В. М. Самохвал // *Изв. вузов. Черная металлургия.* — 2007. — № 2. — С. 40—43.

27. *Старченко Д. И.* Особенности высокоскоростной прокатки со сверхвысоким отставанием / Д. И. Старченко, В. И. Капланов, А. В. Шемякин // *Обработка металлов давлением: тр. Ждановского металлургического института.* — М. : Металлургия. — 1969. — Вып. XVIII. — С. 123—129.

28. *Максименко О. П.* Анализ прокатки в режиме жидкостного трения / О. П. Максименко, О. Е. Лейко // *Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. праць.* — Краматорськ : ДДМА. — 2003. — С. 197—202.

29. *Бояршинов М. И.* Об отрицательном опережении при прокатке / М. И. Бояршинов, В. В. Мельцер // *Изв. вузов. Черная металлургия.* — 1964. — № 9. — С. 106—112.

30. *Целиков А. И.* Теория расчета усилий в прокатных станках / А. И. Целиков. — М. : Металлургиздат, 1962. — 494 с.

31. *Файнберг Ю. М.* Обрывы металла при холодной прокатке и влияние опережения / Ю. М. Файнберг // Сталь. — 1941. — № 2 — С. 31—38.

32. *Королёв А. А.* Новые исследования деформации металла при прокатке / А. А. Королёв. — М. : Metalлурizardat, 1953. — 268 с.

33. *Василёв Я. Д.* Разработка энергозберегающих режимов натяжения на непрерывных станах холодной прокатки / Я. Д. Василёв, Д. Н. Самокиш // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. — 2013. — № 2. — С. 34—38.

34. *Василёв Я. Д.* Определение среднего коэффициента натяжения при холодной прокатке / Я. Д. Василёв, А. В. Дементенко, Д. Н. Самокиш // *Обработка материалов давлением: сб. науч. трудов*. — Краматорск : ДГМА. — 2010. — № 1 (22). — С. 154—158.

35. *Робертс В.* Холодная прокатка стали / В. Робертс.; пер. с англ. — М. : Metalлургия, 1982. — 544 с.

36. *Зильберг Ю. В.* Новые вопросы теории прокатки и осадки металла / Ю. В. Зильберг // *Металлургическая и горнорудная промышленность*. — 2009. — № 1. — С. 69—73.

37. *Долженков Ф. Е.* Уширение, опережение и вытяжка при продольной прокатке (О некоторых противоречиях современной теории прокатки) / Ф. Е. Долженков // *Изв. вузов. Черная металлургия*. — 2003. — № 5. — С. 41—44.

38. *Максименко О. П.* Влияние режима трения на устойчивость прокатки при однозонном скольжении металла в валках / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк, А. А. Никулин // *Изв. вузов. Черная металлургия*. — 2008. — № 6. — С. 26—29.

39. *Максименко О. П.* Теоретический анализ захватывающей способности валков в установившемся режиме прокатки / О. П. Максименко, А. А. Никулин, Р. Я. Романюк // *Изв. вузов. Черная металлургия*. — 2008. — № 10. — С. 32—34.

40. Максименко О. П. Исследование средней результирующей горизонтальных сил в очаге деформации / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Изв. вузов. Черная металлургия. — 2009. — № 10. — С. 22—24.

41. Максименко О. П. Оценка устойчивости процесса прокатки по эпюрам контактных напряжений / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2010. — № 2. — С. 110—114.

42. Максименко О. П. Уточнение условий продольной устойчивости процесса прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2011. — № 1. — С. 41—43.

43. Максименко О. П. Равновесие металла в валках с учетом внутренних сил / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов. — Краматорск : ДГМА. — 2010. — № 2 (23). — С. 163—167.

44. Максименко О. П. Анализ равновесия сил в очаге деформации при простом процессе прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”. Серія машинобудування. — К. : НТУУ “КПІ”. — 2010. — № 59. — С. 161—164.

45. Максименко О. П. Теоретическое исследование процесса прокатки с отставанием металла в очаге деформации / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Вісник Національного технічного університету України “Київський політехнічний інститут”. Серія машинобудування. — К. : НТУУ “КПІ”. — 2010. — № 60. — С. 159—162.

46. Максименко О. П. Анализ влияния внутреннего напряженного состояния на процесс прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Теория и практика металлургии. — 2010. — № 1—2. — С. 89—92.

47. Карман Т. Сообщение по теории процесса прокатки. Реф. Галляя Я. С. в книге “Материалы по теории прокатки”. Ч. II / Т. Карман. — М. : Металлургиздат. — 1934. — С. 142.

48. Грудев А. П. Внешнее трение при прокатке / А. П. Грудев. — М. : Metallurgiya, 1973. — 288 с.

49. Берёзкин Е. Н. Курс теоретической механики / Е. Н. Берёзкин. — М. : МГУ, 1974. — 647 с.

50. Hollenberg. Bemerkungen zu den Vorgängen beim Walzen von Eisen / Hollenberg // Stahl und Eisen. — 1883. — № 2. — p. 125

51. Чекмарев А. П. Курс прокатки / А. П. Чекмарев, А. Ф. Самарин, П. Т. Емельяненко, К. И. Бурцев. — Харьков : ОНТИ, 1936. — 371 с.

52. Метц Н. Горячая прокатка и калибровка валков / Н. Метц. — М. : Metallurgizdat, 1937. — 332 с.

53. Грум-Гржимайло В. Е. Прокатка и калибровка / В. Е. Грум-Гржимайло. — Л. : “Кубуч”, 1933. — 127 с.

54. Васильов Я. Д. Теорія поздовжньої прокатки / Я. Д. Васильов, О. А. Мінаєв. — Донецьк : УНІТЕХ, 2009. — 488 с.

55. Максименко О. П. Анализ предельных условий захвата в установившемся режиме с учетом внутреннего напряженного состояния / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Вісник національного технічного університету “ХПІ” : зб. наук. праць. Серія : нові рішення в сучасних технологіях. — Х. : НТУ “ХПІ”. — 2012. — № 47(953). — С. 138—141.

56. Романюк Р. Я. Підвищення поздовжньої сталості процесу тонколистової прокатки на основі розвитку теоретичних положень щодо контактної взаємодії полоси з валками : дис. на здобуття наук. ступеня канд. техн. наук : спец. 05.03.05 „Процеси та машини обробки тиском” / Р. Я. Романюк. — Дніпропетровськ, 2012. — 132 с.

57. Максименко О. П. Методика оценки продольной устойчивости процесса прокатки / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Вестник Национального технического университета “Харьковский политехнический институт”. — Харьков : НТУ “ХПИ” — 2009. — № 33. — С. 84—90.

58. Максименко О. П. Спосіб прокатування плоских виробів / О. П. Максименко, В. М. Самохвал, М. Є. Нежаєв, Д. І. Лобойко // Патент 89747. Бюлетень про видачу патентів, 2014. — № 8.

59. Чекмарёв А. П. Анализ процесса прокатки по данным о распределении контактных напряжений / А. П. Чекмарёв, П. Л. Клименко // Теория прокатки: материалы Всесоюз. научно-техн. конф. “Теоретические проблемы прокатного производства”. Под ред. А. П. Чекмарева. — М. : Metallurgiya. — 1975. — С. 33—37.

60. Клименко П. Л. Контактные напряжения при прокатке с технологической смазкой / П. Л. Клименко // Сучасні проблеми металургії. Наукові вісті. Т. 8. Пластична деформація металів. — Дніпропетровськ : “Системні технології”. — 2005. — С. 44—49.

61. Максименко О. П. Влияние модели трения на возможность прокатки с однозонным скольжением металла в очаге деформации / О. П. Максименко, Р. Я. Романюк // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. праць. — Краматорськ : ДДМА. — 2008. — С. 279—283.

62. Максименко О. П. Основи трибології: навч. посіб. / О. М. Максименко, О. Е. Лейко. — Дніпродзержинськ : ДДТУ, 2005. — 192 с.

63. Грудев А. П. Трение и смазка при обработке металлов давлением: справочник / А. П. Грудев, Ю. В. Зильберг, В. Т. Тилик. — М. : Metallurgiya, 1982. — 312 с.

64. Максименко О. П. Анализ силового взаимодействия в очаге деформации при прокатке / О. П. Максименко, Д. И. Лобойко, Р. Я. Романюк // Metallurgicheskaya i gornorudnaya promyshlennost'. — 2013. — № 6. — С. 47—49.

65. Семенюта А. Я. Определение удельных давлений при прокатке широких полос средней толщины / А. Я. Семенюта //

Обработка металлов давлением : Научные труды, ДМетИ. — М. : Metallurgy. — 1967. — Т. 52. — С. 118—123.

66. *Василёв Я. Д.* Модель напряжения трения при тонколистовой прокатке / Я. Д. Василёв, А. В. Дементиенко // Изв. вузов. Черная металлургия. — 2002. — № 1. — С. 29—33.

67. *Максименко О. П.* Продольная устойчивость процесса прокатки с натяжением полосы при двухзвенной модели трения в очаге деформации / О. П. Максименко, М. К. Измайлова, Д. И. Лобойко // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2015. — № 4. — С. 73—76.

68. *Шевченко К. Н.* Закон трения при прокатке и другие замечания. // Теория прокатки : Матер. науч.-техн. конф. “Теоретические проблемы прокатного производства”. — М. : Metallurizdat, 1962. — С. 459—461.

69. *Василёв Я. Д.* Разработка энергосберегающих режимов натяжений на непрерывных станах холодной прокатки / Я. Д. Василёв, Д. Н. Самокиш // Металлургическая и горнорудная промышленность. — 2013. — № 2. — С. 34—38.

70. *Королёв А. А.* Новые исследования деформации металла при прокатке / А. А. Королёв — М. : — Машгиз, 1953. — 267 с.

71. *Коноводов Д. В.* Розвиток методу розрахунку контактних напружень з урахуванням кінематики осередку деформації для удосконалення режимів обтисків при холодній прокатці: дис. на здобуття наук. ступеня канд. тех. наук : спец. 05.03.05 “Процеси та машини обробки тиском” / Д. В. Коноводов. Дніпропетровськ, — 2007. — 180 с.

72. *Василёв Я. Д.* Определение условий ведения процесса холодной прокатки тонких полос с минимальной силой / Я. Д. Василёв, С. И. Потаповский // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1988. — № 9. — С. 68—71.

73. *Василёв Я. Д.* Исследование особенностей измерения силы при холодной прокатке тонких полос / Я. Д. Василёв,

С. И. Потаповский // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1988. — № 7. — С. 63—67.

74. Прокатные станы. Справочник в 3-х томах. Т. 3. Листо-прокатные станы и профилегибочные агрегаты / В. Г. Антипин, Д. К. Нестеров, В. Г. Князев и др. — М. : Металлургия, 1992. — 428 с.

75. *Василёв Я. Д.* Уточнение методики расчета энергосиловых параметров при холодной прокатке с большим градиентом удельных натяжений / Я. Д. Василёв, Д. В. Коноводов, А. В. Дементиенко, Д. Н. Самокиш, М. И. Завгородний // Обработка материалов давлением : сб. науч. трудов. — Краматорск : ДГМА. — 2010. — № 2 (23). — С. 190—194.

76. *Сафьян М. М.* Прокатка широкополосной стали / М. М. Сафьян. — М. : Металлургия, 1969. — 460 с.

77. *Василёв Я. Д.* Производство полосовой и листовой стали / Я. Д. Василёв, М. М. Сафьян. — К. : Вища школа, 1976. — 192 с.

78. *Ахматов А. С.* Молекулярная физика граничного трения / А. С. Ахматов — М. : Физматиздат, 1963. — 471 с.

79. *Грудев А. П.* Технологическая смазка в прокатном производстве / А. П. Грудев, В. Т. Тилик. — М. : Металлургия, 1975. — 368 с.

80. *Дроздов Ю. Н.* Расчет коэффициента трения в тяжело-нагруженном контакте при скольжении / Ю. Н. Дроздов, В. Г. Арчegov // Машиноведение. — 1975. — № 6. — С. 81—83.

81. *Коднир Д. С.* Контактная гидродинамика смазки деталей машин / Д. С. Коднир. — М. : Машиностроение, 1976. — 304 с.

82. *Чернавских А. К.* Трение и технологическая смазка при обработке металлов давлением / А. К. Чернавских, В. К. Белосевич. — М. : Металлургия, 1968. — 364 с.

83. *Чернавских А. К.* Трение и смазки при обработке металлов давлением / А. К. Чернавских. — М. : Металлургия, 1955. — 176 с.

84. *Белосевич В. К.* Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке листовой стали / В. К. Белосевич. — М. : Metallurgy, 1989. — 256 с.

85. *Мазур В. Л.* Теория прокатки. Гидродинамические эффекты смазки / В. Л. Мазур, В. И. Тимошенко. — М. : Metallurgy, 1989. — 192 с.

86. *Колмагоров В. Л.* Гидродинамическая подача смазки / В. Л. Колмагоров, С. И. Орлов, Г. Л. Колмогоров. — М. : Metallurgy, 1975. — 268 с.

87. *Надаи А.* Материалы по теории прокатки / Сост. Я. С. Галлай. — М. : Metallurgizdat, 1948. — Ч. IV. — С. 262—269.

88. *Battler L. H.* Sheet Metal Industries, 1956. — V. IX. — P. 352—368.

89. *Кокрофт М. Г.* Смазка и смазочные материалы. Смазка в процессах обработки металлов давлением / М. Г. Кокрофт. — М. : Metallurgy, 1970. — 111 с.

90. *Roberts W. L.* Lubzication Eng. / W. L. Roberts, R. R. Sommers, 1962. — V. 18. — № 8. — P. 362—368.

91. *Cheng M. S.* Plastohydrodynamic Lubrication in Friction and Lubrication in Metal Processing / M. S. Cheng. — New York : ASME, 1966. — p. 68—89.

92. *Эртель А. М.* Гидродинамический расчет смазки контакта кривых поверхностей (зубчатые зацепления, подшипники качения, подшипники скольжения) / А. М. Эртель. — М. : ЦНИИТМАШ, 1945. — С. 1—64.

93. *Грудев А. П.* Элементы гидродинамической теории смазки при прокатке / А. П. Грудев, О. П. Максименко // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1971. — № 7. — С. 105—109.

94. *Николаев В. А.* Технология прокатки листов и полос : Учеб. пособие. / В. А. Николаев. — К. : УМКВО, 1990. — 168 с.

95. *Way S.* Jornal of Applied Mechanics. — V. 2, 1935. — P. 88—96.

96. *Петрусевиц А. И.* Основные выводы из контактно-гидродинамической теории смазки / А. И. Петрусевиц // Изв. АН СССР. ОНТ. — 1951. — № 2. — С. 209—223.

97. *Коднир Д. С.* Контактно-гидродинамическая теория смазки / Д. С. Коднир. — Куйбышев : Куйбышевское книжное издательство, 1963. — 183 с.

98. *Харламов В. В.* Определение толщины слоя смазки на входе в зону трения при холодной прокатке полосы. Трение и износ / В. В. Харламов, Г. Л. Химич. — Минск : Наука и техника, 1989. — Т. 10. — С. 322—325.

99. *Максименко О. П.* Элементы контактной гидродинамики в исследовании толщины смазочной пленки при прокатке / О. П. Максименко // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1991. — № 2. — С. 23—26.

100. *Максименко О. П.* Исследование контактно-гидродинамической смазки при прокатке / О. П. Максименко, Н. П. Подберезный // Изв. вузов. Черная металлургия. — 1994. — № 8. — С. 12—14.

101. *Михеев М. А.* Основы теплопередачи / М. А. Михеев, И. М. Михеева. — М. : Энергия, 1977. — 344 с.

102. *Максименко О. П.* Основы трибології. Навч. посібник / О. П. Максименко, Є. Б. Лейко. — Дніпродзержинськ : ДДТУ, 2005. — 192 с.

103. *Максименко О. П.* Контактно-гидродинамическая модель смазки при прокатке с учетом микрорельефа трущихся поверхностей / О. П. Максименко, Є. Б. Лейко // Изв. вузов. Черная металлургия. — 2005. — № 2. — С. 13—16.

104. *Максименко О. П.* О переходе к режиму жидкостного трения при тонкопленочной смазке в условиях прокатки / О. П. Максименко, Є. Б. Лейко // Изв. вузов. Черная металлургия. — 2003. — № 10. — С. 12—16.

**Наукове видання**

**МАКСИМЕНКО Олег Павлович**

**ЛОБОЙКО Дар'я Ігорівна**

**ІЗМАЙЛОВА Марія Костянтинівна**

**ПОЗДОВЖНЯ СТІЙКІСТЬ ШТАБИ У ВАЛКАХ  
З АНАЛІЗОМ КОНТАКТНИХ УМОВ**

*Монографія*  
(мова російська)

Підписано до друку 04.05.2016. Формат 60×84 1/16  
Папір друк. Друк – різнограф. Ум-друк. арк. 12,38.  
Тираж – 300. Зам. № 40/16.

Видавець і виготовлювач  
Дніпродзержинський державний технічний університет  
51918, Дніпродзержинськ, вул. Дніпробудівська, 2

Свідоцтво про внесення суб'єкта видавничої справи  
до державного реєстру видавництв серія ДК № 1944  
від 16.09.2004 р.