# МИНИСТЕРСТВО НАУКИ И ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ РОССИЙСКОЙ ФЕДЕРАЦИИ ФЕДЕРАЛЬНОЕ ГОСУДАРСТВЕННОЕ АВТОНОМНОЕ ОБРАЗОВАТЕЛЬНОЕ УЧРЕЖДЕНИЕ ВЫСШЕГО ОБРАЗОВАНИЯ «САМАРСКИЙ НАЦИОНАЛЬНЫЙ ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ ИМЕНИ АКАДЕМИКА С.П. КОРОЛЕВА» (САМАРСКИЙ УНИВЕРСИТЕТ)

На правах рукописи

#### Латушкин Илья Анатольевич

# СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ ТЕХНОЛОГИИ НЕПРЕРЫВНОЙ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ ПУТЕМ УЧЕТА РАЗЛИЧИЙ В УСЛОВИЯХ ТРЕНИЯ ПО КЛЕТЯМ

2.5.7. Технологии и машины обработки давлением

Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук

Научный руководитель: д.т.н., доцент Арышенский Е.В.

#### ОГЛАВЛЕНИЕ

ВВЕДЕНИЕ
ГЛАВА 1. ОБЗОР СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ТЕОРИИ И
ТЕХНОЛОГИИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ11
1.1 Модели, описывающие контактное взаимодействие между валком и поверхностью полосы
1.2 Анализ работ по расчетам и моделированию прокатки с учетом гидродинамического
режима трения
1.3 Механизм поступления смазки в очаг деформации
1.4 СОЖ на основе эмульсии
1.5 Смазочные материалы для процесса прокатки
Выводы по главе 1
ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ ТОНКОЙ ПОЛОСЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВОДНОЙ ЭМУЛЬСИИ45
2.1. Модель определения коэффициента трения в условиях промышленного стана непрерывной прокатки
2.2. Математическая модель контактных напряжений при прокатке с применением водной
эмульсии
2.3 Теоретический анализ режимов работы непрерывной группы клетей с учетом модели контактных напряжений
Выводы по главе 2
ГЛАВА З. ЛАБОРАТОРНО-ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ68
3.1 Система контроля и регулирования технологическими процессами стана горячей прокатки 2800
3.2 Лабораторный стан
3.3 Определение реологических свойств
3.4 Параметры эмульсии
3.5 Расчет теоретической толщины масляного клина
3.6 Влияние химически активных присадок на условия трения в процессе прокатки88
3.7 Результаты определения коэффициента трения по предельному обжатию94
Выводы по главе 3101
ГЛАВА 4. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ НА ПРОИЗВОДСТВЕ104
4.1 Анализ устойчивости технологического процесса при работе с эмульсией по уточненной формуле
4.2 Применение модели расчета контактных напряжений для определения режимов трения
по клетям в условиях промышленной прокатки алюминиевых полос в непрерывной группе стана 2800
4.3 Применение модели расчета контактных напряжений для определения показателя трения в условиях промышленной прокатки в непрерывной группе стана 2800112
v 1 1 1 1√

Выводы по главе 4	119
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	121
СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ	123
СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ	127
ПРИЛОЖЕНИЯ	140

#### **ВВЕДЕНИЕ**

Актуальность темы исследования. Прокатка является одним из самых полуфабрикатов распространенных способов производства различного назначения. В Российской Федерации ежегодно производится порядка 300-400 тыс. тонн катаной продукции из алюминиевых сплавов и этот объем постоянно увеличивается. Эта динамика обусловлена разработкой новых алюминиевых сплавов, которые успешно заменяют сталь в различных отраслях промышленности. Изделия из таких сплавов демонстрируют более высокие эксплуатационные характеристики по сравнению с традиционными стальными аналогами, поэтому совершенствование процессов производства из алюминиевых сплавов, а именно листового проката, является важной и актуальной задачей.

Современные станы оснащены автоматическими системами контроля и регулирования толщины полосы. Данные системы работают по алгоритмам на основе математических моделей расчета энергосиловых параметров прокатки. Выход годного и качество продукции напрямую будут определяться точностью применяемой модели. Большая роль в этих расчетах отводится учету сил трения. Особенно данная проблема актуальна при управлении прокаткой в непрерывной группе клетей, так как условия трения по клетям могут значительно изменяться в зависимости от температурно-скоростных параметров прокатки, марки сплава, шероховатости валков и свойств смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ). Поэтому требуется модель, позволяющая учитывать различные условия контакта валков и алюминиевой полосы для поддержания устойчивого процесса прокатки.

При горячей прокатке алюминиевых сплавов в качестве СОЖ используется эмульсия по типу «масло-вода», помимо масла в основу смазки-эмульсол входят различные присадки (эфиры, жирные кислоты, спирты и мыла). Изменение доли этих присадок дает возможность оптимизировать процесс прокатки. Цель оптимизации — снизить силу трения, но при этом сохранить уровень трения, необходимый для стабильного проката.

Степень разработанности. В математических моделях управления станом применяют уравнение Кармана–Целикова, в котором трение описывается законом Амантона–Кулона. Суждения о степени точности и возможности применения закона Амонтона–Кулона для определения величины сил трения при обработке металлов давлением очень противоречивы. Результаты исследований показывают, что условия трения при высоких нормальных давлениях очень сильно отличаются от условий трения при низких нормальных давлениях. Так при низком нормальном давлении целесообразно использовать закон Амантона–Кулона, но для высокого применение этого закона не имеет смысла, так как коэффициент трения будет зависеть от давления. В связи с этим большое распространение в теории обработки металлов давлением получил закон трения, предложенный Э. Зибелем. Более сложные формулы, такие как комбинированный закон Леванова или модель Wanheim T. и Вау N., позволяют решать задачи для процессов, где на контакте одновременно присутствуют условия для трения по закону Амантона—Кулона и трения по закону Зибеля.

Однако в работах таких ученых как Леванов А.Н., Буркин С.П., Картак Б.Р., Ашпур Ю.В., Спасский Ю.И. [82], Колмогоров В.Л. [77], Покрас И.Б. [88], Сидельников С.Б. [95, 96], Грудев А.П. [64–66], Полухин В.П. [89, 90], Ахматов А.С. [46], Максименко О.П. и Самохвал В.М. [84], Г.Л. Колмогоров и Т.Е. Мельникова [13], В.Л. Мазур [83], Р.Л. Шаталов [107–114] показано, что напряжения трения зависят не только от нормального напряжения или предела текучести деформируемого материала. Поэтому для более точного определения касательных контактных напряжений необходимо изучение сложных закономерностей трения с учетом связи этого явления с напряженно-деформированным состоянием, реологическими свойствами обрабатываемого металла, гидродинамическими свойствами смазки, шероховатостью валков и полосы, геометрией очага деформации, температурно-скоростными параметры прокатки. Соответственно функция, определяющая касательные контактные напряжения, должна содержать себе величины, характеризующие все вышеперечисленные параметры.

Из современных работ решению этой задачи посвящены исследования Колмогорова Г.Л. [13], Р.Р. Дема и М.В. Харченко [67–72], в которых изучено влияние гидродинамических свойств смазки на процесс прокатки.

Так как горячая прокатка алюминиевых сплавов осуществляется с применением СОЖ, то при прокатке возможны три вида трения: сухое, граничное и жидкостное. Сухое трение наблюдается, когда поверхности трущихся тел совершенно свободны от смазки. При наличии на контактных поверхностях тончайших пленок смазки (толщиной порядка сотых микрона) трение называют граничным. Жидкостное или гидродинамическое трение устанавливается при толщине разделительного смазочного слоя, когда неровности поверхностей контактируемых тел не входят в непосредственное зацепление. Условия горячей прокатки алюминиевых сплавов в непрерывных клетях чистовой группы соответствуют граничному трению или смешанному (полужидкостному), в зависимости от параметров прокатки. Смешанное (полужидкостное) трение характеризуется недостаточной толщиной смазочного слоя ДЛЯ полного разделения валка и полосы, в результате чего при сдвиге происходит зацепление поверхностей в отдельных точках, т.е. существуют очаги граничного или сухого В настоящий момент для определения видов трения, успешно применяются методы, в основе которых лежит показатель отношения толщины смазочной пленки к комбинированной шероховатости. Применение данного метода достаточно обоснованно, но есть ряд сложностей с определением толщины масляной пленки, особенно при применении водной эмульсии. Имеющиеся решения могут быть применены лишь в лабораторных условиях и не применимы в промышленном производстве. Также нет моделей, позволяющих вести обоснованный расчет при смешанном (полужидкостном) режиме прокатки.

При горячей прокатке алюминиевых сплавов в непрерывной группе режимы трения могут сильно отличаться в зависимости от характеристик обрабатываемой полосы, от технологических параметров прокатки и от состояния эмульсии. Очевидно, что для управления процессом прокатки необходимы такие

обобщенные закономерности трения, которые позволяли бы рассчитывать силы трения с использованием универсальных опытных констант, справедливых для различных условий трения и получаемых путем проведения достаточно простых испытаний. Данная работа направлена на уточнение и дальнейшее развитие теории трения при прокатке путем разработки и применения комплексного подхода к определению режимов трения, включающего в себя совместное определение давления смазки, толщины смазочного слоя, деформаций контактной поверхности заготовки и параметров прокатки.

**Цель работы:** увеличение выхода годного за счет совершенствования математической модели расчета режимов горячей прокатки с дифференцированным учетом условий трения в клетях прокатного стана. Сформулированы следующие задачи:

- 1. Провести полнофакторный эксперимент по определению зависимостей влияния присадок на условия трения между рабочими валками и поверхностью обрабатываемой полосы при горячей прокатке.
- 2. Разработать математическую модель расчета контактных напряжений при прокатке с использованием водной эмульсии. Провести экспериментальную проверку результатов моделирования в промышленных условиях.
- 3. Разработать алгоритмы автоматической настройки стана горячей прокатки в пятиклетевой непрерывной группе.
- 4. Разработать рекомендации для совершенствования технологического процесса непрерывной горячей прокатки на стане горячей прокатки 2800 по увеличению выхода годного и снижения фестонистости на баночной ленте.

**Объект исследования:** процесс непрерывной прокатки полос из алюминиевых сплавов на промышленном пятиклетьевом стане горячего проката 2800.

**Предмет исследования:** граничные условия процесса непрерывной прокатки полос из алюминиевых сплавов в зависимости от технологических режимов прокатки и параметров прокатной эмульсии.

Область исследования соответствует 1 «Закономерности П. деформирования материалов и повышения их качества при различных термомеханических режимах, установление оптимальных режимов обработки», 3 «Методы деформирования, формирующие в материалах структуру с комплексом физико-механических свойств, обеспечивающих повышение возможностей пластического формообразования заготовок и последующей эксплуатации изделий» паспорта специальности 2.5.7. Технологии и машины обработки давлением.

#### Научная новизна работы:

- Разработанная модель расчета контактных касательных напряжений, отличается тем, что содержит в себе две составляющие: комбинированный закон трения по модели механического контакта твердых поверхностей с учетом деформации дополнительного сопротивления давления смазки жидкостного трения, доля участия той или иной составляющей определяется масляной отношением толщины пленки на контактной поверхности к комбинированной шероховатости.
- 2. Впервые предложено для определения фактора трения использовать функцию от следующих технологических параметров процесса прокатки: вязкость масляной фазы эмульсии, скорость прокатки, предел текучести и длина проекции дуги захвата на направление прокатки.
- 3. Получены экспериментальные данные по влиянию присадок на коэффициент трения при прокатке полос из алюминиевых сплавов с применением в качестве СОЖ водомасляной эмульсии.

#### Практическая значимость работы:

- 1. При помощи разработанной модели определены граничные условия для расчета контактных напряжений в клетях стана горячей прокатки 2800.
- 2. Разработанная модель внедрена в АСУТП стана горячей прокатки 2800, в результате чего снижена отбраковка по утолщенным концам на горячекатаных рулонах.

3. С учетом предложенных изменений в составе эмульсола, усовершенствован процесс прокатки горячекатаных заготовок под корпусную ленту из сплава 3104БТ, в результате чего снижен показатель фестонистости.

#### Основные положения, выносимые на защиту:

- 1. Экспериментальные исследования влияния химического состава водной эмульсии на показатели трения в очаге деформации в лабораторных и промышленных условиях.
- 2. Методика по определению коэффициента трения в условиях промышленного производства в зависимости от режимов обжатий, температурноскоростных параметров процесса прокатки, реологических свойств обрабатываемого материала и состояния эмульсии.
- 3. Модель учета контактного взаимодействия рабочих валков и полосы при горячей прокатке алюминиевых сплавов с применением водной эмульсии.

Достоверность полученных результатов исследования определяется полнотой рассмотренного материала на достаточно высоком научно-теоретическом уровне с учетом современных достижений в теории обработки металлов давлением, применением современного комплекса Gleeble 3800 с использованием модуля Hydrawedge, моделированием процесса горячей прокатки на лабораторном стане и верификации результатов в условиях промышленного производства АО «СМЗ».

Апробация работы. Материалы диссертации были представлены и обсуждены на IX международном конгрессе «Цветные металлы и минералы», на VIII Всероссийском кадровом форуме с международным участием «Инновационное управлением персоналом», на международной конференции «Ал21/Плоский прокат».

**Публикации.** Всего по теме исследования опубликовано 9 работ, в том числе 3 в изданиях, рекомендованных ВАК при Минобрнауки РФ; 5 в изданиях индексируемых базой Scopus и Web of Science.

Структура и объем диссертации. Диссертационная работа состоит из введения, 4 глав, заключения, списка литературы в количестве 114 наименований и 3 приложений. Работа изложена на 171 страницах, содержит 60 рисунков и 19 таблиц.

#### ГЛАВА 1. ОБЗОР СОВРЕМЕННОГО СОСТОЯНИЯ ИССЛЕДОВАНИЙ ПО ТЕОРИИ И ТЕХНОЛОГИИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКИ АЛЮМИНИЕВЫХ СПЛАВОВ

## 1.1 Модели, описывающие контактное взаимодействие между валком и поверхностью полосы

Основные положения трибологии — науке о трении — применимы и к процессам обработки давлением [105]. Особенности связаны с тем, что в контактном взаимодействии находятся два или более материала, из которых один — материал заготовки — имеет значительно более низкие прочностные свойства по сравнению с материалом инструмента. Наиболее последовательно теория трения, смазки и износа при обработке металла давлением изложена в монографии [101].

В обработке давлением помимо обычного коэффициента трения, определяемого законом Амонтона–Кулона [79] как отношение касательного напряжения  $\tau_{\kappa}$  на трущихся поверхностях к нормальному давлению  $P_0$ :

$$\mu = \frac{\tau_{\kappa}}{P_0},\tag{1.1}$$

используется также фактор трения m [73, 91], связывающий касательное напряжение с пределом текучести материала при чистом сдвиге  $\tau_s$  заготовки у границы контакта:

$$\tau_{\kappa} = m\tau_{s}. \tag{1.2}$$

Известно, что коэффициент трения  $\mu$  не всегда верно описывает процесс трения при обработке давлением: величина касательного напряжения не может превышать  $0.577\sigma_{\scriptscriptstyle T}$ , где  $\sigma_{\scriptscriptstyle T}$  – предел текучести материала при одноосном растяжении. При этом нормальное давление, зависящее от схемы напряженного состояния, может многократно превышать  $\sigma_{\scriptscriptstyle T}$ . Это приводит к тому, что

вычисленное по (1.1) значение коэффициента трения оказывается произвольно малой величиной, не отражающей природы контакта.

Для преодоления этого противоречия теория трения при обработке давлением изучает соотношение между номинальной и фактической величиной контактных поверхностей, которая изменяется при деформации микронеровностей на поверхности заготовки. Теория должна учитывать напряженное состояние, которое возникает на микровыступах поверхности заготовки, находящихся в контакте с инструментом.

В зарубежной литературе решению этой задачи посвящены работы Wanheim T. и Bay N. [30, 31]. Wanheim T. и Bay N. показали путем применения метода линий скольжения, что истинная площадь контакта  $A_r$  (выраженная через отношение к геометрической площади контакта  $\alpha = \frac{A_r}{A_a}$ ) зависит как от давления, так и от касательного напряжения, действующего на истинной площади контакта. Для того, чтобы описать касательное напряжение на истинной площади контакта, вводится параметр  $\tau_c$  — касательное напряжение, действующее на выступе. Тогда  $\tau_c = m\tau_S$ , а касательное напряжение в «макроскопическом» смысле (суммарное), отнесенное к геометрической площади контакта:

$$\tau_{K} = \alpha m \tau_{S} \,. \tag{1.3}$$

Соединив уравнения (1.1) и (1.3) получаем:

$$\mu = \frac{\tau_{\kappa}}{P_0} = \frac{\alpha m \tau_{\mathcal{S}}}{P_0}.\tag{1.4}$$

Показатель трения m константа, а коэффициент  $\alpha$  первоначально растет линейно, но при более высоких значениях  $P_0$ , ориентировочно при  $P_0/\sigma_S \geq 1.3$ , рост  $\alpha$  замедляется, достигая предельного значения  $\alpha = 1$  при  $P_0/\sigma_S = 3$  и более. Соответственно, контактное касательное напряжение тоже достигает предельного значения равного  $m\tau_S$  (рис. 1.1). Таким образом, напряжение трения будет зависеть от нормального давления  $P_0$  (кулоновский закон трения), но только при малых значениях  $\alpha$ .

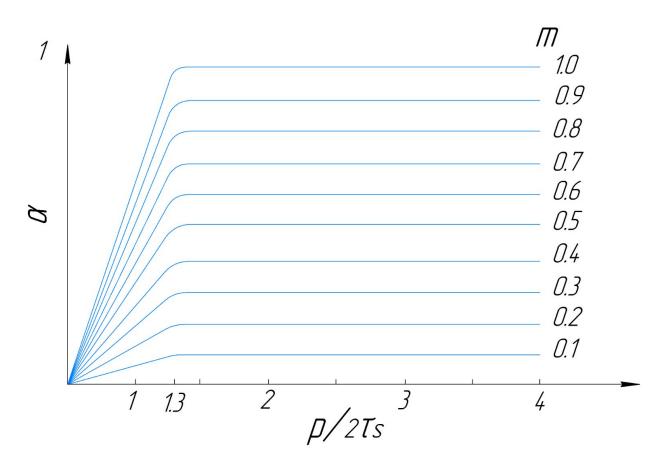
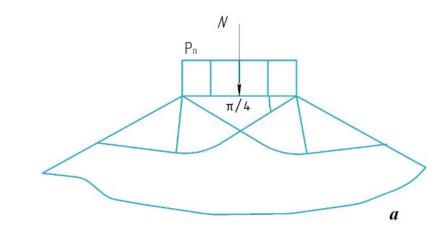


Рисунок 1.1 – К определению характера зависимости коэффициента трения от нормального давления [32].

Из современных отечественных работ стоит отметить учебное пособие Покраса И.Б. [88], в нем рассмотрен общий случай контактного взаимодействия шероховатых поверхностей заготовки и инструмента в процессе пластического формоизменения. При анализе принято, что инструмент жесткий, материал заготовки жесткопластичный, деформация плоская, процесс изотермический, шероховатости смоделированы выступами треугольной формы, адгезионные силы известны (заданы). Под воздействием нормальной нагрузки происходит смятие неровностей заготовки, сопровождающееся внедрением инструмента в пластически деформируемый гребешок, в результате чего формируется площадь фактического контакта.



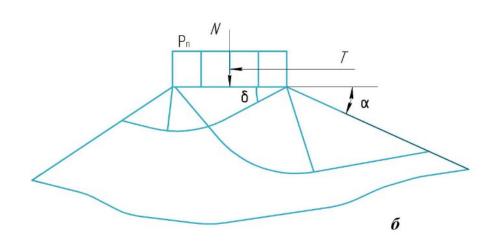


Рисунок 1.2 – Схемы к расчету первой стадии смятия гребешка: а) без учета сил трения; б) с учетом сил трения

При определенной величине нагрузки начинается пластическая деформация заготовки, сопровождаемая скольжением металла ПО поверхности инструмента. Используя метод линий скольжения (см. рис. 1.2), авторы, так же, как и Wanheim T. и Bay N., установили, что в первой стадии смятия связь между силой силой трения нормального давления описывается законом Амонтона-Кулона (1.1), где коэффициент трения без учета адгезионной составляющей рассчитывается по формуле:

$$\mu = \frac{\left(1 + \frac{\pi}{2} + \beta\right) \tan \beta}{1 + \pi - 2\alpha},\tag{1.5}$$

где  $\beta$  — угол наклона гребешков инструмента к плоскости контакта;

α – угол наклона гребешков заготовки к плоскости контакта.

Формула получена для случая, когда сопротивление смятию больше давления, при котором происходит полное заполнение впадин между гребешками инструмента. Если сопротивление смятию меньше давления, то коэффициент трения рассчитывается по формуле:

$$\mu = \frac{\tau_{K}}{P_{n}} = \operatorname{tg} \beta. \tag{1.6}$$

Следуя работе [88], связь между силой трения и силой нормального давления можно представить в единой форме для двух стадий смятия, если рассматривать смятие гребешков заготовки как течение в сужающуюся щель с начала и до конца процесса. В этом случае выражение для сопротивления сдвигу на контакте имеет вид:

$$\tau_{K} = \tau_{max} \left( 1 - e^{-\frac{P_n}{2K}} \right). \tag{1.7}$$

Следует отметить, что полученные теоретические результаты хорошо согласуются с экспериментальными данными работы [82], в которой была предложена следующая эмпирическая зависимость для расчета сил контактного трения (комбинированный закон трения А.Н. Леванова):

$$\tau_{\rm K} = \tau_{\rm TK} \left( 1 - e^{-1.25 \frac{\sigma}{\sigma_{\rm TK}}} \right) K_{\rm II}, \tag{1.8}$$

где σ – нормальное давление на контакте;

 $\sigma_{\scriptscriptstyle {
m TK}}$  и  $\tau_{\scriptscriptstyle {
m TK}}$  — предел текучести деформируемого материала в приконтактном слое при растяжении и сдвиге соответственно;

 $K_{\Pi}$  – константа поверхности, определяемая экспериментально.

В реальности на контактной поверхности всегда находится некоторое количество смазки, добавленной целенаправленно, или загрязнений, образовавшихся в ходе технологического процесса. Известно, что теоретически

давление на один пластически деформируемый выступ, окруженный достаточно большим количество упругого материала, близко к  $3\sigma_{\scriptscriptstyle T}$  (рис. 1.3a), но по мере развития деформации пластические области от отдельных микровыступов сливаются, делая схему напряженного состояния более мягкой. На рисунках 1.3a, 1.3б показаны объемы смазки, которые находятся во впадинах на контактной поверхности и могут оказывать влияние на величину P за счет гидравлического сопротивления. В этом случае между заготовкой и инструментом всегда будет находиться некоторый разделяющий слой, и величина m будет определяться как свойствами заготовки, так и свойствами разделяющего слоя.

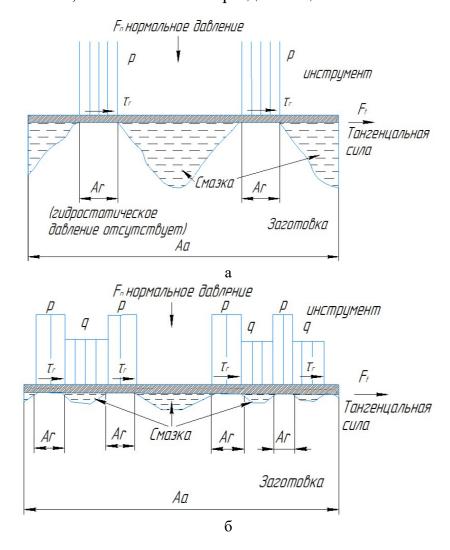


Рисунок 1.3 – Схема к расчету граничного трения: a) – гидростатическое давление отсутствует; б) с учетом гидростатического давления

Изложенная выше теория рассматривает вариант, когда на границе раздела инструмента и заготовки не задерживается смазочный материал. Наличие смазки приложенное поле скольжения, НО приведет гидростатического давления, действующего на впадины выступов. Хорошо известно, что смазка может значительно снизить трение в металлообработки. Широко известна теория для определения фактора трения с учетом модуля объемной упругости смазки. Wanheim T. и Bay N. [30] чувствительность модуля смазки к давлению:

$$K = -V \frac{dP_f}{dV} = K_0 + K_1 p_f + K_2 p_f^2 + \dots$$
 (1.9)

Произведение  $K_1p_f$  имеет самый высокий порядок и для большинства смазок остальными членами можно пренебречь. Если рассмотреть поверхность с одинаковыми треугольными выступами, покрытую смазкой, и предположить, что вся смазка будет задержана при контакте с гладкой поверхностью инструмента, то давление смазки будет равно:

$$\frac{P_f}{K_0} = \frac{1}{K_1} \left( \left( 1 - 2 \frac{\delta}{h_0} \right)^{-k_1} - 1 \right). \tag{1.10}$$

Член  $\delta/h_0$  в уравнении (1.10) далее исключается путем введения параметра  $\alpha$  на основе закона постоянства объема.

Присутствие смазки приводит к увеличению нормального давления  $(P_f)$ , необходимого для получения той же площади контакта  $\alpha$ , что и при отсутствии смазки:

$$\frac{q}{2k} = \frac{p_f}{k_0} \frac{k_0}{2k} + \frac{q_{dry}}{2k},\tag{1.11}$$

где  $q_{dry}$  – давление, необходимое для получения такого же  $\alpha$  без наличия смазки.

Таким образом, при расчете коэффициента трения необходимо учитывать фактическую площадь контакта, которая в свою очередь будет определяться модулем объемной упругости смазки, нормальным давлением и пределом текучести металла.

## 1.2 Анализ работ по расчетам и моделированию прокатки с учетом гидродинамического режима трения

При производстве катаной продукции алюминиевых ИЗ сплавов использование СОЖ является обязательным условием. Смазочные материалы наносятся для того, чтобы поверхности валка и заготовки были разделены пленкой. твердой жидкой Это служит нескольким ИЛИ целям. Во-первых, смазка, как правило, будет иметь относительно низкое напряжение сдвига по сравнению с обрабатываемой полосой, так что силы трения, создаваемые сдвигом смазки, будут ниже, чем при сдвиге самой заготовки. Тогда для деформации заготовки потребуются меньшие нагрузки, снижается усилие прокатки [39] и повышается эксплуатационный ресурс валков. Во-вторых, повреждение поверхности заготовки будет уменьшаться по мере того, как поверхности будут находиться на расстоянии друг от друга в результате чего повышается качество поверхности полосы [36, 40]. Это важно, поскольку высокое качество поверхности металлопроката часто является нормируемым требованием к горячекатаным заготовкам. Качество отделки тесно связано со смазкой в месте захвата полосы. Поверхность полосы по мере ее удлинения имеет тенденцию образовывать гидродинамические ямки, когда валок и полоса разделены толстой пленкой смазки. Там, где толщина пленки меньше шероховатости, на полосе отпечатывается яркая отделка поверхности рулонов. В-третьих, предотвращает значительное и неравномерное термическое расширение валков, возникающее вследствие контакта с горячим металлом [43], в результате чего достигается стабильность по толщине и профилю полосы. И наконец, уменьшением трения между прокатными валками и полосой решается задача по снижению фестонистости [9, 12, 42, 44, 59, 62, 92, 94, 97].

Применение эффективной смазки при прокатке представляет одну из наиболее сложных задач трибологии, поскольку процесс прокатки часто сопровождается большим давлением, скольжением, пластической деформацией,

нагревом и износом. Эти проблемы затрудняют как теоретические, так и экспериментальные исследования в этой области.

СОЖ подается на валки струей определенной температуры с помощью ряда сопел, расположенных симметрично относительно центра валка. Основой СОЖ служит вода, что позволяет снизить ее стоимость и повысить эффективность отвода тепла. Лишь на 1–5% эмульсия состоит из масла и эмульгатора [64].

В зависимости от параметров процесса, характеристик базового масла и поверхностно активных присадок при горячей прокатке со смазкой могут наблюдаться три вида трения [88]: давление прокатки настолько велико, что участки, на которых пленка поверхностно-активных имеются разрушается (рис. 1.4а); при снижении давления наблюдается ситуация, когда поверхности разделены ПО крайней мере слоем углеродных цепочек поверхностно-активных молекул (рис. 1.46); при очень высоких скоростях прокатки, высокой вязкости базового масла и малых обжатиях наблюдаться режим гидродинамического трения (рис. 1.4в), более характерный для холодной прокатки.

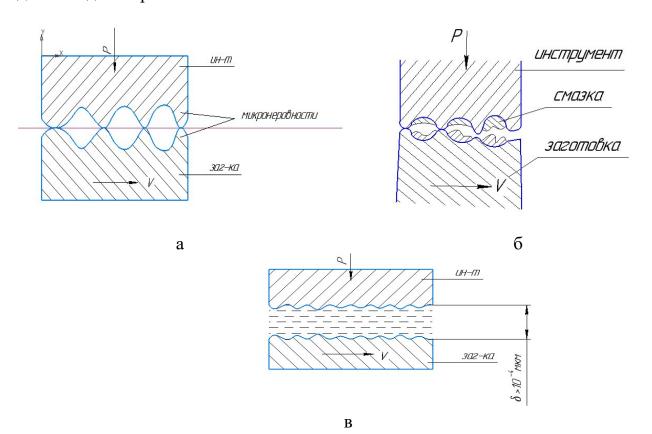


Рисунок 1.4 – Виды трения: а) сухое; б) граничное; в) жидкостное

Условия трения подчиняются общим закономерностям трибологии, в частности, применима зависимость, выраженная кривой Штрибека. Кривая Штрибека показывает области граничного, смешанного (полужидкостного) и гидродинамического (жидкостного) трения в зависимости от параметра  $\eta \nu/P_{\rm cp}$  (рис. 1.5), где  $\eta$  — динамическая вязкость смазки (в случае применения эмульсии или дисперсии — вязкость масляной фазы), МПа·с;  $\nu$  — скорость относительного перемещения трущихся поверхностей (для случая прокатки — разность скоростей валка и полосы на входе в очаг деформации), м/с;  $P_{\rm cp}$  — среднее давление в зоне контакта, МПа.



Рисунок 1.5 – Кривая Штрибека

В первой части кривой показано граничное трение, характеризующееся стабильно высоким коэффициентом трения, практически не зависящим от скорости и силы воздействия. Граничное трение является состоянием, близким к сухому контакту трущихся поверхностей, характеризующееся очаговым образованием сверхтонких пленок СОЖ, практически не снижающих степень износа поверхностей. Во второй части кривой показано смешанное

(полужидкостное) трение, при котором область контакта содержит участки граничного и жидкостного трения. В третьей части кривой показано гидродинамическое (жидкостное) трение, характеризующее состояние, при котором контактирующие поверхности полностью разделены пленкой СОЖ. Представленный вид кривой Штрибека имеет общий иллюстративный характер, конкретный вид зависит от того, какие присадки поверхностно активных веществ добавлены в базовое масло эмульсии (дисперсии).

В 1970-х годах был проведен ряд исследований в области частичной пленочной смазки [76]. Некоторые ученые применили положения разработанных теорий к смазке для металлообработки. Были проведены исследования явлений частичного смазывания пленкой между двумя шероховатыми поверхностями скольжения и установлено, что общее давление и общее трение формируются жидкой пленкой и неровностью поверхности при частичном смазывании пленкой.

Впервые для определения касательных напряжений при прокатке был применен закон жидкостного трения в работах Надаи А. [цит. по 104]:

$$\tau = \eta \frac{dv}{dy} \,, \tag{1.12}$$

где  $\eta$  – вязкость;

 $\frac{dv}{dy}$  – градиент скорости в направлении, перпендикулярном плоскости скольжения.

Гидродинамический эффект смазки исследовали многие отечественные и зарубежные ученые с целью оценки влияния технологических факторов на условия контактного трения при обработке металлов давлением и управления процессом прокатки. Из отечественных ученых стоит отметить работы Леванова А.Н., Буркина С.П., Картака Б.Р., Ашпура Ю.В., Спасского Ю.И. [82], Колмогорова В.Л. [77], Покраса И.Б. [88], Сидельникова С.Б. [95, 96], Грудева А.П. [64–66], Полухина В.П. [89, 90], Ахматова А.С. [46], Максименко О.П. и В.М. Самохвала [84], Колмогорова Г.Л. и Мельниковой Т.Е. [13], Мазура В.Л [83, 93] и Тимошенко В.И. [15], Павлова И.М. [85, 86], Шаталова Р.Л. [21, 106–114], Васильева Я.Д. [54–58], Белосевича В.К. [47–51], Коднира Д.С. [75]. В работах [15, 65, 82] детально рассмотрены научные основы и практика применения

технологической смазки при прокатке полос на широкополосных станах. Показаны позитивные эффекты, достигаемые благодаря применению технологической смазки. Раскрыт механизм поступления смазки в очаг деформации. Проанализирован способ и система подачи смазочных жидкостей на прокатные валки и в очаг деформации.

Из современных отечественных работ стоит отметить исследования Колмогорова Г.Л. [13] и Максименко О.П. [84], Дема Р.Р. и Харченко М.В. [67-72, 87, 102, 103] и Мазура В.Л. [15]. В работе Мазура В.Л. [15] отмечено, что на толщину масляной пленки, помимо вязкости смазочного материала влияет и способ его подачи В очаг деформации. В работе [13] Г.Л. Колмогоров и Т.Е. Мельникова исследовали закономерности течения смазки с учетом особенностей геометрии зоны деформации при листовой прокатке. Смазка рассматривается как ньютоновская жидкость. Толщина смазочной пленки  $(\xi)$ определялась совместным решением дифференциального Рейнольдса для смазочного слоя и условия пластичности. Для определения динамической вязкости µ смазок использовали уравнение Баруса:

$$\lambda = \frac{h_0}{R_q} = \frac{h_0}{(R_{q1} + R_{q2})^{\frac{1}{2}}},\tag{1.13}$$

где  $R_{q1}$  и  $R_{q2}$  — среднее квадратичное отклонение профилей поверхности полосы и валка.

Соотношение толщины слоя смазки в очаге деформации и комбинированной шероховатости поверхностей трения позволяет определять условия трения, так в работе приняты общепринятые в трибологии условия:

$$\begin{cases} &\text{при } \lambda < 1,2 - \text{граничное трение;} \\ &\text{при } \lambda = 1,2 \div 3,0 - \text{смешанное трение;} \\ &\text{при } \lambda > 3,0 - \text{гидродинамическое (жидкостное) трение.} \end{cases}$$

На основе анализа контактных напряжений, а также изменения результирующей продольных сил в очаге деформации и ее среднего значения

установлено, что условия трения существенно влияют на устойчивость процесса прокатки.

Разработанная модель позволила оценить влияние технологических факторов на условия контактного трения при листовой прокатке высокопрочных сталей, данный подход может быть применен и при прокатке алюминиевых сплавов.

Из зарубежных авторов стоит отметить таких ученых, как Asghari S. и Salimi M.A. [1], Bedi D.S. и Hillier M.J. [2], Button S. [3], Cheng Q. [4], Dow T.A., Kannel J.W., Bupara S.S. [6], Hsu S.M. [7], Sun J. [24], Kang C.G. [9], Saxena S. [18], Schmid R.S. [20], Tan X. [25–28] и Wilson R.D. [32,33].

Cheng Q. [4] использовал динамическую теорию упругости для оценки толщины смазочной пленки, переносимой на поверхность раздела между полосой и поверхностью валка.

Bedi D.S. и Hillier M.J. [2] применили энергетический метод для расчета толщины пленки в рабочей зоне. Модель расчета модифицирована с учетом эффекта гидродинамической смазки, и выявлено, что толщина пленки изменяется по дуге контакта, уменьшая коэффициент трения. Нагрузка на валок усиливается с увеличением скорости при больших обжатиях и уменьшается при малых обжатиях.

Wilson R.D. [32, 33] указал на необходимость учета коэффициента вязкости под давлением, проанализировал влияние температуры и разработал изотермическую модель процесса прокатки, в которой использовался анализ очага деформации для расчета толщины масляной пленки. Dow T.A., Kannel J.W., Вирага S.S. [6] развили эту модель, дополнив ее анализом влияния температуры на процесс пленкообразования и на трение в рабочей зоне. Теоретическая модель подтверждается серией измерений давления, выполненных с использованием манганинового датчика, нанесенного на один из валков лабораторного стана.

Исследование [32] показывает, что теоретически правильное сочетание вязкости смазочной основы, давления и температуры, а также теплопроводности

должно обеспечить успешную прокатку полосы в широком диапазоне скоростей. Однако на практике достижение идеальных параметров оказывается невозможным, и для успешной работы может потребоваться тщательная регулировка передних и задних натяжений. Предстоит выполнить большой объем исследований для определения оптимальных физических свойств смазки на основе аналитической модели. Одним из способов достижения цели является сопоставление теоретических положений с экспериментальными данными полученными на полноразмерном оборудовании, максимально приближенном к промышленному, в значимом диапазоне скоростей деформации.

В работе [33] рассматривается модель, разработанная для определения характеристик образования масляной пленки и прогнозирования толщины пленки в зоне деформации прокатной полосы. Результаты исследования позволяют спрогнозировать влияние гидродинамического и механического захвата смазки на толщину пленки, что может быть полезно для оптимизации процесса прокатки. В представленных результатах показана зависимость толщины смазочного слоя от предела текучести обрабатываемого материала.

В работе [34] сделан вывод, что толщина пленки снижается с увеличением обжатия, но растет с увеличением длины дуги контакта. Также толщина слоя растет пропорционально скорости прокатки. В этом исследовании проведен анализ влияния вязкости и пьезокоэффициента на формирование слоя смазки, в результате которого было установлено, что при одинаковых условиях смазка с большей вязкостью формирует между валком и полосой слой большей толщины.

Виtton S. [3] разработал аналитическую модель для изучения влияния переменных процессов, таких как скорость прокатки, обжатие и вязкость смазочного материала, на давление смазки, толщину пленки и шероховатость поверхности. Экспериментальные данные подтвердили теоретические положения модели и значительное влияние этих факторов на характеристики смазки. Asghari, М. и Salimi M.A. [1], определили, что толщина смазочной пленки зависит от угла наклона, скорости прокатки и вязкости смазочного материала. Sun J. [24] на

основе модели гидродинамической смазки установил зависимость толщины пленки от скорости прокатки, вязкости смазочного материала и величины обжатия. Saxena S. [18] предложила модель, сочетающую гидродинамическую теорию смазки и анализ методом конечных элементов.

Таким образом, толщина смазочной пленки при горячей прокатке зависит от многих факторов. Как показывают исследования, увеличение скорости прокатки, вязкости смазочного материала, радиуса прокатки и угла наклона при одновременном уменьшении обжатия и нагрузки обычно приводит к образованию более толстого слоя смазочной пленки. Правильный расчет расхода смазочного материала, а также учет влияния температуры и давления на вязкость также значимы для определения толщины пленки.

В работе [14] рассмотрено влияние значения шероховатости инструмента на величину усилия прокатки, а следовательно и коэффициента трения при прокатке. Меньшее значение шероховатости приводит к меньшему касательному напряжению.

В публикации [29] описаны результаты исследования механизма частичной смазки в процессе горячей прокатки. Были изучены такие факторы, как скольжение, волнистость поверхности, вязкость смазки, шероховатость поверхности и коэффициент обжатия. Результаты расчета уравнения смазки показывают, что скольжение, вязкость смазки и шероховатость поверхностей влияют на значения трения. При этом волнистость поверхности и коэффициент обжатия влияют как на усилие прокатки, так и на трение.

В начале 2000-х годов Тап X. предложил новую разработку — модель динамического трения, которая была успешно применена для решения задач со схемой плоской деформации. В основе этой модели лежит сочетание механики твердого тела с механикой жидкости, комплексно учтены модель трения Амонтона—Кулона и выражение для определения вязкости, на основании чего устанавливается взаимосвязь напряжения трения не только с реологическими свойствами и размерами очага деформации, но и со скоростью прокатки [25–28].

#### 1.3 Механизм поступления смазки в очаг деформации

Количество смазки, поступающей в очаг деформации, определяется геометрией очага, кинематическими и гидродинамическими условиями на входе в очаг деформации (рис. 1.6).

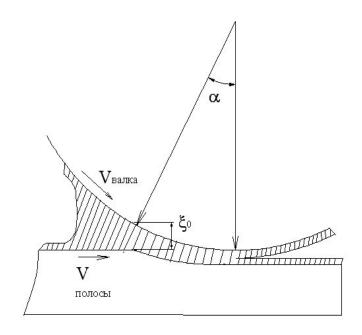


Рисунок 1.6 – Схема к расчету объема смазки в очаге деформации

При входе в очаг деформации поверхности валка и полосы образуют сужающуюся щель, которая заполняется смазкой. Создается так называемый масляный (смазочный) клин. При движении твердой поверхности примыкающий к ней слой жидкости движется с той же скоростью, поверхности вращающегося валка и полосы нагнетают смазку в сужающийся зазор. В смазочном клине возникает давление, растущее по мере приближения к вершине клина (плоскости входа в очаг деформации). Это давление способно уравновешивать внешнюю нагрузку. Если в вершине смазочного клина давление достигает величины предела текучести металла, то слой смазки соответствующей толщины будет входить в очаг деформации. Таким образом, в зоне у входа в очаг деформации действует своеобразный насос, нагнетающий смазку в очаг деформации.

Анализ условий равновесия элементарного объема, выделенного в слое плоско текущей вязкой жидкости, приводит к следующему, хорошо известному в гидродинамике дифференциальному уравнению Рейнольдса [81]:

$$\begin{cases}
\frac{dp}{dx} = \mu \frac{d^2 v_x}{dy^2} \\
\frac{dp}{dy} = 0 \\
\frac{dv_x}{dx} + \frac{dv_y}{dy} = 0
\end{cases}
\begin{cases}
\frac{dp}{dx} = \mu \frac{d^2 v_x}{dy^2} \\
\frac{dp}{dy} = 0 \\
\frac{dv_x}{dx} + \frac{dv_y}{dy} = 0
\end{cases}$$
(1.15)

где p – давление в слое смазки;

 $\eta$  – динамическая вязкость смазки;

 $v_x$ ,  $v_y$  – составляющие скорости движения смазки в направлении осей х и у.

Решение данного уравнения относительно прокатки приведено в работе [13], ниже представлены основные уравнения. Исходя из условий прилипания смазки к поверхностям прокатываемой полосы и валка и постоянства расхода смазки, выведены уравнения распределения скорости течения смазки по толщине смазочного слоя:

$$v_{x} = v_{0} + \frac{\omega\sqrt{R^{2} - x^{2}} - v_{0}}{y_{B} - \Delta H}(y - \Delta H) + \frac{1}{2\eta} \frac{dp}{dx}(y - y_{B})(y - \Delta H)$$
(1.16)

и уравнения градиента давления по длине смазочного слоя:

$$\frac{dp}{dx} = \frac{6\eta v_0 \left[ \left( \overline{y_B} - \Delta \overline{H} \right) \left( 1 + \sqrt{1 - \overline{x}^2} \right) - 2q \right]}{R^2 \left( \overline{y_B} - \Delta \overline{H} \right)^2},\tag{1.17}$$

где

 $\Delta \overline{H}$  — половина полного абсолютного обжатия;

η – динамическая вязкость смазок была определена давлением в смазочном слое
 по формуле Баруса [99]:

$$\eta = \eta_0 e^{\theta p},\tag{1.18}$$

где  $\eta_0$  – вязкость смазки при атмосферном давлении;

 $\theta$  – пьезокоэффициент вязкости.

Пьезокоэффициент вязкости был вычислен по формуле Уостера:

$$\theta = [0.6 + 0.965 \lg \eta_0] * 10^{-3}. \tag{1.19}$$

Из геометрических соотношений следует, что

$$\overline{y_{\rm B}} = \xi_0 + R - \sqrt{R^2 - x^2},$$

где  $\xi_0$  – толщина слоя смазки на входе в очаг деформации.

Далее в работе толщина слоя смазки определялась исходя из условия, что для реализации режима гидродинамической смазки необходимо достижение давление смазки, достаточного для пластической деформации металла.

В своих трудах [65, 66] А.П. Грудев выводит модель зависимости толщины масляного слоя от характеристик смазки и параметров процесса:

$$\xi_0 = \frac{3\eta_0 \theta(v_{\rm B} + v_0)}{\alpha \left(1 - e^{-\theta(\sigma_{\rm T}^* - q_0)}\right)},\tag{1.20}$$

где  $\eta_0$  – вязкость смазки при нормальном давлении;

 $\theta$  – пьезокоэффициент вязкости;

 $v_{\scriptscriptstyle \rm B}$  и  $v_0$  – скорость валков и скорость полосы на входе соответственно;

 $\alpha$  — угол захвата полосы;

 $q_0$  – натяжение заднего конца полосы;

 $\sigma_{\mathtt{T}}^*$  – вынужденный предел текучести.

Для вычисления толщины смазочного слоя в конкретном сечении прокатки применяют уравнение (1.14):

$$\xi_{x} = \xi_{0} \frac{v_{B} + v_{0}}{v_{B} + v_{x}},\tag{1.21}$$

где  $v_{\chi}$  – скорость полосы в заданном сечении.

При анализе прокатки на входе в очаг деформации в работе [32] освещается важность теплопроводности и температурного коэффициента вязкости. Предложена формула для определения динамической вязкости с поправкой на температуру:

$$n = n_0 e^{\gamma p - \alpha_{\rm T} T},\tag{1.22}$$

где n – вязкость при давлении p и температуре T (измеряется относительно температуры валка);

 $n_0$  – вязкость при нулевом давлении и температуре валка;

γ – коэффициент давления;

 $\alpha_{\scriptscriptstyle \rm T}$  – температурный коэффициент вязкости.

Несмотря на достаточно большой объем проведенных исследований и попыток аналитически описать процесс контактного взаимодействия поверхностей рабочих валков и обрабатываемой полосы, в настоящий момент нет универсальной теории, позволяющей разработать модель учета параметров СОЖ при горячей прокатке полос из алюминиевых сплавов, и разработка данной модели является актуальной задачей на сегодняшний день.

#### 1.4 СОЖ на основе эмульсии

Уравнение (1.20) дает общее представление о влиянии различных параметров прокатки и свойств СОЖ на начальную толщину смазочного слоя. Например, увеличение деформационного обжатия, снижение скорости прокатки уменьшает прогнозируемую толщину пленки СОЖ, в то время как увеличение вязкости СОЖ, пластичности обрабатываемого материала, удельного натяжения полосы увеличивает прогнозируемую толщину пленки СОЖ. Указанные зависимости подтверждаются производственным опытом прокатном оборудовании. Однако уравнение (1.20) имеет ограниченное применение, связанное с различными допущениями. Основным допущением является то, что СОЖ рассматривается как ньютоновская жидкость с однородным внутренним трением между молекулярными слоями. Такое допущение возможно при использовании в качестве СОЖ воды или индивидуального минерального масла. В случае гибридных или смешанных систем СОЖ уравнение (1.20) не позволяет получить релевантные данные. При горячей прокатке полос из алюминия и его сплавов вследствие высоких температур обработки СОЖ в виде чистого масла не применяется, т.к. минеральные масла обладают низким коэффициентом теплоотдачи И не отвечают требуемым критериям пожаробезопасности. Вода в данных условиях также не применяется, т.к.

испаряется с полосы при температурах горячей прокатки, что приводит к сухому трению. Наиболее распространенными СОЖ для горячей прокатки алюминиевых полос являются дисперсионные либо эмульсионные системы типа «масло в воде». Таким образом, применение уравнения (1.20) для расчета начальной толщины смазочного слоя при плоской горячей прокатке невозможно без разработки соответствующих технологическому процессу дополнений.

Такое дополнение было разработано Wilson R. D. и Schmid S. R. в 1995 году [20]. За основу был взят измененный механизм формирования смазочного слоя в зоне захвата полосы валками, основанный на теории динамической концентрации изображенный на рисунке 1.7. B частиц и схематично рамках воздействием динамической концентрации под давления валка его направленного вращения эмульсионные частицы увлекаются частицами воды и гидрофильности собираются агломерации за счет полярных молекул эмульгатора, окружающих частицы масляной основы (рис. 1.8).

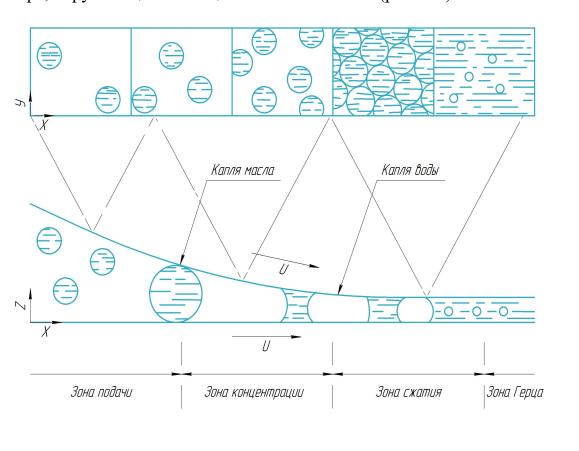


Рисунок 1.7 – Механизм формирования пленки СОЖ на основе эмульсии типа «масло в воде» в зоне захвата полосы

При наступлении определенной концентрации частиц в сжимаемом объеме происходит формирование первичной масляной пленки за счет гидрофобного выдавливания частиц воды.

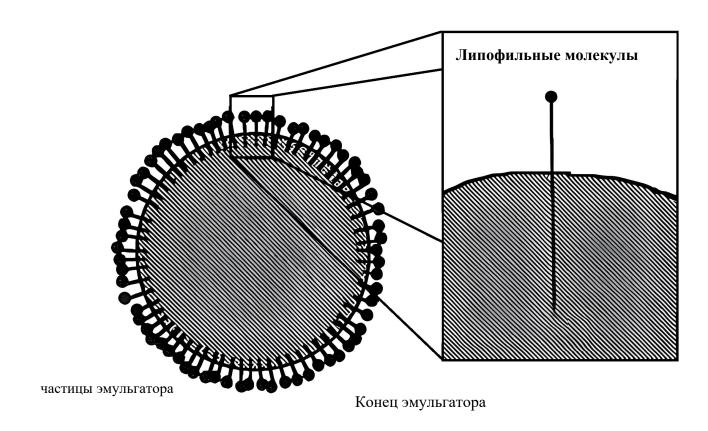


Рисунок 1.8. Типичная структура эмульсионной частицы СОЖ

На рисунке 1.7 обобщенно представлены четыре этапа образования пленки СОЖ на основе эмульсии: зона подачи (в которой частицы воды и масляной основы разрежены), зона концентрации (в которой масляные частицы собираются в более крупные образования), зона сжатия (в которой доминирует масляная фаза, а водная выдавливается) и зона Герца. В рамках данной модели на начальную толщину масляной пленки помимо параметров, приведенных в уравнении (1.20), влияют также соотношение количества частиц масла и воды (т.е. объемная доля масляной фазы), размер эмульсионных частиц и критерий энергии кинетического взаимодействия частиц масла и воды, их способность увлекать друг друга в

направленном потоке. Для описания влияния данных факторов на толщину пленки СОЖ было разработано эмпирическое уравнение [20]:

$$h_0^2 \left( \frac{1}{\left( C \varphi d_{_{9MYJ}} \right)^2} \right) + h_0 \left( -\frac{2}{C \varphi d_{_{9MYJ}}} - \frac{1}{h_{WW}} \right) + 1 = 0, \tag{1.21}$$

где  $h_0$  – начальная толщина пленки СОЖ;

C — фактор захвата эмульсионных частиц;

 $d_{\mbox{\tiny эмул}}-$  средний диаметр эмульсионных частиц;

 $\varphi$  – объемная доля масляной фазы;

 $h_{WW}$  – толщина пленки СОЖ, получаемая при использовании уравнения (1.20).

Фактор захвата эмульсионных частиц является безразмерной величиной и описывает влияние взаимодействия частиц эмульсии с жидкостной основой СОЖ (водой) в зоне подачи и зоне концентрации частиц (рис. 1.7) на начальную толщину масляной пленки. Эмпирическим путем доказано (рис. 1.9), что фактор захвата частиц зависит от способа подачи СОЖ и является функцией коэффициента М:

$$M = \frac{\mathrm{Sk}_{\mathrm{гидрофил}}}{\mathrm{Sk}_{\mathrm{гидрофоб}}},\tag{1.22}$$

где  $Sk_{
m гидрофил}$  — число Стокса для гидрофильных (водных) частиц;  $Sk_{
m гидрофоб}$  — число Стокса для гидрофобных (эмульсионных) частиц.

Число Стокса – критерий подобия, который определяет соотношение между кинетической энергией частиц (в данном случае, эмульсионных) и энергией их взаимодействия с основной жидкостью. Число Стокса может измеряться различными оптическими методами с использованием следующей формулы:

$$Sk = \frac{i}{2r} = \frac{\rho d^2 v}{nL},\tag{1.23}$$

где  $\eta$  – динамическая вязкость жидкости;

 $\nu_{\rm ж}$  – скорость течения жидкости;

 $\rho$  – плотность частицы;

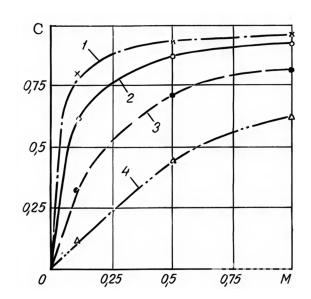
і – инерционный пробег частиц;

*r* – характеристический размер частицы;

L – характеристическая длина;

d – диаметр частицы.

При увеличении количества полярных молекул эмульгатора, окружающих масляную частицу, а также при увеличении количества одновременно применяемых способов подачи СОЖ (непосредственный впрыск в зону контакта, на полосу, на инструмент и т.д.) фактор захвата частиц стремится к единице [20].



- 1 значение С и М при Sk=20
- 2 -значение С и М при Sk=10
- 3 значение С и М при Sk=3
- 4 значение С и М при Sk=1

Рисунок 1.9 – Эмпирическая зависимость между фактором захвата частиц С и коэффициентом М при различном значении числа Стокса

#### для эмульсионных частиц

Таким образом, последовательное решение уравнений (1.20) и (1.21) позволяет определить теоретическую толщину начальной пленки СОЖ при плоской прокатке полос с использованием СОЖ на основе эмульсии типа «масло в воде», учитывающую как параметры прокатки, так и свойства двухфазной СОЖ в рамках теории динамической концентрации частиц. Как указывалось ранее, отношение начальной толщины пленки СОЖ к комбинированной шероховатости трущихся поверхностей λ в рамках теории эластогидродинамического контакта

определяет характер фрикционного взаимодействия на кривой Штрибека—Герси. Указанные расчеты могут применяться при моделировании производственного процесса для выбора СОЖ со свойствами и параметрами, соответствующими заданным параметрам прокатки и требуемому качеству изделий.

#### 1.5 Смазочные материалы для процесса прокатки

Современные прокатные станы являются сложными системами, которые состоят из ряда механизмов и узлов. Крайне важно обеспечить защиту рабочих элементов в зоне проката и качество самого проката.

Современные стандарты выдвигают высокие требования к качеству заготовок и готовой продукции. Выполнить их позволяет использование в технологическом цикле смазочно-охлаждающих технологических жидкостей (СОЖ).

Смазочные материалы могут иметь многокомпонентный состав. Однако назначение их практически всегда одно — защитить рабочий инструмент и поверхность заготовки от неблагоприятных факторов. СОЖ оказывает влияние на процесс проката за счет своих функциональных свойств: смазочных, моющих, пластифицирующих, охлаждающих и др.

Состав СОЖ определяет ее функциональные свойства, среди которых ключевыми являются смазывающие и охлаждающие.

На охлаждающие характеристики СОЖ оказывает влияние ее способность к смазыванию металлических поверхностей. Смазывающее действие СОЖ в процессе обработки оценивают по величине силы трения, обжима, крутящему моменту и потребляемой мощности, интенсивности изнашивания элементов, качеству получаемого проката.

На выбор состава СОЖ для механической обработки оказывают влияние материал заготовки, температура и давление в зонах их контакта. Связь между молекулами СОЖ и твердым телом тем прочнее, чем больше теплота адсорбции поверхностно-активного вещества (ПАВ).

Теплота адсорбции ПАВ на металлических поверхностях возрастает в последовательности: сложные эфиры — спирты — карбоновые кислоты — первичные амины.

Смазывающие свойства углеводородов, входящих в состав минеральных масел, повышаются с увеличением их молекулярного веса и вязкости. Эффективность минеральных масел ниже растительных. Полярные молекулы растительных масел образуют более прочные защитные пленки. Смазывающие свойства спиртов с короткими цепями нормального и изостроения являются равнозначными. При переходе от одноатомных спиртов к многоатомным (с увеличением количества гидроксильных групп) смазывающая способность спиртов повышается.

Смазывающая способность предельных жирных кислот и синтетических жирных кислот улучшается с увеличением числа атомов углерода в молекуле. В водных смазочно-охлаждающих технологических средствах (СОТС) широко применяют мыла кислот в сочетании с полиэтиленгликолями (ПЭГ), причем с увеличением молекулярной массы ПЭГ их противозадирные свойства улучшаются.

По сравнению с маслами водные эмульсии общего назначения, содержащие минеральное масло без присадок и эмульгаторов, обладают лучшими охлаждающими свойствами.

В основе смазывающего действия различных компонентов СОТС лежит явление адсорбции. Для жидкостей адсорбция определяется по изменению поверхностного натяжения σ в зависимости от концентрации поверхностноактивных веществ (ПАВ). Смачивающая способность ПАВ увеличивается с ростом асимметрии в строении молекул.

Наиболее эффективной добавкой к СОЖ является эфир олеиновой кислоты (представлен в большинстве проанализированных патентов). Эффективны смеси эфиров высших кислот таллового масла (олеиновой, линолевой, линоленовой) и триэтаноламина, возможно использование спиртов  $C_{10}$ - $C_{12}$ .

С целью уменьшения трения в процессе горячей прокатки, как правило, применяют смазочно-охлаждающие жидкости или смазки. Все они обладают различным составом и соответственно разными свойствами.

особенности, Горячая прокатка имеет отличительные вызывающие трудности при формировании слоя смазки. Смазочный слой формируется только на одном валке, поэтому толщина смазки в очаге деформации гораздо меньше, чем в аналогичных условиях при холодной прокатке, а время, в течение которого может формироваться слой, ограничено продолжительностью оборота валка. Охлаждающая вода не только смывает масло с поверхности валка, но и ухудшает адгезию масла на металлической поверхности. В очаге деформации смазка находится под действием высокого давления и температуры, что приводит к разложению смазки, ее испарению и горению. При горячей прокатке описанные особенности осложняют условия формирования смазочного слоя и приводят к образованию слоя смазки меньшей толщины, из чего следует, что необходимо эффективно образующей смазочный слой, по применение смазки более сравнению со смазкой при холодной прокатке. При классификации смазочных средств для горячей прокатки за основу должна быть принята совокупность физико-механических и химических свойств. Физико-механические свойства определяют способы подачи и нанесения смазки; химические свойства образование граничных смазочных пленок, характер окислительных процессов и новообразований на поверхности прокатываемого металла [76].

При горячей прокатке находят свое применение как смазки органического, так и неорганического происхождения.

В настоящее время основой для большинства смазок, применяемых при производстве алюминиевых листов и лент, являются низкоароматизированные минеральные масла, представляющие собой продукты переработки нефти. По своему составу минеральные масла могут быть с парафиновыми, нафтеновыми, ароматическими основаниями в зависимости от структурного строения входящих в них углеводородов. Состав масла определяет его физико-химические свойства.

Ароматические и асфальтеновые соединения могут усиливать процессы окисления, что может стать причиной образования на поверхности металла пятен. Самые лучшие свойства демонстрируют парафины нормального строения. Они более вязкие, и их температура плавления выше, чем у других углеводородов той же молярной массы. Поэтому для горячей прокатки рекомендуют применять парафинсодержащие масла, например индустриальные или цилиндровые масла [39, 41, 51, 76, 98].

Минеральные масла характеризуются вязкостью, температурой вспышки, кипения и застывания, адгезионными характеристиками. Наиболее значимым параметром является вязкость, которая определяет толщину смазочной пленки в очаге деформации, степень необходимого диспергирования смазки в воде, удобство и условия транспортирования и др. Минеральные масла характеризуются зависимостью вязкости от температуры.

С целью повышения вязкостных свойств масел применяют специальные вязкостные присадки, не изменяющие или изменяющие незначительно температуру застывания. К ним относят винипол, полиизобутилен, вольтоли, полиметилакрилаты. Например, полиизобутилен способен увеличить вязкость масла в 8–10 раз при росте температуры застывания не больше 15%. Важно отметить, что во время горячей прокатки алюминия вязкость не всецело определяет комплексную эффективности технологической смазки. Адгезионные свойства смазок могут оказывать значительное влияние, но для чистых масел эти свойства частично связаны с величиной вязкости.

Однако антифрикционные свойства определяются главным образом не основой, а различными присадками, которые сильно влияют на толщину и прочность смазочной пленки. Обычно в качестве присадок при прокатке алюминиевых сплавов используются эфиры и жирные кислоты.

Присадки классифицируются на антиокислительные, противоизносные, смазочные и загустительные.

Крайне важны для горячего проката алюминиевых сплавов противоизносные смазки. Противоизносные присадки — это органические соединения, содержащие фосфор, серу, хлор в небольших количествах. Присадки вступают в реакцию с поверхностью алюминия и образуют на ней продукты взаимодействия в виде сульфидов, фосфатов и хлоридов с высокой температурой плавления и свойствами, экранирующими поверхность валков [76].

Жиры используют как комплексные многофункциональные присадки к минеральным маслам. Жиры – это сложные эфиры спиртов и жирных кислот. Различают животные, растительные И синтетические жиры, все они демонстрируют хорошую способность к адгезии на поверхности металла. Растительные жиры разделяются на два типа: жидкие на основе жирных кислот непредельного ряда и твердые с температурой плавления более 30 °C на основе кислот предельного ряда. В природных растительных маслах содержатся жиры предельных и непредельных кислот. В подсолнечных, хлопковых, касторовых, рапсовых, сурепных маслах присутствуют в основном жиры ненасыщенных кислот, что обусловливает их низкие температуры застывания (≤ -16°C). О количестве непредельных кислот в жирах судят по их йодному числу. Высокие значения йодных чисел характеризуют склонность масла к окислению и смолообразованию. Эфиры непредельного ряда обладают худшей смазочной способностью. Различные воски, природные И синтетические, классифицируются как жиры. Воски демонстрируют высокую температуру плавления относительно большинства жиров ( $\geq 70^{\circ}$ C), а также хорошую смазочную способностью, поэтому их применяют в качестве эффективных присадок к различным смазкам [76].

Животные жиры, например, говяжье и свиное сало, также могут применяться в качестве присадок, однако их использование экономически нерентабельно и поэтому ограниченно. Чаще используют синтетические жиры, которые не уступают по своим свойствам природным [76].

Для улучшения способностей смазок на рабочей поверхности валка применяют загустители, при этом смазки приобретают свойства пластичности. Получившиеся пластинчатые смазки подразделяют на четыре основные группы: мыльные, углеводородные, с органическими и неорганическими веществами. Наибольшее распространение на практике получили кальциевые и натриевые пластинчатые смазки. Кальциевые смазки известны под общим названием солидолов, они не растворяются в воде; натриевые смазки (консталины) легко растворимы в воде. На практике пластичные смазки редко используются в чистом виде. Их дополнительно загущают графитом, тальком, полимерами, силикатами и легируют поверхностно активными веществами [76].

Наибольшие распространение на практике получают технологические смазки. Вода здесь используется как носитель масла для его доставки на поверхность валка. Они подразделяются на эмульсии, суспензии, пасты, истинные растворы. Смеси двух веществ, нерастворимых друг в друге, в которых вещества раздроблены до мельчайших частиц, являются коллоидными (дисперсными) системами. Раздробленные частицы называются дисперсной фазой, а среда, в которой они распределены, – дисперсионной. Эмульсии, применяющиеся при горячей прокатке, представляют собой неоднородную (гетерогенную) систему, в которой вода является дисперсионной средой, а дисперсной фазой – масло. В суспензиях дисперсной фазой являются твердые вещества, а дисперсионной средой может быть любая жидкость, в том числе и Концентрированные суспензии называются пастами, ИХ физикохимические характеристики представлены в таблице 1.1.

Благодаря своим особым физическим и химическим свойствам, таким как отличная диффузионная способность, химическая активность и способность к самовосстановлению и образованию пленки, широкое применение в составе смазок находят наночастицы. Например, добавление нано-TiO<sub>2</sub> в смазочную жидкость позволяет увеличить максимальную беззадирную нагрузку на 62,5%,

снизить коэффициент трения на 33,8% и уменьшить степень износа на 47,4% по сравнению с традиционной смазочной жидкостью.

Таблица 1.1 – Некоторые физико-химические характеристики водных смазочных систем

	Размер	Видимость	Время	
Характеристика	частиц	частиц в	полного	Адгезионная
системы	дисперсной	оптическом	расслоения,	способность
	фазы, мкм	микроскопе	мин	
Суспензии	1-50	Хорошая	0,01-0,5	Высокая
Водо-масляные	>50	-	0,05-0,5	-
смеси				
Эмульсии	0,1-50	Слабая	30-1200	Достаточная
Истинные	≤0,001	Невидимы	Не	Минимальная
растворы			разделимы	

В патенте [80] было предложено улучшить смазочную жидкость СОЖ со следующим составом в весе: минеральное масло — 1,155-2,364%, оленночая кислота — 0,138-0,282%, триэтаноламин — 0,0825-0,1689%, днэтиленгликоль — 0,0375-0,150%, полииэобутилен — 0,00285-0,0825%, синтетические жирные спирты фракции СС — 0,0135-0,057%, вода до 100%. С помощью добавления поливинилового спирта при следующем соотношении компонентов, вес позволяет повысить стабильность и смазочно-экранирующие свойства жидкости, а устойчивость поливинилового спирта к действию масел, жиров, керосина, разбавленных кислотой и щелочью, обеспечивает сохранение стабильности и смазочно-экранирующих свойств жидкости в процессе их эксплуатации при горячей прокатке алюминия и его сплавов.

В работе [45] проведено исследование параметров прокатки полос из сплава 3104БТ с применением смазки на водной основе с эмульсолом СПЗ (59ц), содержащей олеиновую кислоту, триэтаноламин и масло индустриальное Tandemol SAR 216/3. Концентрация в пределах 4 ÷ 5% приводила к низкой антифрикционной способности данной эмульсии см. рисунок 1.10, в результате чего полоса демонстрировала низкую стабильность свойств.

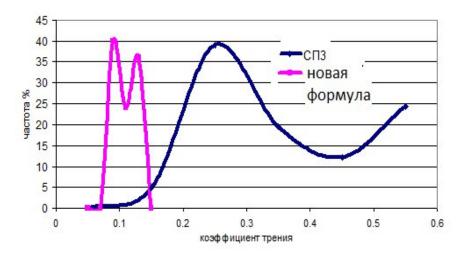


Рисунок 1.10 — Распределение значений коэффициента трения в последней клети непрерывной группы стана горячей прокатки

На основании результатов лабораторных исследований была предложена новая формула эмульсии, содержащая в концентрированном эмульсоле жирные кислоты в количестве  $6.5 \div 7$  % и эфиры жирных кислот  $10 \div 11$  %. Эксперименты показали значительное снижение коэффициента трения, что сказалось существенно на снижении фестонистости ленты. Новая эмульсия также позволяет обеспечить большую стабильность работы.

Однако в ходе эксплуатации эмульсии с экспериментальной формулой были отмечены недостатки:

- 1) хотя новая эмульсия позволяет получать годную по фестонам продукцию (в отличие от эмульсии на СПЗ), доля фестонов, превышающая допустимый уровень в 3%, достаточно велика;
- 2) при горячей прокатке значительный процент полос имеет дефект типа «черных точек», что свидетельствует о том, что чрезмерное количество эмульсии, попадает в очаг деформации и «ококсовывается» при повышенной температуре без присутствия кислорода.

#### Выводы по главе 1

На основании проведенного обзора научных публикаций сделаны следующие выводы:

- 1. Катаная продукция из алюминиевых сплавов востребована во многих современных производственных сферах: в электротехнической, в автомобильной, в судостроительной, транспортной отраслях; в строительстве, машиностроении, в авиастроении в качестве заготовок; имеют очень широкий круг применения при изготовлении корпусов и надстройки судов, танкеров для перевозки сжиженного газа, автомобильных цистерн для наливных грузов, пилотируемых транспортных кораблей, ракетных баков, криогенных резервуаров, подъемных кранов; в пищевой промышленности используется в качестве тары под напитки. Прокатка осуществляется с применением СОЖ. В ряде случаев СОЖ представляет из себя эмульсию по типу вода-масло. Наличие масла в очаге деформации оказывает значительное влияние на процесс, которое необходимо учитывать в расчетах и при регулировании технологического процесса.
- Для расчетов прокатки пользуются уравнением Кармана-Целикова [104], в котором трение описывается законом Амантона-Кулона. Суждения о степени точности и возможности применения закона Амантона-Кулона для определения величины сил трения при обработке металлов давлением очень противоречивы. Из отечественных ученых стоит отметить вклад В.Л. Колмогорова [77],И.Б. Покраса [88], А.П. Грудева [64–66], А.С. Ахматова [46], О.П. Максименко и В.М. Самохвала [84], Г.Л. Колмогорова и Т.Е. Мельниковой [13], В.Л. Мазура [15, 83] и В.И. Тимошенко [15]. Результаты исследований показывают, что условия трения при высоких нормальных давлениях очень сильно отличаются от условий трения при низких нормальных давлениях: при низком нормальном давлении

справедливо применение закона Амонтона-Кулона, но для высоких давлений этот

закон не применим, так как коэффициент трения будет зависеть от величины

давления. Впоследствии были получены модели трения, совмещающие оба подхода: комбинированный закон трения Леванова и модель Ванхейм-Бея.

- 3. При наличии смазки необходимо учитывать ее гидродинамические свойства. Режимы комбинированной трения определяются отношением шероховатости контактируемых поверхностей к толщине масляной пленки. Когда толщина смазки превышает высоту неровностей на слоя инструмента и заготовки, силы трения определяют по законам жидкостного трения.
- 4. Толщина масляной пленки зависит от многих факторов: концентрации масла эмульсии и количества присадок, сплава обрабатываемого материала, шероховатости валков и полосы, величины обжатий и температурно-скоростных параметров прокатки и может быть определена по формуле 1.20.
- 5. При использовании эмульсии ДЛЯ расчета толщины пленки необходимо учитывать поправку на процесс выделения масла из эмульсии. Поэтому вводится параметр, представляющий собой отношение толщин получаемых использовании водной эмульсии масляных пленок, при использовании прокатного масла при тех же параметрах обжатий, скорости прокатки и сопротивления деформации металла, – безразмерная толщина пленки масла Н.
- 6. При горячей прокатки алюминиевых сплавов применяется эмульсия по типу «масло в воде». Современные эмульсии имеют сложный состав, помимо минерального масло в них входят различные присадки (сложные эфиры жирных кислот, смесь жирных кислот, смесь фосфатированных и не фосфатированных жирных спиртов с комплексом специальных добавок и другие функциональные добавки). Благодаря добавкам химических эмульгаторов масло не отделяется от воды с течением времени, однако эмульсии может распадаться от воздействия температуры, поэтому для определения толщины масляной пленки необходима поправка, учитывающая химический состав эмульсии.

7. При осуществлении горячей прокатки на стане горячей прокатки, AO «СМЗ» с применением эмульсии, разработанной в работе [45], на полосе сплава 3104БТ имеются выпады по фестонистости, а также дефекты в виде «черных точек».

# ГЛАВА 2. МАТЕМАТИЧЕСКАЯ МОДЕЛЬ ОЧАГА ДЕФОРМАЦИИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПРОКАТКЕ ТОНКОЙ ПОЛОСЫ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ВОДНОЙ ЭМУЛЬСИИ

# 2.1. Модель определения коэффициента трения в условиях промышленного стана непрерывной прокатки

При управлении процессом горячей прокатки большое значение имеет расчет силовых и кинематических параметров процесса, которые определяют устойчивость процесса и качество полосы после горячей прокатки. В данной работе рассматривается процесс прокатки в чистовых группах станов горячей прокатки алюминиевых сплавов. В данном случае соотношение длины очага деформации к средней толщине больше 1. В этих условиях можно говорить о прокатке тонких полос [100], когда влияние контактного трения превалирует над влиянием внешних, упругих зон полосы. При этом условия контактного трения зависят от условий поступления смазки в очаг деформации, которые в свою очередь зависят от величины давления полосы на валок на входе в очаг деформации. Поэтому важной предпосылкой создания модели контактного трения при прокатке является решение задачи о силовых и деформационных параметрах прокатки.

В работе рассматривается прокатка широких полос (отношение ширины к толщине лежит в диапазон от 20, при прокатке технически чистого алюминия в первой клети непрерывной группы до 400 при прокатке тончайшего размера в последней клети). Поэтому возможно рассматривать случай плоской деформации.

Задача по определению усилия прокатки решалась посредством обратного перерасчета уравнения Кармана–Целикова (2), которое рассчитывает нормальные напряжения по дуге захвата:

$$dp = \left(2\tau_S \mp \frac{\tau}{\tan\varphi}\right) \frac{dh_x}{h_x},\tag{2.1}$$

где p — нормальное напряжение;  $\tau_{s}$  — напряжение сдвига;  $\tau$  — контактные касательные напряжения, которые определяются по методике, изложенной в

разделе 2.2;  $\varphi$  — угол наклона контактной поверхности;  $h_\chi$  — текущая высота полосы.

Для его решения с мониторинговых систем стана были получены следующие данные: обжатия, температуры, усилия прокатки, межклетевые натяжения, толщина полосы, скорости полосы и валков. Расположение зон отставания и опережения определялись положением нейтрального сечения. Для поиска нейтрального сечения использовались следующие формулы:

$$x_n = l - R\sin(\gamma), \tag{2.2}$$

$$\gamma = \arccos\left(\frac{1}{2} + \frac{h_1}{4R} \left[ 1 + \sqrt{\left(1 + \frac{2R}{h_1}\right)^2 - \frac{8R}{h_1}(1+S)} \right] \right), \tag{2.3}$$

где  $x_n$  — положение нейтрального сечения;  $\gamma$  — нейтральный угол, полученный из условия постоянства секущего объема прокатываемого металла; l — длина проекции дуги захвата;  $h_1$  — высота полосы на выходе из клети; R — радиус валка; S — опережение.

Решение уравнения Кармана–Целикова (2.1) в программе реализовано численным методом Эйлера таким образом, чтобы соблюдалось два граничных условия:

$$p_{ex} = \sigma_s - t_f, \tag{2.4}$$

$$p_{in} = \sigma_{s} - t_{b}, \tag{2.5}$$

где  $p_{in}$  — нормальное напряжение на входе;  $p_{ex}$  — нормальное напряжение на выходе;  $\sigma_s$  — предел текучести прокатываемого металла;  $t_f$  — натяжение на выходе;  $t_b$  — натяжение на входе.

с краевыми условиями:

$$P(0) = \sigma_{s} - t_{b}, \tag{2.6}$$

$$P(l_d) = \sigma_{s} - t_f \tag{2.7}$$

решение задачи проводится численным методом.

На рисунке 2.1 изображена блок-схема алгоритма перерасчета.

Задается опережение s (диапазон  $0.01 \div 0.2$ ), проекция дуги захвата разбивается на N частей, вычисляются точки разбиения  $x_i$ , для каждой точки горизонтальная проекция скорости:

$$v_i = \frac{(1+s)\,v_b h_1}{h_i} \tag{2.8}$$

для i > 0 вычисляется шаг по времени:

$$\Delta t_i = \frac{x_i - x_{i-1}}{v_i},\tag{2.9}$$

скорость деформации:

$$u_i = \frac{h_1(1+s)v_b t g(\varphi_i)}{{h_i}^2}.$$
 (2.10)

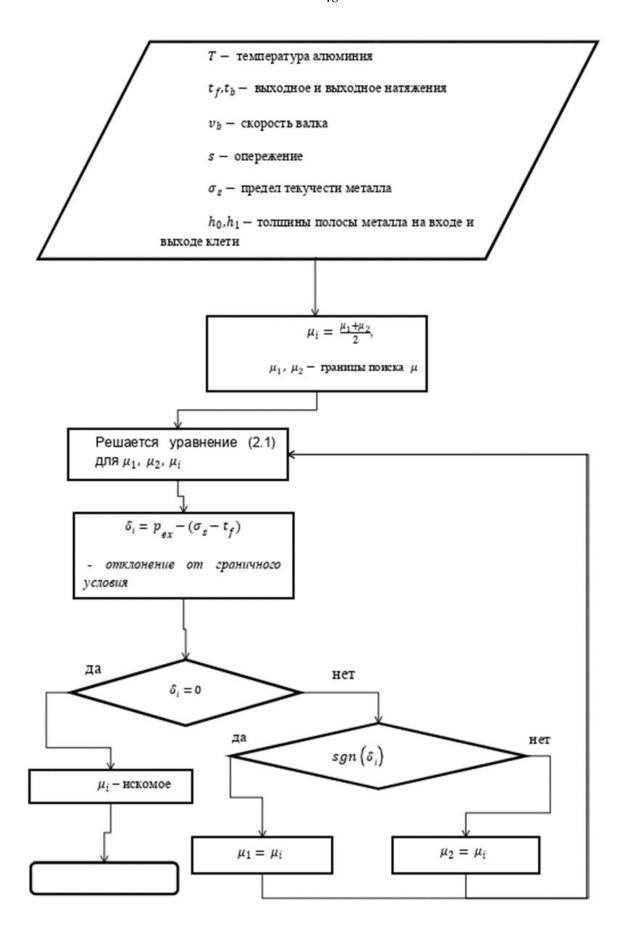


Рисунок 2.1 – Блок-схема алгоритма перерасчета

На рисунке 2.2 показаны три итерации подбора коэффициента трения по Амонтону–Кулону или показателя трения по Прандаля–Зибелю, в зависимости от выбранного закона. Первый график соответствует ситуации, при которой краевое условие  $p_{ex}-(\sigma_s-t_f)>0$ , следовательно, коэффициент трения выше искомого значения; на втором краевое условие  $p_{ex}-(\sigma_s-t_f)<0$ , а коэффициент трения ниже искомого; на третьем  $p_{ex}-(\sigma_s-t_f)=0$ , то есть граничное условие выполняется – подобран правильный коэффициент трения.

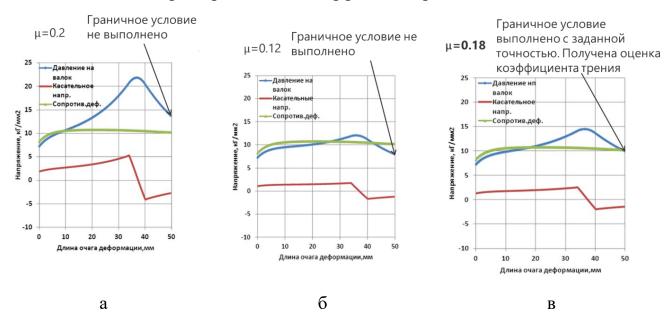


Рисунок 2.2 – Определение коэффициента трения методом перерасчета: а) итерация № 1; б) итерация № 2; в) итерация № 3

Реологические свойства обрабатываемых материалов необходимых для определения  $\sigma_T$ , были получены экспериментальным путем на установке Gleeble и описаны уравнением Селларса для алюминиевых сплавов:

$$\sigma_s = \frac{1}{\alpha} \left( \operatorname{arcsh} \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right),$$
 (2.11)

$$Z = \dot{\varepsilon} \exp\left(\frac{Q}{RT}\right). \tag{2.12}$$

Таким образом, вышеописанная методика позволяет, варьируя параметры прокатки и используя зависимости (2.1-2.12), определять коэффициент трения

(или показатель трения) при горячей прокатке алюминиевых сплавов в промышленных условиях.

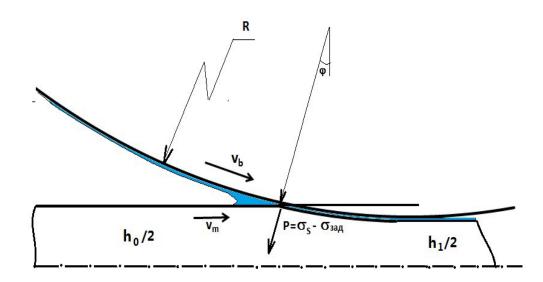
# 2.2. Математическая модель контактных напряжений при прокатке с применением водной эмульсии

Для расчета величины касательных напряжений на контактной поверхности рабочих валков и полосы при плоской прокатке со смазкой предлагается математическая модель, учитывающая режимы трения, возможные при прокатке:

- сухое трение;
- граничное трение;
- гидродинамическое трение.

Базовые положения модели основаны на методе учета фактической поверхности контакта гладкого инструмента с шероховатой полосой, предложенного Wanheim T. и Bay N. [30,31], и гидродинамической теории подачи смазки в очаг деформации, изложенной во многих руководствах, например в [65].

Согласно гидродинамической теории, смазка подается в очаг деформации в результате действия сил трения на жидкую смазку со стороны поверхностей валков и полосы, как проиллюстрировано на рисунке 2.3.



### Рисунок 2.3 – Подача смазки в очаг деформации

Толщина слоя смазки в точке входа в очаг деформации рассчитывается по формуле:

$$\xi = \frac{3\eta\Theta(\nu_{\rm B} + \nu_{\rm II})}{\alpha(1 - e^{-\Theta(\sigma_{\rm T} - \sigma_{\rm B})})} , \qquad (2.13)$$

где  $V_{\scriptscriptstyle B}$  -линейная скорость валка;

 ${
m v}_{\scriptscriptstyle \Pi}$  — скорость движения металла во входном сечении очага деформации;

 $\theta$  — коэффициент зависимости вязкости смазки от давления;

 $\varphi$  — угол захвата;

 $\sigma_{S_{\mathrm{BX}}}$  — предел текучести во входном сечении очага деформации;

 $\sigma_{\text{зад}}$  — заднее натяжение;

 $\eta$  — динамическая вязкость масляной фазы смазки, рассчитывается по формуле:

$$\eta = \eta_0 e^{\alpha \Delta P} \,, \tag{2.14}$$

где  $\eta_0$  – вязкость жидкости при изначальном давлении;

α – коэффициент давления-вязкости;

 $\Delta P$  – разница между изначальным и повышенным давлением.

Толщина слоя смазки, рассчитанная по формуле (2.13), справедлива при использовании прокатного масла. При использовании эмульсии «масло в воде» данная формула справедлива с учетом поправки на процесс выделения масла из эмульсии. В зависимости от концентрации эмульсии, размера частиц масла и условий подачи СОЖ количество масла на входе в очаг деформации может оказаться недостаточным для формирования пленки толщиной  $\xi_w$ , рассчитанной по формуле (2.13). Поэтому вводится параметр H — безразмерная толщина пленки масла, — представляющий собой отношение толщин масляных пленок, получаемых при использовании водной эмульсии  $\xi$  и использовании прокатного масла  $\xi_w$  при тех же параметрах обжатий, скорости прокатки и прочности металла.

$$H = \frac{\xi}{\xi_w}.\tag{2.15}$$

Авторы [20] предположили, что в начале зоны захвата эмульсии в клин между валком и полосой давление равно атмосферному, на входе в очаге деформации давлению металла на валок, и исходя из условия сохранения объема масла, захваченной масляной фазы получили соотношение для *H*:

$$H^{2} - (A^{2} + 2A)H + A^{2} = 0. (2.16)$$

Коэффициент A, характеризующий поступление масляной фазы в зону смазочного клина, равен

$$A = \frac{C\phi d}{\phi_i \xi_w},\tag{2.17}$$

где C – коэффициент захвата эмульсионных частиц;

 $\phi$  – объемная доля масляной фазы в эмульсии;

d<sub>эмул</sub> – средний диаметр эмульсионных частиц;

 $\phi_i$  – объемная доля масляной фазы на входе в очаг деформации.

В расчетах принимают  $\phi_i=1$ , тогда  $A=C\phi d/\xi_w$ , а квадратное уравнение (2.16) может быть записано относительно  $\xi$ 

$$\xi^2 \left( \frac{1}{\left( C\phi d_{_{\mathcal{SMY}}} \right)^2} \right) + \xi \left( -\frac{2}{C\phi d_{_{\mathcal{SMY}}}} - \frac{1}{\xi_w} \right) = 0.$$
 (2.18)

Фактор захвата эмульсионных частиц является безразмерной величиной и описывает влияние взаимодействия частиц эмульсии с жидкостной основой СОЖ (водой) в зоне подачи и зоне концентрации частиц на толщину масляной пленки. На рисунке 3.13 (данные работы [20]) показаны результаты эксперимента по исследованию влияния объемной доли масла в эмульсии на толщину масляной пленки, средний диаметр частиц смазки составлял 15–20 мкм.

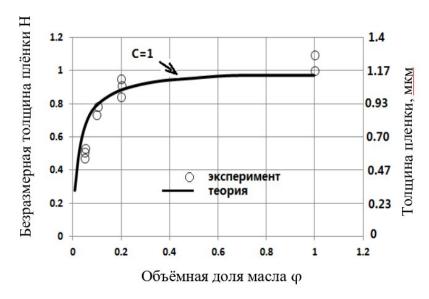


Рисунок 2.4 — Экспериментальные данные по коэффициенту захвата C [88]

Из рисунка 2.4, видно, что при скорости прокатки 0.25 м/c, соответствующей минимальным значениям скорости прокатки на промышленных станах, значение коэффициента C может быть принято равным 1. При этом в эксперименте, описанном в [20], капля эмульсии наносилась на поверхность проката перед захватом, а на современных прокатных станах имеются коллектора систем охлаждения, подающие эмульсию под давлением на полосу и на валки на входе в очаг деформации (рис. 2.4). Поэтому для расчета горячей прокатки алюминиевых сплавов на стане 2800 допускается величину коэффициента захвата эмульсии считать равным 1 (C = 1).

Поверхности жесткого валка и пластически деформируемой полосы образуют между собой периодически повторяющиеся свободные объемы высотой  $\rho$  (комбинированная шероховатость) и периодом t, как показано на рисунке 2.5а, что соответствует конфигурации рассмотренной в [30].

При наличии потока смазки в очаг деформации пространство между выступами заполняется смазкой. Объем смазки на одну впадину вычисляется исходя из того, что время заполнения равно времени входа в очаг деформации участка поверхности длинной t:

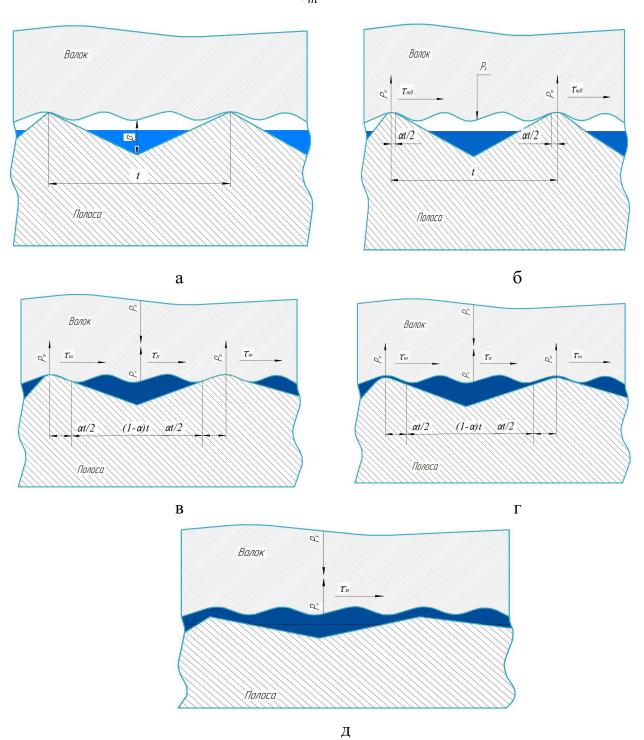
$$V_{\xi} = Q_{\xi} \frac{t}{v_m}, \tag{2.19}$$

где  $Q_{\xi}$  — поток смазки в точке входа в очаг деформации, определяемый формулой:

$$Q_{\xi} = \xi (v_b + v_m)/2.$$
 (2.20)

Подставляя (2.19) в (2.18):

$$V_{\xi} = t\xi \frac{(v_b + v_m)}{2v_m}. (2.21)$$



### Рисунок 2.5 — Заполнение смазкой шероховатостей поверхности прокатываемого изделия

Кажущаяся поверхность контакта равна t, рассматривается плоская задача и размер в направлении перпендикуляра к плоскости рисунка равен 1. Под воздействием инструмента выступы деформируются и образуется истинная поверхность контакта, которая составляет долю  $\alpha$  от t. В соответствии с [30] предполагается, что на сплющенных поверхностях касательное напряжение пропорциональны пределу текучести материала при чистом сдвиге (рис. 2.56):

$$\tau = m\tau_{\rm S} = m\frac{\sigma_{\rm S}}{\sqrt{3}}.\tag{2.22}$$

Использование коэффициента  $m_0$  указывает на то, что в модели рассматривается как состояние наличия адгезии металла к инструменту  $m_0=1$ , так и отсутствие m<1. Коэффициент m=1 соотносится с фактом наличия адгезии металла к инструменту, а m<1 – с ее отсутствием. Физический смысл коэффициента m в том, что на поверхностях металла и валка имеется разделяющий их слой поверхностно-активных молекул. При расчетах по предлагаемой модели  $m_0$  является адаптивным коэффициентом, позволяющим учитывать свойства прокатываемого материала и используемой смазки.

В [30] методом линий скольжения решена задача о пластической деформации выступов и получена выраженная графически зависимость  $\alpha$  от m и давления со стороны инструмента (рис. 1.1). Давление выражено как доля предела текучести материала  $p_k = P/\sigma_s$ , здесь P давление металла на валок.

Представленные на рисунке 1.1 результаты в настоящей работе выражены аналитически как функция  $\alpha$  от показателя трения m и  $p_k$ :

$$\alpha = A(p_k, m). \tag{2.23}$$

Предлагаемая модель трения при прокатке ориентирована на численное решение уравнения равновесия при допущении о плоском деформированном состоянии, а также о том, что сечения плоские на входе в очаг деформации остаются плоским при прохождении очага деформации. То есть допущения, наиболее часто встречающиеся в инженерных расчетах и достаточно хорошо

применимые при прокатке с показателем отношения длинны очага деформации к средней толщине проката больше 1.

Численное решение производится последовательными вычислениями давления металла на валок и касательного напряжения с шагом вдоль очага деформации. При этом величина давления металла на валок  $p_k$  может как нарастать, так и убывать, что приводит к изменению фактической поверхности контакта и/или распределения смазки.

Возможные условия трения проиллюстрированы на рисунке 2.5. Характер трения зависит от соотношения объема пространства между выпуклостями  $V_{\alpha}$  на поверхности проката и объемом поступившей смазки  $V_{\xi}$ :

$$V_{\alpha} = \rho t (1 - \alpha)^2$$
. (2.24)

Условие  $V_{\alpha} > V_{\xi}$  соответствует сухому трению (рис. 2.5б), в этом случае касательное напряжение равно:

$$\tau_m = \alpha m \tau_s = m \tau_s A(p_k, m), \tag{2.25}$$

где  $au_{\scriptscriptstyle S} = \frac{\sigma_{\scriptscriptstyle S}}{\sqrt{3}} -$  предел текучести при чистом сдвиге.

Значение m является базовым значением показателя трения и может меняться в зависимости от условий прокатки и состояния смазки.

При росте нагрузки  $\alpha$  будет расти, а  $V_{\alpha}$  уменьшаться. Возникает ситуация, когда смазка будет сжиматься, оказывая дополнительное сопротивление давлению валка на металл (рис. 2.5в). Дополнительное давление смазки будет вычисляться как:

$$p_H = k \frac{\left(V_{\xi} - V_{\alpha}\right)}{V_{\xi}},\tag{2.26}$$

где k – коэффициент сжимаемости смазки.

В этом случае условие равновесия будет записано как:

$$p_k = \alpha p_m + (1 - \alpha) p_H. \tag{2.27}$$

Подставив (2.26) в (2.27), затем значения объемов, формулы (2.21) и (2.24), и исключив  $p_H$  из (2.27) получаем уравнение, связывающее  $p_m$  и  $\alpha$  и, учитывая (2.25), получаем систему уравнений для определения этих величин:

$$\frac{k\rho v_m}{\xi(v_b + v_m)} (1 - \alpha)^3 + (p_m - k)(1 - \alpha) + (p_k - p_m) = 0$$

$$A(p_m, m) - \alpha = 0$$
(2.28)

Данная система уравнений решается численно, после этого  $p_H$  находится из уравнения (2.26). В данном случае имеет место переход от сухого трения (рис. 2.5в) к граничному трению. В этом случае касательные напряжения получают две составляющие: трение на контакте поверхностей металла и инструмента, разделенных тонким слоем поверхностно-активных молекул:

$$\tau_m = m\tau_s A(p_m, m), \tag{2.29}$$

и гидродинамическую составляющую:

$$\tau_h = \eta \frac{2(v_b - v_m)}{\rho},\tag{2.30}$$

где  $\eta$  — вязкость смазки при давлении  $p_H$ ;

Значение касательного напряжения будет равно:

$$\tau_m = \alpha \tau_m + (1 - \alpha) \tau_h. \tag{2.31}$$

Если при расчете контактных напряжений на некотором шаге і нормальное давление снизилось, т.е.  $p_{ki} < p_{ki-1}$ , то при формальном определении значений из системы (2.28) должно быть  $\alpha_i < \alpha_{i-1}$ , что невозможно, так как выпуклости деформированы пластически. В этом случае часть смазки, сжатой во впадине между выпуклостями, за счет снижения давления поступит на поверхность контакта, снижая величину контактного трения. Данная ситуация иллюстрируется на рисунке 2.5г. При значительном снижении давления количество жидкой смазки, разделяющей твердые поверхности валка и полосы, может достигнуть величины, при которой гидродинамическое трение будет наблюдаться по всей длине контакта (рис. 2.5д). Даная ситуация может возникнуть, если уже до деформации выпуклостей, т.е. при  $\alpha = 0$ , объем подаваемой смазки  $V_{\xi}$  значительно превышает объем впадин  $V_{\alpha}$ . Для того, чтобы моделировать процесс перехода от режима смешанного трения (рис. 2.5д) к режиму гидродинамического трения (рис. 2.5г), вводится параметр — толщина смазки на контакте твердых поверхностей, обозначаемая  $\xi_1$ . Предполагается, что касательное напряжение

изменяется от значения при граничном режиме трения (2.29) до значения, соответствующего гидродинамическому трению (2.30), изменяется пропорционально  $\xi_1$ , вычисляемой по формуле:

$$\xi_1 = \xi \frac{(v_b + v_m)}{2v_m} - \rho (1 - \alpha)^2. \tag{2.32}$$

Предполагается, что гидродинамический режим трения возникнет на поверхности контакта валка и металла в том случае, если  $\xi_1$  превысит значение на один порядок меньший, чем значение  $\rho$ . Выражение для  $\tau$ , справедливое при  $\xi_1 < \rho/10$ :

$$\tau = \tau_m \left( 1 - \frac{10\xi_1}{\rho} \right) + \tau_H \frac{10\xi_1}{\rho}; \tag{2.33}$$

при  $\xi_1 \ge \rho/10 \ \tau = \tau_H$ :

$$\tau_H = \eta \frac{2(v_b - v_m)}{(\rho + \xi_1)},\tag{2.34}$$

где  $\alpha_i$  получена в результате решения системы (2.28) для  $p_{ki}$ .

если  $p_k \le 1.308$  то вычисление значений функции  $A(p_k,m)$  производится по формуле:

$$\alpha = C(m) p_k / p_{lin}, \tag{2.35}$$

если  $p_k > 1.308$ ., то по формуле:

$$\alpha = A(p_k, m) = C(m) + D(m)(1 - \exp(B(m)(p_k - 1.308))),$$
 (2.36)

Функции C(m),D(m),B(m) вычисляются с помощью аппроксимации кубическим сплайном, узловые значения приведены в таблице 2.1, графики функций на рисунке 2.6.

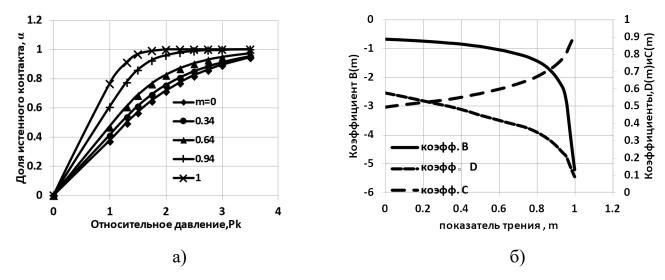


Рисунок 2.6 — а) графики функции  $A(p_k,m)$  для различных значений m; б) графики функций C(m), D(m), B(m), входящих в выражение (2.36)

Таблица 2.1 – Узловые значения сплайн аппроксимации функций из соотношения (2.35)

Показатель трения т	D(m)	B(m)	C(m)
0	0.57731	-0.6877	0.49419
0.34	0.49524	-0.8316	0.53728
0.5	0.44832	-0.9583	0.56942
0.64	0.405	-1.1251	0.60693
0.77	0.36336	-1.3536	0.65378
0.87	0.3	-1.762	0.71089
0.94	0.22776	-2.4067	0.77335
0.96	0.20028	-2.9678	0.81

Блок схема алгоритма показана на рисунке 2.7.

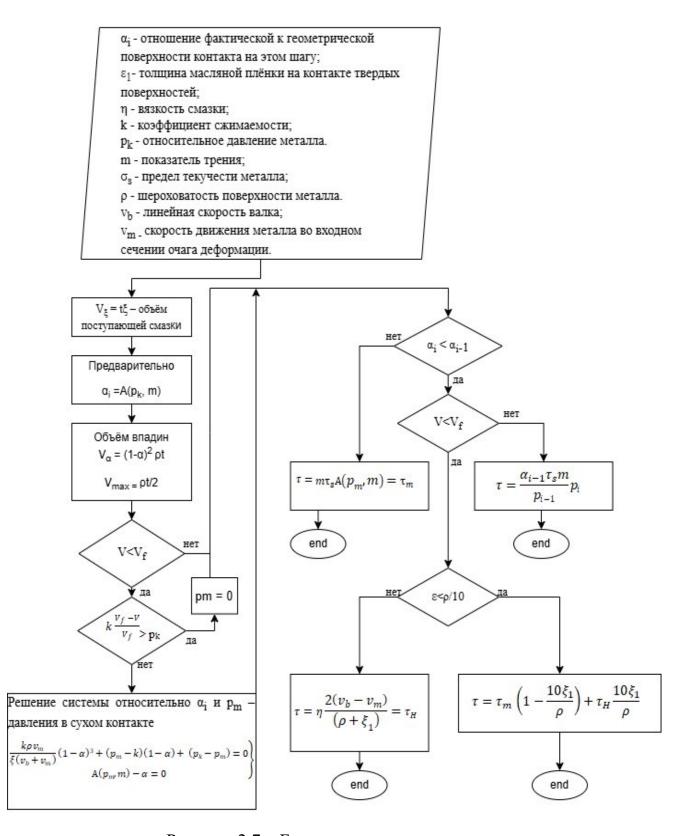


Рисунок 2.7 – Блок схема алгоритма расчета

# 2.3 Теоретический анализ режимов работы непрерывной группы клетей с учетом модели контактных напряжений

Для определения влияния концентрации и размеров частиц масляной фазы в эмульсии на безразмерную толщину масляной пленки и отношение рассчитанной толщины масляной пленки к комбинированной шероховатости были проведены безразмерной толщины пленки в условиях прокатки в непрерывной группы стана горячей прокатки 2800. Результат представлен на рисунке 2.8. Расчет для первой клети стана (рис. 2.8а) показывает, что при прокатки, большом невысокой скорости угле захвата И повышенной комбинированной шероховатости толщина масляной пленки и отношение ее к шероховатости  $\lambda$  мало зависят как от размеров частиц масляной фазы, так и от концентрации эмульсии: все изменение H лежит в пределах  $0.94 \div 1.00$ ,  $\lambda$  в пределах 0.014 ÷ 0.015. Тип трения в этом случае близок к сухому и величина трения снижается только за счет адсорбции поверхностно-активных веществ на поверхностях металла и валков. Высокое значение сил трения подтверждается наблюдаемыми высокими значениями опережения (до 16 %).

Работа смазки для последнего прохода, отличающегося на порядок более высокой скоростью и меньшим углом дуги контакта сильно зависит от размера частиц смазки И концентрации эмульсии. Показатель снабжения деформации смазкой  $\lambda$  для случая прокатки в последней клети стана (рис. 2.8б) достаточно высок, при реальных размера частицы масла 50 мкм и концентрации эмульсии 5% достигает значения 0.7, что говорит о возможности перехода от гидродинамическому режиму граничного трения К трения. используемых на станах эмульсиях с размером части масла менее 50 мкм и концентрации 4 ÷ 5% трение наиболее вероятно остается граничным. Но переход к гидродинамическому режиму возможен при прокатке тончайших размеров на максимальных скоростях, о чем свидетельствуют близкие к нулю и в отдельных случаях отрицательные значения опережения (пробуксовка).

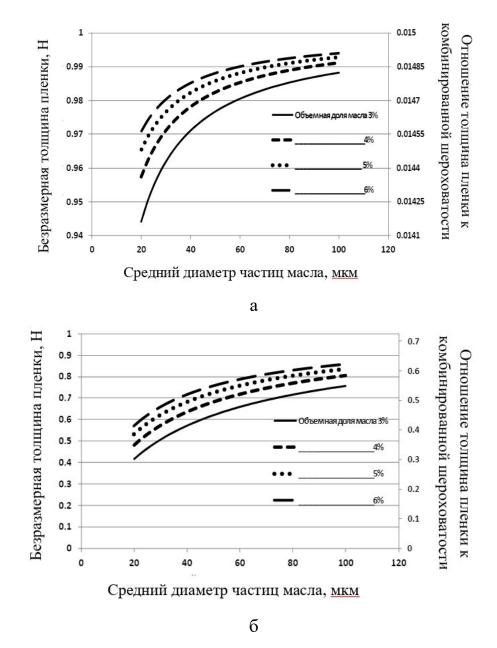


Рисунок 2.8 – Поток смазки на входе в очаг деформации, с учетом соотношения  $\xi = H \xi_{\scriptscriptstyle W}$ 

Модель контактного взаимодействия валка и полосы была применена для определения показателя трения в режиме смешанного (полужидкостного) трения и для построения эпюр контактных напряжений. Расчеты, произведенные по модели трения, показаны на рисунках 2.9 и 2.10. Параметры, использованные при расчетах, показаны в таблице 2.2.

Таблица 2.2 – Значения, использованные при расчетах

Параметр	Значение	Размерность
Базовое значение динамической вязкости	0.054	N*s/m**2
Коэффициент вязкость – температура, Kt	0.038	1/°C
Коэффициент вязкость – давление, Кз	2.90E-08	1/Pa
Коэффициент объемного сжатия смазки, К	4.00E+09	Pa
Исходная толщина полосы, Н0	4.7	mm
Конечная толщина полосы, Н1	2.4	mm
Диаметр валка	650	mm
Температура валка	80	1/°C
Температура полосы	350	1/°C
Шероховатость (высота выступов), р	1	mkm

На рисунке 2.9 показана зависимость касательного напряжения от величины относительного давления  $P_k$ , участки быстрого нарастания значения касательного напряжения соответствуют сухому трению, участки смешанного трения имеют линейный характер нарастания.

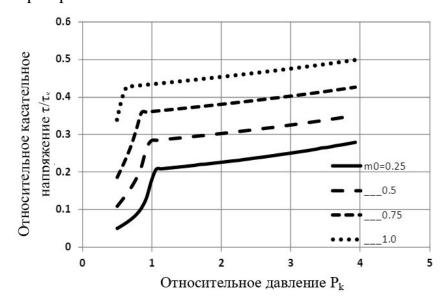


Рисунок 2.9 – Зависимость касательного напряжения от давления

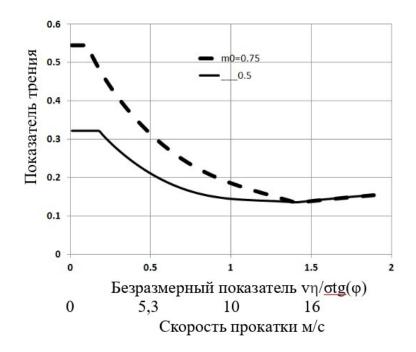


Рисунок 2.10 – Кривые Штрибека

На рисунке 2.10 представлены расчетные кривые Штрибека, видно, что при реальных скоростях горячей прокатки гидродинамический режим трения при данных условиях расчета (табл. 2.2) не достигается.

При этом толщина масляной пленки на входе в очаг деформации рассчитывалась по формуле (2.31), а касательное контактные напряжение рассчитывалось по одной из формул (3.28–2.30) согласно алгоритму расчета, показанному на блок-схеме (рис. 2.8). Результаты расчетов представлены на рисунках 2.12 и 2.13.

Кривые 1 и 2 на рисунке 2.11 соответствуют условиям граничного трения. С ростом величины *m* увеличивается как фактическая контактная поверхность, выражаемая параметром α, так и контактное напряжение на этой поверхности, что приводит к быстрому росту величины давления металла на валок. Кривые 3 и 4 получены в результате расчетов с нереально высокими для практики прокатки скоростями для иллюстрации того, как увеличение объема смазки усиливает гидродинамическую составляющую трения, кривая 3 представляет смешанное трение, кривая 4 – гидродинамическое трение.

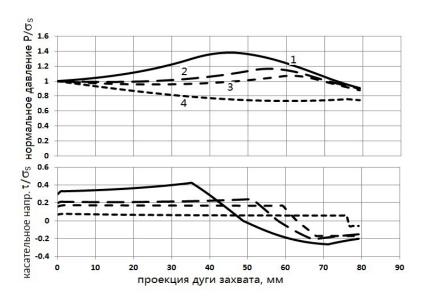


Рис. 2.11 — Эпюры контактных напряжений по проекции дуги захвата при прокатке с толщины 50 до 30 мм. 1) — скорость прокатки 20 м/мин (m=0.25); 2) — скорость прокатки 20 м/мин, 3)—300 м/мин, 4)—600 м/мин (m=0.4)

Расчет прокатки полосы с 50 на 30 мм, кривые 1 для прокатки с m=0.25, скорость прокатки 20 м/мин; кривые 2, 3,4 m=0.4; скорость прокатки 2–20 м/мин, 3–300 м/мин, 4–600 м/мин. Остальные использованные при расчете параметры соответствуют таблице 2.2.

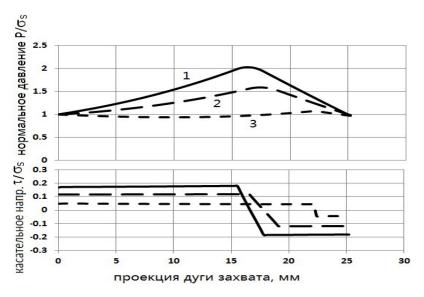


Рис. 2.12 — Эпюры контактных напряжений по проекции дуги захвата при прокатке с толщины 5.0 до 3.0 мм. 1) — скорость прокатки 300 м/мин (m=0.25); 2) — скорость прокатки 300 м/мин, 3–1200 м/мин (m=0.4)

Расчет прокатки полосы с 5.0 на 3.0 мм. Кривые 1 для случая прокатки с m = 0.25, скорость прокатки 300 м/мин; кривые 2, 3 с m = 0.4, скорость прокатки 2—300 м/мин, 3—1200 м/мин. Остальные использованные при расчете параметры соответствуют данным таблицы 3.5.

Кривые 1 и 2 на рис. 2.12 соответствуют условиям граничного трения. Кривая 3 соответствует гидродинамическому режиму.

#### Выводы по главе 2

- 1. Ha базе уравнения Кармана-Целикова разработана модель определения коэффициента трения по Амонтону-Кулону или показатель трения по Прандалю–Зибелю в условиях промышленной прокатки. Модель численным методом определяет искомую величину обратным пересчетом. Данные по усилию прокатки, температуры полосы, скорости прокатки и величина опережения Реологические мониторинговых стана. свойства поступают систем рассчитываются по уравнению Селларса с параметрами, полученными в ходе экспериментального исследования на установке Gleeble 3800.
- 2. Разработана математическая модель контактных напряжений при прокатке с применением водной эмульсии. Модель основа на положении, что истинная площадь контакта между валком и полосой меньше геометрической, а при увеличении давления она увеличивается. Доля истинной площади определяется функцией от нормального давления и показателя трения (по Зибелю). Для разработки модели принята схема контактирования шероховатой полосы с гладкими валками. Поверхность пластически деформируемой полосы представлена в виде выступов заданной высоты, периодично повторяющихся. При поступлении потока смазки в очаг деформации пространство между выступами заполняется смазкой. Во время прокатки при нарастании давления происходит деформация выступов на заготовке и свободный объем между выступами уменьшается. Смазка упруго сжимается и создает дополнительное сопротивление деформации. Если при расчете контактных напряжений на

некотором шаге нормальное давление снижается, то часть смазки, сжатой во впадине между выпуклостями, поступит на поверхность контакта, снижая величину контактного трения. В этом случае величина касательного контактного напряжения определяется двумя составляющими. Первая определяется по условию Зибеля, вторая ПО закону жидкостного трения. Bec влияния составляющих определяется толщиной масляной пленки. При значительном количество жидкой смазки, снижении давления разделяющей твердые больше поверхности валка полосы, может достигнуть величины комбинированной шероховатости, в этом случае при расчете используется закон жидкостного трения по всей длине контакта.

3. Разработанная модель была применена для расчета показателя трения и построения эпюр контактных напряжений в диапазоне параметров прокатки, характерных для промышленного производства алюминиевой ленты. При этом толщина масляной пленки на входе в очаг деформации и касательное напряжение рассчитывалась согласно разработанному алгоритму. Результаты расчетов показали, что в диапазоне параметров обработки на стане горячей прокатки режим трения может варьироваться от граничного до полужидкостного. С ростом т увеличивается как фактическая контактная величины показателя трения поверхность, выражаемая параметром  $\alpha$ , так и контактное напряжение на этой поверхности, что приводит к быстрому росту величины давления металла на повышении скорости прокатки увеличивается объем смазки, валок. При втягиваемой деформации, увеличивается очаг И гидродинамическая составляющая трения.

### ГЛАВА 3. ЛАБОРАТОРНО-ПРОМЫШЛЕННЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ

# 3.1 Система контроля и регулирования технологическими процессами стана горячей прокатки 2800

Линия горячей прокатки АО СМЗ была спроектирована и изготовлена на Новокраматорским машиностроительным заводе. После ряда модернизаций линия производит рулоны и плиты из алюминиевых сплавов, толщиной от 2,2 мм до 60 мм, шириной от 1100 мм до 2150 мм, массой рулона до 20 т.

В состав линии горячей прокатки входит реверсивная клеть черновой прокатки, пятиклетевая непрерывная группа (рис. 3.1) и подпольная моталка для смотки полосы в рулон. Прокатные клети типа кварто. Технические характеристики стана представлены в приложении А.



Рисунок 3.1 – Непрерывная группа стана горячей прокатки

Толщина на выходе из стана измеряется рентгеновским толщиномером и профилемером, которые обеспечивают бесконтактное измерение горячей полосы. Результаты измерений поступают в АСУТП для автоматического регулирования клетей F4 и F5. Измеренные значения детектора передаются на высокопроизводительный компьютер для обработки результатов.

Схематично измерительная система стана представлена на рисунке 3.2 (для упрощения изображено только три клети).

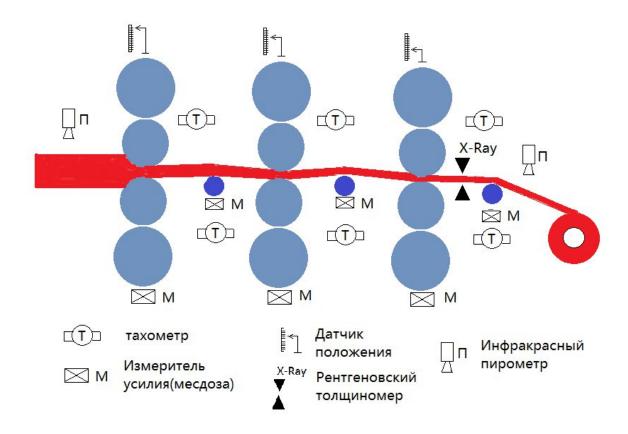


Рисунок 3.2 – Схема измерительной системы стана

Во время прокатки система измерения регистрирует следующие параметры (таблица 3.1): обжатия (датчиками положения), температуру раската и полосы на выходе из клети F5, усилие прокатки (месдозы под подушками опорных валков), межклетевые натяжения (месдозы в роликах натяжения), толщину полосы и ее профиль (рентгеновские толщиномер и профилемер), скорость полосы и вращения рабочих валков (тахометры на роликах натяжения и на рабочих валках).

В процессе прокатки оператор контролирует усилие прокатки, скорость клетей, толщину полосы, профиль полосы, перекос валков, клиновидность полосы, температура полосы на выходе из клети F5. При необходимости оператор имеет возможность корректировать скорость прокатки, величину противоизгиба и величину перекоса рабочих валков.

Смотка полос в рулон осуществляется с помощью моталки подпольного типа.

Таблица 3.1 — Средства измерения, использованные в системе управления непрерывной группой

Измеряемый	Наименование	Диапазон	Точность
параметр	прибора	измерения	измерения
Толщина и профиль полос	Электронный микрометр	0 ÷ 25 мм	1 мкм
Температура раската и полосы	Пирометр SDR3000	0 ÷ 700 C	1⊕C
Раствор валков клети 1–3	Темпосоник серия R, модель RP/RH	0 ÷ 150 мм	5 мкм
Раствор валков клети 4-5	Sony-Magnescale	$0 \div 100 \text{ mm}$	1 мкм
Усилие прокатки	Месдозы Kelk	0 ÷ 15000кН	0.05% верхней границы диапазона
Межклетевое натяжение	Месдозы Kelk	0 ÷ 1500 N	0.05% верхней границы диапазона
Скорость движения полосы	Тахометр AVTRON K661	0 ÷ 1000 об/мин	0.1% верхней границы измерений
Толщина полосы на выходе стана	Толщиномер рентгеновский Eberlin-radiometry	1 ÷ 30 мм	точность измерения 0.1% верх. знач. шкалы, но не хуже 1 мкм
Профиль полосы на выходе стана	Толщиномер рентгеновский – сканирующий Eberlin	1 ÷ 30 мм	точность измерения 0.1% верх. знач. шкалы, но не хуже 1 мкм

Для обеспечения устойчивого захвата полосы скорость вращения барабана моталки на 0,6 м/с выше скорости клети F5. Рабочая скорость моталки включается автоматически после захвата полосы клетью F4 стана горячей прокатки. Управление моталкой может быть, как автоматическим, так и ручным; натяжение полосы осуществляется барабаном моталки; натяжение на моталке устанавливается оператором непрерывной группы.

Прокатка осуществляется с применение СОЖ. СОЖ представляет собой эмульсию типа «масло–вода» со специальными присадками. На рисунке 3.3 показана секционная система охлаждения стана горячей прокатки 2800. Система оснащена 10 рядами сопел (рис. 3.4), по пять на валок. Сопла формируют плоскую струю.

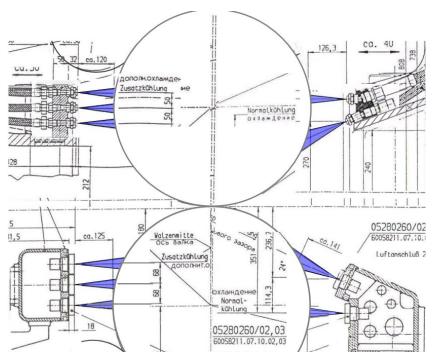


Рисунок 3.3 — Секционная система охлаждения стана горячей прокатки 2800



Рисунок 3.4 – Форсунки системы СОЖ непрерывной группы

Плоская струя характеризуется углом раскрытия  $\varphi_1$ , наклоном струи к оси валка  $\varphi_1$  и углом направления подачи СОЖ с нормалью к поверхности валка  $\varphi_1$ .

Схема циркуляции эмульсии в системе представлена в приложении А. Регулирование расхода эмульсии, подаваемой на стан, производится по устной заявке прокатчика с пульта управления станом.

Оборудование, входящее в состав системы подачи СОЖ, и его технические характеристики представлены в приложении Б.

#### 3.2 Лабораторный стан

Лабораторная прокатка представляет собой один из способов физического моделирования процесса промышленной прокатки. При помощи лабораторного стана возможно воспроизвести не только абсолютные значения температур и деформации, но и характер неравномерности температуры, а также схему напряженно-деформированного состояния металла.

Моделирование процесса прокатки слитков из сплавов 5ххх проводилось на лабораторном стане K220-75/300 (рис. 3.5). Технические характеристики стана представлены в таблице 2.6.



Рисунок 3.5 – Лабораторный стан К220-75/300

Таблица 3.2 – Технические характеристики стана

Тип стана	Кварто
Диаметр рабочих валков	75 мм
Диаметр опорных валков	220 мм
Длина бочки валков	300 мм
Скорость прокатки	0-24 м/мин
Мощность привода	45 кВт пост. тока
Электромеханическое нажим	ное устройство
Точный ход	1,5 мм/мин
Ускоренный ход	40 мм/мин
Усилие прокатки, макс	560 кН
Минимальная толщина	
после прокатки	0,05 мм
Шероховатость прокатных валков	Ra 0,1 мкм

Стан оснащен системой измерения усилия проката на основе тензометрических датчиков, установленных в станину стана. Усилие прокатки определяется исходя из величины упругой деформации станины, которая контролируется пьезоэлектрическими датчиками, установленными на каждой стойке. Сигнал со всех стоек усредняется и обрабатывается измерительным прибором фирмы «Kistler». Измерительная цепь состоит из пьезоэлектрического преобразователя (датчика), кабеля, усилителя заряда и программы для сбора, анализа и отображения данных (рис. 3.6).

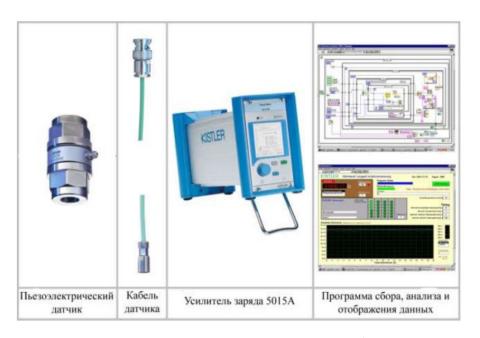


Рисунок 3.6 – Система измерения усилия на лабораторном стане

Нагрев испытательных образцов производился в печи THERM CONCEPT КМ 70/06/A.

## 3.3 Определение реологических свойств

Исследование процессов горячей деформации в лабораторных условиях осуществлялось на модуле Hydrawedge физического симулятора Gleeble 3800. Усилие, прикладываемое к образцу, обеспечивает гидравлическая система комплекса. Нагрев образца, помещаемого в рабочую камеру с низким вакуумом, осуществляется прямым пропусканием через него электрического тока. Деформация цилиндрических образцов диаметром 10 мм и высотой 18 мм (рис. 3/7) осуществлялась одноосевой осадкой при температурах 350, 375, 400, 425 и 450 °C со скоростями деформации 0,01; 0,1; 1 и 10 с<sup>-1</sup>. В процессе эксперимента фиксировалась температура образца  $T_{oбp}$ ; усилие деформации F и текущее значение высоты образца h.

На цилиндрическую поверхность образа контактной сваркой приваривалась термопара K-type (хромель-алюмель). Торцевые поверхности образца для лучшей электро- и теплопроводности между бойками и образцом обрабатывались следующим образом: к каждой поверхности прилегали слои молибденовой и

графитовой фольги, смазанные жаростойкой никелевой смазкой. Образец помещался между бойками испытательной машины и удерживался в них с помощью приложенной сжимающей нагрузки 0,2 кH, которая сохранялась до выдержки образца при температуре испытания. После этого производилась откачка воздуха из рабочей камеры испытательной машины. При достижении степени вакуума  $3x10^{-3}$  торр образец нагревался прямым пропусканием тока до температуры испытания со скоростью 5 °С/сек, после чего выдерживался при этой температуре 60 сек, для выравнивания температуры по сечению образца. Далее проводилась деформация с истинной степенью деформации 0,7, с различными скоростями. Скорость охлаждения не задавалась, после испытания образец охлаждался вместе с бойками, при этом скорость охлаждения равномерно падала от 5 °С/сек до 1 °С/сек.

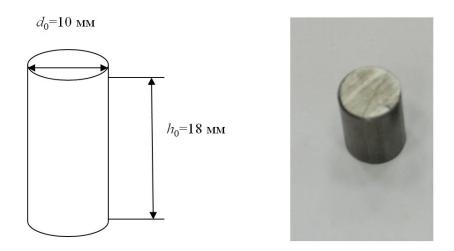


Рисунок 3.7 – Схема вырезки и размеры образцов для одноосного сжатия

Автоматически с помощью встроенной программы рассчитывались истинная (логарифмическая) деформация  $\varepsilon = \ln(\frac{h0}{h1})$  и сопротивление деформации p с предположением о неизменности объема образца  $S_0h_0 = Sh$  и сохранения им цилиндрической формы в процессе испытания:

$$p = \frac{F}{S} = \frac{4F}{\pi d^2} = \frac{F}{\frac{\pi^h_0}{4h} d_0}.$$
 (3.1)

Здесь  $h_0$  и h — начальная и текущая высота образца;  $S_0$  и S — начальная и текущая площадь сечения образца;  $d_0$  и d — начальный и текущий диаметр образца. На рисунках 3.8—3.10 приведены полученные кривые в ходе испытаний на Gleeble.

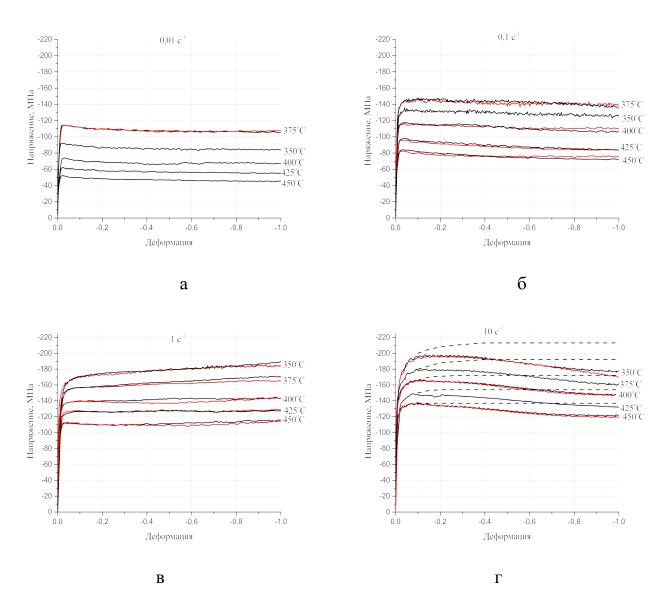


Рисунок 3.8 — Диаграммы деформации сплава 1580 в зависимости от температуры и скорости деформации. Пунктирные линии на диаграммах при скорости  $10 \, {\rm c}^{\text{-1}}$  — корректировка на деформационный разогрев

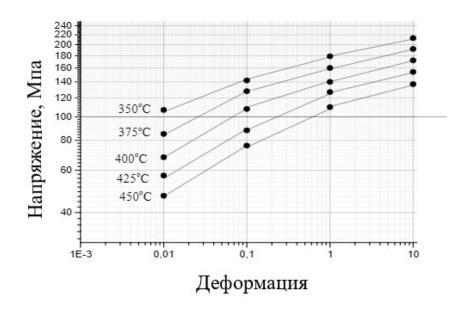


Рисунок 3.9 – Установившиеся напряжения сплава 1580

Касательные к графикам определяют коэффициент скоростной зависимости напряжений текучести  $m_{\rm ck} = \partial log\sigma/\partial log\dot{\varepsilon}$ , который резко падает с ростом скорости и понижением температуры деформации с 0,22 до 0,07 (рис. 3.10). Падение коэффициента m способствует локализации деформации и снижению пластичности.

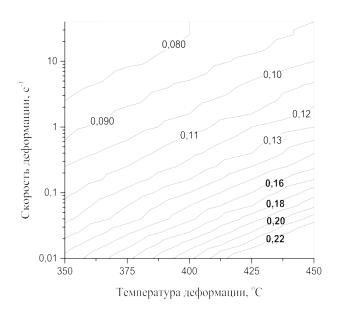


Рисунок 3.10 – Коэффициент скоростной зависимости напряжений текучести

На свойства металла при горячей прокатке помимо химического состава и структурного состояния наибольшее влияние оказывают температура, скорость деформации и степень деформации. Как известно, повышение температуры обычно способствует увеличению пластичности, так как увеличивается энергия теплового движения атомов, создаются условия для одновременного действия наиболее эффективных механизмов пластической деформации. Например, наибольшая пластичность алюминиевых поликристаллов наблюдается при температуре в пределах 450–500 °C, поскольку при этом становится возможным скольжение по двум системам: по плоскости октаэдра и плоскости куба. При более низких температурах скольжение по плоскости октаэдра затрудняется, и пластичность алюминиевых поликристаллов заметно снижается. При всех температурах увеличение скорости деформации от 0,01 до 10 с-1 сопровождается монотонным увеличением сопротивления деформации. Падение сопротивления деформации при испытании на скорости деформации 10 с<sup>-1</sup> объясняется разогревом образца. Из полученных графиков определяются пиковые значения сопротивления деформации (таблица 3.3).

Таблица 3.3 – Пиковые значения сопротивления деформации (МПа) в зависимости от скорости и температуры начала одноосной осадки.

Скорость	Температура начала деформации, °С								
деформации, с <sup>-1</sup>	350	375	400	425	450				
0,01	114	92	74	62	52				
0,1	147,5	137,78	117	96,5	86,973				
1	193,5	170,5 145,7		130,5	116,23				
10	213	192	172	154	137				

Для построения физической модели связи пиковых напряжений и скоростей деформации используем закон, предложенный Селларсом, который часто применяется для алюминиевых сплавов [17, 60, 90]:

$$\sigma_m = \frac{1}{\alpha} \left( \operatorname{arcsh} \left( \frac{Z}{A} \right)^{1/n} \right)$$
 (3.2)

где A,  $\alpha$ , n — константы исследуемого материала, подлежащие определению из данных экспериментов регрессионным анализом;

Z – это параметр Зенера–Холломона, который описывает деформационное поведение металлических материалов:

$$Z = \dot{\varepsilon}exp(\frac{Q}{RT}). \tag{3.3}$$

В выражении (3.3)  $\dot{\varepsilon}$  и T — соответственно скорость (c<sup>-1</sup>) и абсолютная температура (K) деформации; R — газовая постоянная (Дж/моль·К); Q — энергия активации (Дж/моль) процесса, контролирующего горячую деформацию;  $\sigma_m$  — максимальное напряжение текучести.

При малых напряжениях  $\alpha \sigma_m < 0.8$  выражение переходит в степенной закон ползучести  $\dot{\varepsilon} \sim \sigma^n$ , при высоких напряжениях — в экспоненциальный закон  $\dot{\varepsilon} \sim \mathrm{e}^{\beta \sigma}$ .

Результаты расчета по (3.2) и (3.3) приведены на рисунке 3.11.

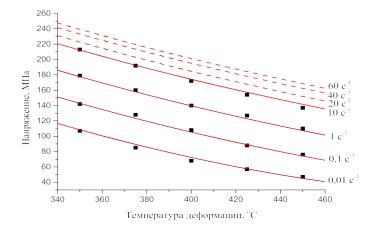


Рисунок 3.11 — Экспериментальные (точки) и расчетные (сплошные линии) установившиеся напряжения для разных температур и скоростей деформации сплава 1565ч

Установившиеся напряжения исследуемого сплава при изученных режимах деформации близки к напряжениям в сплаве 1565ч.

С целью оценки влияния сил трения при одноосном сжатии на диаграммы деформации и влияние температуры деформации на пластичность сплава провели испытания на кручение. Испытания проведены при скорости деформации  $10 \, \mathrm{c}^{-1}$ . Диаграммы деформации на кручение и сжатие с достаточной точностью совпадают (рис. 3.12). При кручении силы трения отсутствуют. Поэтому совпадение диаграмм означает, что в испытаниях на сжатие силы трения не оказывают значимого влияния на фиксируемые напряжения (до  $\varepsilon$  порядка 0.6-0.8).

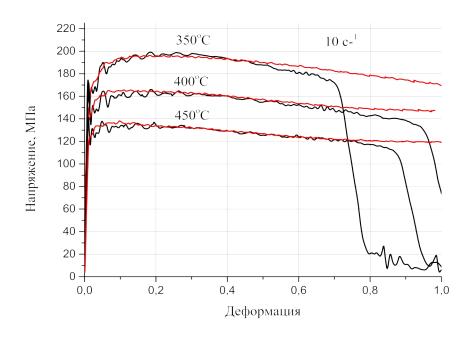


Рисунок 3.12 – Диаграммы деформации сжатием (красные) и кручением (черные)

В условиях кручения наблюдается значительное падение пластичности сплава ниже температуры деформации 400 °C (рис. 3.8). Максимум пластичности наблюдается при температуре 400 °C.

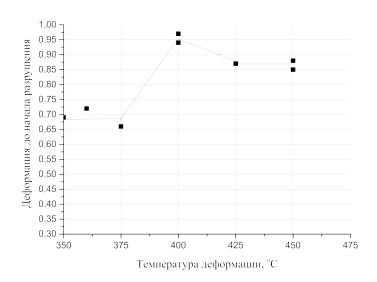


Рисунок 3.13 — Деформация до начала разрушения при кручении в зависимости от температуры испытаний (скорость деформации 10 с<sup>-1</sup>)

Таблица 3.4 – Константы различных сплавов для формулы Селларса.

Сплав	n	$α$ , $ΜΠa^{-1}$	$A, c^{-1}$	Q, кДж/моль
АМг6	3,2	0,023	5,2·10 <sup>9</sup>	174
5182	2,673	0,027	6,551·10 <sup>9</sup>	171
1565ч	3,792	0,019	1,325·10 <sup>11</sup>	184
01570	2,247	0,026	3,455·10 <sup>10</sup>	175
1580	3,1658	0,0209	$3,7783\cdot10^{10}$	175,7
8011	3,29	0,05	2,1·10 <sup>10</sup>	155
3104	5,7	0,03	4,2.109	174

Из исследования реологических свойств можно сделать вывод, что в случае испытания при постоянной скорости деформации достигается состояние образца, при котором рост сопротивления деформации прекращается. В дальнейшем при росте величины деформации наблюдается постоянное значение величины сопротивления деформации и даже его некоторое снижение, что главным образом объясняется ростом температуры образца за счет тепла деформации. Для

описания данного постоянного уровня сопротивления деформации алюминиевых сплавов используется общепринятая формула Селларса (3.2). В таблице 3.4 представлены константы различных сплавов для формулы Селларса.

## 3.4 Параметры эмульсии

Для предотвращения налипания металла на валки во время прокатки полосы и охлаждения валков, а также для удаления продуктов истирания с валков и полосы применяется эмульсия с концентрацией масла от 4,0% до 5,0%. Проверка смазки на соответствие сертификату качества проводится в лаборатории ГСМ. Для приготовления эмульсии применяется обессоленная вода. Физико-химические свойства смазки представлены в таблице 3.5.

Таблица 3.5 – Требования к физико-химическим свойствам смазки Tandemol SAR 216/3

Наименование параметра, единицы измерений	Значение	Методика
Внешний вид	Прозрачная жидкость от светло-коричневого до темно-коричневого	ТУ 20.59.41- 082-65566681
Плотность (при 20°С), кг/см <sup>3</sup>	от 860 до 960	ГОСТ 3900
Вязкость кинематическая (при 40°C), мм <sup>2</sup> /с	от 68 до 80	ГОСТ 33
Число омыления, мг КОН/г	от 55 до 85	ГОСТ 17362
Кислотное число, мг КОН/г	от 25 до 55	ГОСТ 22386
Коэффициент стабильности 5% эмульсии, ед	от 0,8 до 1	ТУ 20.59.41- 082-65566681
рН 5% водной эмульсии, ед рН	от 6 до 9	ТУ 20.59.41- 082-65566681

Параметры эмульсии должны соответствовать значениям, указанным в таблице 3.6.

Таблица 3.6 - Параметры эмульсии

Наименование параметров, единицы измерений	Значение	Периодичность контроля*
Концентрация, %	от 4,0 до 5,0 (стремиться к 4,5)	4 раза в сутки
рН	не более 7	ежедневно
Механические примеси, ррм	от 140 до 180	2 раза в сутки
Микробопоражение, балл	не более 1	ежедневно
Зольность, %	не более 0,1	2 раза в неделю
Электропроводность, мкСм/см	не более 400	ежедневно
Вязкость масляной фазы, мм <sup>2</sup> /с при 40°C	от 40 до 60	3 раза в неделю
Содержание эфиров, %	не менее 11	ежедневно
Содержание кислот, %	не менее 5	ежедневно
Стабильность, %	не менее 70	ежедневно
Площадь органических мыл	не более 8	ежедневно
Высота пика органических мыл	не более 0,06	ежедневно

Отбор проб эмульсии для проведения анализа проводится четыре раза в сутки при работающей системе подачи эмульсии на стан. В период проката машинист насосных установок ежедневно производит плановую заливку эмульсола в количестве не менее 3 м<sup>3</sup>.

Корректировка параметров эмульсии обеспечивается следующими действиями:

- постоянной поддержкой требуемого уровня и объема присадок;

- подогревом мерных емкостей теплоизоляционными чехлами с электрическим подогревом до температуры 35 °C в осенне-зимний период;
- использованием насоса для перекачивания присадок из мерных емкостей в промежуточную эмульсионную емкость для сбора отфильтрованной эмульсии (под фильтрами тонкой очистки);
- поддержанием необходимого количества фильтрующего полотна каждого вида.

Подогрев эмульсии и обессоленной воды производится вводом открытого пара в отстойные емкости. Температура пара находится в пределах от  $110~^{\circ}$ С до  $125~^{\circ}$ С.

Температура эмульсии в период работы стана находится в пределах от 68 °C до 72 °C, в период простоев стана – от 68 °C до 75 °C. Во время начала работы стана после простоев допускается снижение температуры эмульсии до 65 °C в течение первых 2-3 ч.

Для обеспечения стабильного качества проката на СГП проводится освежение эмульсии в маслоподвале №7 в следующих случаях:

- при непрерывном цикле прокатки (более 7 суток без остановки на ППР);
- при переходе на прокатку рулонов сплава 3104БТ;
- при переходе на прокатку рулонов сплава 5182БТ-2;
- по указанию технолога в зависимости от фактических параметров эмульсии и качества проката.

## 3.5 Расчет теоретической толщины масляного клина

Горячая прокатка полос из алюминия и его сплавов проходит при температуре полосы, во время черновых (предварительных) проходов достигающей 400–480 оС, во время чистовых (окончательных) проходов – 300–360 оС. При подобных условиях в случае формирования в области контакта условий граничного трения возможно налипание частиц оксида алюминия на поверхность валка за счет термодиффузии, разрушение структуры поверхности алюминиевой полосы и ее повышенная неоднородность. Данное явление,

получившее название заалюминивания поверхности, проявляется в различной степени не только при горячей прокатке, но и других видах металлообработки [91]. Вследствие данного эффекта горячая прокатка в условиях граничного трения нежелательна, т.к. приводит к значительному ухудшению качества поверхности, что может сказаться как на внешнем виде, так и на свойствах конечного изделия при дальнейшей его деформации (вытяжке, изгибе и т.д.). При горячей прокатке в условиях гидродинамического трения полное разделение контактирующих поверхностей препятствует захвату полосы валками в начальный момент прокатки и повышает вероятность пробуксовки (отрицательного опережения) полосы в стане, что также нежелательно, т.к. приводит к нестабильности технологического процесса. Таким образом, оптимальным условием для прокатки алюминиевых полос является зона смешанного трения с предсказуемым влиянием вязкости СОЖ, скорости обработки и усилия прокатки на фактор трения.

Ключевым процессом, влияющим на условия трения при взаимодействии трущихся поверхностей с применением СОЖ, является образование жидкостной пленки и ее деформация в зоне контакта. Как было подробно представлено в главе 1, процесс формирования жидкостной пленки при контакте рабочего валка с поверхностью обрабатываемой полосы можно коротко описать следующий последовательностью. В начальный момент формируется жидкостный клин, обладающий различной начальной толщиной в зависимости от условий трения, вязкости и поверхностного натяжения СОЖ, после этого пленка СОЖ затягивается в зону деформации (зону Герца), где происходит эластическое растягивание пленки и увеличение ее вязкости под влиянием усилия деформации. Данный эффект получил название эластогидродинамического контакта. Согласно кривой Штрибека, возможность эластогидродинамического контакта возникновения фрикционного взаимодействия какого-либо из трех описанных выше видов трения зависит от коэффициента λ, определяемого по формуле (1.16). Согласно эластогидродинамической теории, в том случае, если  $\lambda$  значительно больше 1, то контактирующие поверхности полностью разделены пленкой СОЖ,

что соответствует условиям гидродинамического трения. При значении λ, близком к 1, возникают условия смешанного трения. При значении λ, значительно 1, возникают условия граничного трения. Значит, меньшем характер фрикционного взаимодействия поверхностей с одной и той же топографией зависит преимущественно от толщины пленки СОЖ. Таким образом, для построения модели условий трения при горячей прокатке полос из алюминия и необходим расчет начальной сплавов толщины смазочного слоя, учитывающий особенности конкретного технологического процесса.

Для разработки многофункциональной зависимости была рассчитана теоретическая толщина начальной пленки масляного клина и ее отношение к комбинированной шероховатости трущихся поверхностей при горячей прокатке полос из различных сплавов алюминия в различных условиях (табл. 3.7). Для расчета использованы параметры эмульсии, полученной на основе продукта Tandemol SAR 216/3 производства компании Houghton. Коэффициенты давления—вязкости были взяты из справочников для современных минеральных масел, значения предела текучести из результатов испытаний на установке Gleeble 3800. Фактор захвата эмульсионных частиц условно принят равным единице как для ситуации с одновременным применением подачи эмульсии в зону контакта и на инструмент, характерной для современных станов горячей прокатки. Диаметр рабочего валка 640 мм. В таблице приведены характеристики сплавов АМц, АМг3 и АМг6, которые являются представителями групп сплавов твердости: мягких, средних и особотвердых соответственно. Из приведенных в таблице 3.7 данных следует, что применения 3% эмульсии недостаточно для обеспечения смешанного трения, и прокатка всех трех групп будет осуществляться в условиях граничного трения, однако, как будет показано далее (раздел 3.6), при определенной комбинации присадок ситуация может быть изменена.

Применение эмульсии с большим количеством масла 4–6% позволяет рассчитывать на смешанный характер трения на пятой клети, но первая клеть все еще находится в условиях граничного трения.

Таблица 3.7 — Теоретическая толщина начальной пленки СОЖ ( $\xi_0$ ) и ее отношение к комбинированной шероховатости трущихся поверхностей ( $\lambda_i$ ) при использовании эмульсии на основе продукта Tandemol SAR 216/3 при различных условиях горячей прокатки лент из алюминиевых сплавов.

Сплав	Толщина полосы на входе в валки, мм	Толщина полосы на выходе из валков. мм	Скорость на выходе из валков, м/мин	Объемная доля масляной фазы в эмульсии, %	Температура полосы, °С	$\sigma_{0,2},\mathrm{K\Gamma C/MM}^2$	ξ <sub>0</sub> , ΜΚΜ	Комб. Ra,           мкм	$\lambda_{ m i}$
	80,0	28,7	40	3%	70	6,7	0,48	1,2	0,40
	6,9	4,0	240	3%	330	11,1	0,58	0,7	0,83
	80,0	28,7	40	4%	470	6,7	0,62	1,2	0,52
A Mar	6,9	4,0	240	4%	330	11,1	0,76	0,7	1,09
АМц	80,0	28,7	40	5%	470	6,7	0,75	1,2	0,63
	6,9	4,0	240	5%	330	11,1	0,95	0,7	1,36
	80,0	28,7	40	6%	470	6,7	0,87	1,2	0,73
	6,9	4,0	240	6%	330	11,1	1,13	0,7	1,61
	50,0	29,0	47	3%	440	7,2	0,51	1,2	0,43
	6,2	4,0	210	3%	330	20,0	0,58	0,7	0,83
	50,0	29,0	47	4%	440	7,2	0,66	1,2	0,55
A N. G. 2	6,2	4,0	210	4%	330	20,0	0,76	0,7	1,09
АМг3	50,0	29,0	47	5%	440	7,2	0,81	1,2	0,68
	6,2	4,0	210	5%	330	20,0	0,94	0,7	1,34
	50,0	29,0	47	6%	440	7,2	0,95	1,2	0,79
	6,2	4,0	210	6%	330	20,0	1,12	0,7	1,60

Продолжение таблицы 3.7

Сплав	Толщина полосы на входе в валки, мм	Толщина полосы на выходе из валков. мм	Скорость на выходе из валков, м/мин	Объемная доля масляной фазы в эмульсии, %	Температура полосы, °С	$\sigma_{0,2},\mathrm{K\Gamma C/MM}^2$	ξ <sub>0</sub> , ΜΚΜ	Комб. Ra, мкм	$\lambda_{ m i}$
	35,0	21,1	57	3%	410	8,6	0,52	1,2	0,43
	5,8	4,0	200	3%	340	21,8	0,58	0,7	0,83
	35,0	21,1	57	4%	410	8,6	0,68	1,2	0,57
АМг6	5,8	4,0	200	4%	340	21,8	0,76	0,7	1,09
	35,0	21,1	57	5%	410	8,6	0,84	1,2	0,70
	5,8	4,0	200	5%	340	21,8	0,95	0,7	1,36
	35,0	21,1	57	6%	410	8,6	0,99	1,2	0,83
	5,8	4,0	200	6%	340	21,8	1,14	0,7	1,63

Анализ теоретически рассчитанного соотношения толщины масляного клина к комбинированной шероховатости трущихся поверхностей в соответствии с критериями кривой Штрибека—Герси (рисунок 1.5) позволяет сделать вывод, что во время горячей прокатки полос из алюминиевых сплавов для черновых (предварительных) проходов при применении водомасляной эмульсии на базе продукта Tandemol SAR 216/3 (содержание масла от 3% до 6%) характерны условия граничного трения, а для чистовых (окончательных) проходов характерны условия смешанного (полужидкостного).

# 3.6 Влияние химически активных присадок на условия трения в процессе прокатки

Соответствие теоретически рассчитанного значения λ реальным условиям трения при горячей прокатке алюминия и его сплавов на действующем производственном оборудовании определялось при помощи измерения

опережения полосы (разницы между линейной скоростью вращения валка и фактически измеренной скоростью движения полосы, отнесенной к линейной скорости валка). Опережение возникает вследствие действия активных сил трения на поверхности контакта полосы и валка и имеет прямо пропорциональную связь. Положительное значение опережения указывает на высокий коэффициент трения и о наличии двух зон: зоны отставания (где скорость металла на поверхности контакта меньше скорости валка) и зоны опережения (где скорость металла больше скорости валка), характер фрикционного взаимодействия в данном случае можно отнести к условиям граничного трения. Отрицательное опережения свидетельствует о наличии проскальзывания полосы и характер фрикционного взаимодействия можно отнести к условиям гидродинамического трения. Условия смешанного трения, как правило, характеризуются слабоположительным, близким к нулю, значением опережения полосы.

В соответствии с моделью Wilson R. D. и Schmid S. R. (2.18) при равной объемной доле масляной фазы СОЖ и для идентичных условий прокатки значения опережения полосы по клетям должны сохраняться. Однако на практике это происходит не всегда, поскольку уравнение для расчета толщины масляной пленки (1.20) и его корректировка для случая водной эмульсии (2.18) не учитывают влияния различных присадок, добавляемых к масляной основе СОЖ. Вязкость масляной фазы определяли при помощи вискозиметра Cannon A886 в соответствии с ГОСТ 33 «Нефть и нефтепродукты. Прозрачные и непрозрачные жидкости. Определение кинематической и динамической вязкости». Данные присадки незначительно изменяют вязкость масляной фазы и практически не влияют на диаметр эмульсионных частиц, что подтверждается лабораторными измерениями (табл. 3.8; рис. 3.14 и 3.15).

Таблица 3.8. Кинематическая вязкость продукта Tandemol SAR 216/3 при добавлении различных присадок (DOS – на основе олеиновой кислоты, ESC – на основе метиллаурата, EM1 – эмульгатор на основе поверхностно-активных веществ)

No	Состав	Вязкость, сСт
Образец 1	100 мл основы Tandemol SAR 216/3	77,85
Образец 2	98 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 2 мл присадки DOS (жирные кислоты)	76,89
Образец 3	96 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 4 мл присадки DOS (жирные кислоты)	75,06
Образец 4	98 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 2 мл присадки ESC (эфиры)	74,96
Образец 5	96 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 4 мл присадки ESC (эфиры)	74,61
Образец 6	98 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 2 мл присадки EM1 (жирные спирты)	76,88
Образец 7	96 мл основы Tandemol SAR 216/3 + 4 мл присадки EM1 (жирные спирты)	78,14

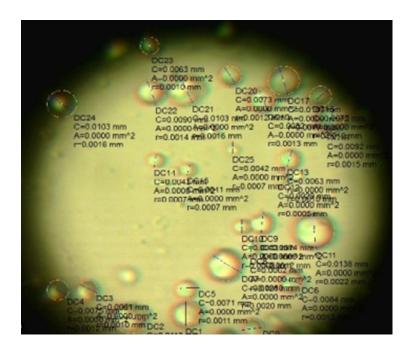


Рисунок 3.14 – Измерение диаметра эмульсионных частиц при помощи микроскопа биологического агрегатного лабораторного «Биолам Л-212» и регистратора Dino-Lite Edge AM4515T

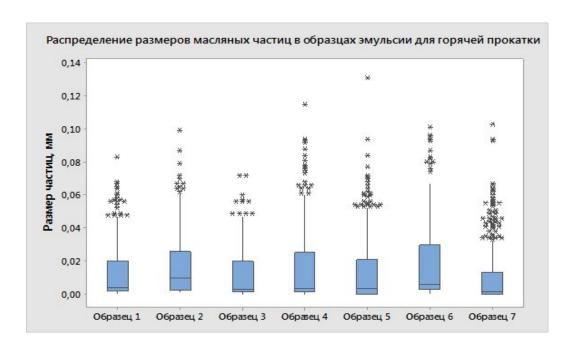


Рисунок 3.15 — Распределение среднего диаметра эмульсионных частиц, полученных на основе продукта Tandemol SAR 216/3, при добавлении различных присадок (таблица 3.8)

Таким образом, добавление химически активных присадок не может оказывать влияния на толщину масляной пленки, теоретически рассчитанной по уравнениям (1.20) и (2.18). При этом эксперимент показывает, что значение опережения полосы меняется при добавлении химически активных присадок, что также подтверждается производственным опытом (рис. 3.16) и свидетельствует об изменениях в факторе трения. Так, увеличение содержания эфиров до 14% и кислот до 7% позволяет достигать отрицательного опережения и соответственно в данном случае учет трения необходимо осуществлять с применением законов гидродинамики.

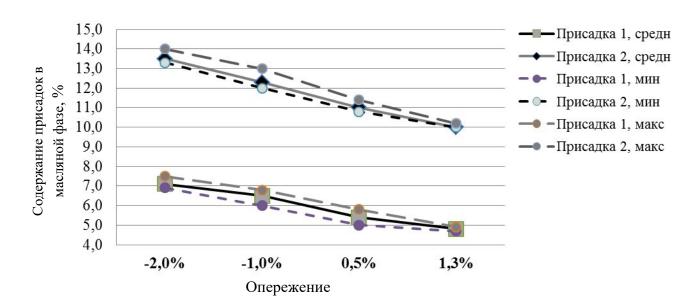


Рисунок 3.16 – Значение опережения полосы после выхода из пятой клети пятиклетевого непрерывного стана горячей прокатки при различном содержании присадок в эмульсионной СОЖ Tandemol SAR 216/3 (присадка 1 – олеиновая кислота; присадка 2 – метиловый эфир лаурионовой кислоты)

Данный эффект предположительно связан с тем, что часть присадок (например, жирные кислоты) омыляется в процессе прокатки с образованием металлических мыл, которые снижают поверхностное натяжение пленки эмульсии (явление химической адсорбции) и изменяют топографию контакта в зоне Герца (рис. 1.7.). Другие присадки (например, на основе сложных эфиров)

влияют на коэффициент трения в зоне Герца, повышая силу адгезии эмульсии за счет своей полярности (явление физической адсорбции). Механизм данного взаимодействия представлен на рисунке 3.17.

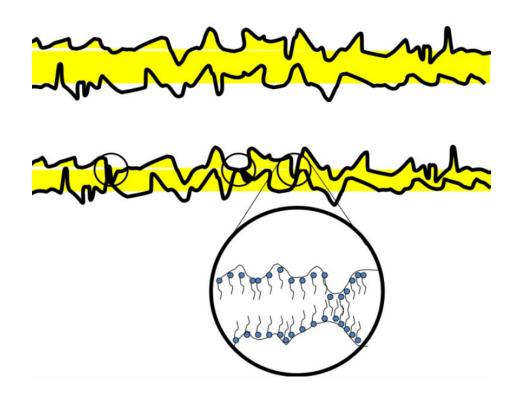


Рисунок 3.17 — Механизм формирования граничной пленки из полярных присадок эмульсии за счет адгезии к контактирующим поверхностям

Из сказанного выше следует, что модель расчета начальной толщины масляной пленки на основе уравнений (1.20) и (2.18) может применяться для определения базовых параметров СОЖ (тип основы, концентрация фаз, размер частиц) в первом приближении. Однако для более точных расчетов теоретической начальной толщины масляной пленки, следует учитывать индивидуальные различных СОЖ индивидуальные характеристики характеристики оборудования. Набор теоретических величин  $\xi_0$  и  $\lambda$  в сочетании с накопленным производственным опытом и статистическими наблюдениями за критическими параметрами прокатки и качества обрабатываемых полос позволяет составить номограммы, используемые для определения благоприятных условий трения для типовых схем прокатки на конкретной единице оборудования. Влияние

химически активных присадок на условия трения в процессе прокатки следует рассматривать отдельно и оценивать при помощи эмпирических результатов, получаемых на основе рекомендаций производителя СОЖ.

# 3.7 Результаты определения коэффициента трения по предельному обжатию

В работе для определения коэффициента трения использовались два метода: метод предельных обжатий и метод опережения, рассмотренный в разделе 2.1. Суть метода предельных обжатий заключается в постепенном повышении обжатий до исчерпания резерва втягивающих сил трения, до пробуксовки. Коэффициент трения определяют из условия равновесия сил, действующих на заготовку — в данном случае проекции на ось прокатки сил трения и реакции валка должны быть равны по абсолютной величине и противоположны по знаку. Данное уравнение баланса сил сводится к соотношению между углом захвата а и коэффициентом трения µ:

$$\mu = tg(n\alpha), \tag{3.4}$$

где n — коэффициент, учитывающий угол приложения равнодействующей нормального давления, обычно принимается n=0.5.

Однако результаты расчета эпюр контактных напряжений показывают, что n>0.5.

На рисунке 3.18 видно, что равнодействующая сил нормального давления по мере роста обжатия смещается к входному сечению очага деформации. Расчеты по условиям эксперимента, показали, что следует принять n=0.75.

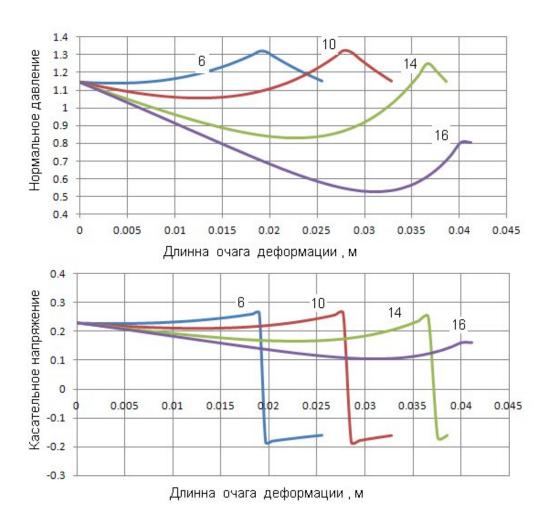


Рисунок 3.18 — Результат расчетов контактных напряжений при увеличении обжатий для достижения предельного значения

Для расчета угла контакта α использовали соотношение

$$\alpha = \arccos(1 - \Delta h / D), \tag{3.5}$$

где  $\Delta h$  – предельное обжатие;

D – диаметр рабочего валка.

Таким образом, опытным путем установлено значение предельного обжатия  $\Delta h$  и далее по формулам (3.4), (3.5) определен коэффициент трения. Значения предельного обжатия определяли на лабораторном стане, варьируя при этом содержанием кислот в эмульсоле.

Результаты приведены в таблице 3.9 и графически на рисунке 3.19. В строках  $1\div 16$  таблицы показаны результаты физического моделирования для

условий последних клетей непрерывной группы стана, скорость максимально возможная равна 1.5 м/с.

Условия трения, близкие к указанным в таблице 3.9 для последних клетей, наблюдались при содержании кислот  $7 \div 8.5$  % (строки  $17 \div 24$ ). Моделирование условий прокатки в первых клетях осуществлялось за счет снижения скорости прокатки до 0.3 м/с, при этом значения коэффициента трения при содержании кислот более 7% оказываются слишком низкими для устойчивой прокатки в первых клетях.

Целевой коэффициент трения, при котором гарантирован захват полосы и при этом будет обеспечена минимальная текстурная неоднородность 0,08 [45], поэтому для опробования на стане был выбран состав эмульсола с 7% кислот и 11% эфиров, строка 11 таблицы 3.9.

Таблица 3.9 – Результаты прокатки с целью определения коэффициента трения по предельному обжатию.

No	Жирные	Эфиры	Скорость	Предельное	Угол	Коэффициент
	кислоты	% ESC	м/с	обжатие	дуги	трения
	% DOC				контакта,	
	, , , , ,				град	
1	4	5	1.5	10.0	17.4	0.22
2	4	8	1.5	10.0	17.4	0.22
3	4	11	1.5	8.5	16.0	0.202
4	4	15	1.5	7.5	15.0	0.189
5	5.5	5	1.5	6.0	13.5	0.17
6	5.5	8	1.5	5.5	12.8	0.161
7	5.5	11	1.5	5.0	12.3	0.155
8	5.5	15	1.5	3.5	10.3	0.129
9	7	5	1.5	2.5	8.6	0.108
10	7	8	1.5	3.0	9.6	0.12

# Продолжение таблицы 3.9

№	Жирные	Эфиры	Скорость,	Предельное	Угол дуги	Коэффициент
	кислоты	% ESC	м/с	обжатие	контакта,	трения
	% DOC				град	
11	7	11	1.5	1.5	6.7	0.084
12	7	15	1.5	1.0	5.6	0.07
13	8.5	5	1.5	1.0	5.4	0.068
14	8.5	8	1.5	1.0	5.4	0.068
15	8.5	11	1.5	1.0	5.4	0.068
16	8.5	15	1.5	1.0	5.4	0.068
17	7	5	0.3	10.0	17.7	0.32
18	7	8	0.3	10.0	17.7	0.32
19	7	11	0.3	9.5	16.9	0.304
20	7	15	0.3	7.0	14.6	0.26
21	8.5	5	0.3	5.0	12.4	0.22
22	8.5	8	0.3	4.0	11.0	0.195
23	8.5	11	0.3	3.0	9.6	0.17
24	8.5	15	0.3	0.2	8.0	0.14

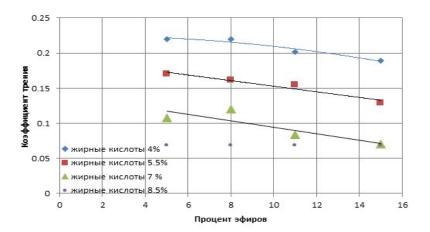


Рисунок 3.19 — Результаты определения коэффициента трения по предельному обжатию

По результатам эксперимента получены уравнения регрессии для коэффициентов трения в клетях в зависимости от концентрации эмульсии и содержания жирных кислот и их эфиров. Представлены уравнения для коэффициента трения в клетях № 1 и № 5 при прокатке полос сплава 3104 с использованием новой эмульсии согласно схеме обжатий по данным таблицы 3.9:

$$\mu_1 = -0.05 \,\mathrm{C} - 0.01475 \,\mathrm{E} - 0.039 \,\mathrm{K} + 0.9124 \;;$$
 (3.6)

$$\mu_5 = -0.01371C - 0.00679 E - 0.01349 K + 0.315292,$$
(3.7)

где  $\mu_1$ ,  $\mu_2$ ,  $\mu_3$ ,  $\mu_4$ ,  $\mu_5$  – коэффициенты трения клетей 1–5 непрерывной группы;

C – концентрация масляной фазы эмульсии, %;

E – доля эфиров, %;

K – доля кислот, %.

С использованием уравнений (3.6–3.10) уточнен состав эмульсии для обеспечения устойчивого захвата полосы и исключения пробуксовки. Новая формула эмульсии отличается содержанием в концентрированном эмульсоле жирных кислот в количестве  $6.5 \div 7$  % и эфиров жирных кислот  $10 \div 11$  %.

Для дальнейшей оптимизации состава эмульсии был осуществлен промышленный эксперимент. В ходе эксперимента варьировались следующие параметры: концентрация эмульсии, содержание жирных кислот и их эфиров.

Варьирование проводилось на двух уровнях, план эксперимента представлен в таблице 3.10, результаты эксперимента в таблице 3.11. Расчетными величинами являются: коэффициент трения и напряжение течения. Расчеты выполнялись по формуле (2.28) на основе из измеренных значений давления металла на валок и величины опережения.

Таблица 3.10 – План эксперимента

Номер опыта	Концентрация	Эфиры	Кислоты
	эмульсии		
1	+	+	+
2	-	-	-
3	-	+	+
4	+	-	+
5	+	+	-
6	-	-	+
7	-	+	-
8	+	-	-

Таблица 3.11 – Результаты эксперимента

№ опыта	Концентрация, %		Эфиры, % Кислоты, %		Давление металла на Кислоты, % валок, МПа		Опережение, %		Оценка коэффициента трения	
	МИН	мах			Клеть 1	Клеть 5	Клеть 1	Клеть 5	Клеть 1	Клеть 5
1	5,1	5,3	15,3	7	80	140	6	-0,03	0,15	0,04
2	3	4,1	9,5	4,1	105	203	15	7	0,45	0,15
3	3,5	4,4	15,5	6,9	89	157	9	1	0,26	0,07
4	5	5,2	10,1	7	85	165	11	1,5	0,21	0,08
5	5,2	5,5	14,9	3,9	90	170	12	3	0,27	0,09
6	3,4	3,8	9,9	7,1	93	175	11,5	2	0,31	0,1
7	3	3,5	15	4	96	180	13	3,5	0,34	0,11
8	4,9	5,3	10,2	4,2	98	184	14	5	0,37	0,12

Скорректированная формула эмульсии: жирные кислоты 5.8–6.2 %, эфиры 12.5–13.5 %, эмульгирующие и бактерицидные присадки и индустриальное масло Tandemol SAR 216/3 3%. Эмульсия с новой формулой позволяет получать полосы с фестонистостью, не превышающей 2.5%, и исключает дефект типа «черных точек». Результат корректировки состава эмульсии представлен на рисунке 3.20.

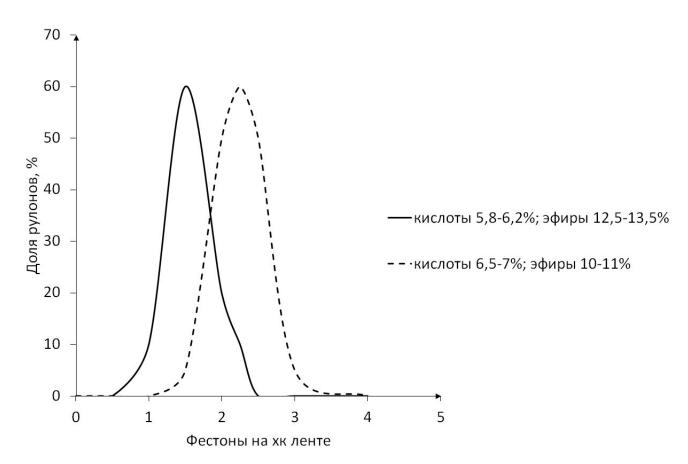


Рисунок 3.20 — Влияние эмульсии, используемой при горячей прокатке на фестонистость после холодной прокатки

Указанный состав эмульсии используется в организованном производстве заготовки корпусной баночной ленты из сплава 3104.

Расчет по соотношениям (3.6–3.7) показывает, что коэффициент трения для 1-й клети непрерывной группы стана при указанных параметрах эмульсии равен 0.24, а для последней 5-й клети равен 0.08. Такие относительно невысокие коэффициенты трения позволяют получать однородную текстуру по высоте сечения и обеспечивают низкий уровень фестонистости. Однако следует принять

во внимание, что методика оценки коэффициента трения дает усредненную между верхним и нижним валком величину. Известно [63], что величина коэффициента трения будет различной для верхнего и нижнего рабочих валков. При достаточно высоком уровне трения разница в абсолютных величинах не будет существенно сказываться на протекании процесса прокатки, но при низком уровне внешнего трения относительная разница в коэффициентах трения на верхнем и нижнем валке может значительно повлиять на схему напряженного состояния. Это особенно важно при прокатке высокопрочных сплавов, обладающих меньшей пластичностью, чем 3104. Примером такого сплава является 5182, лента из которого используется в производстве ключиков и крышки для банок под напитки. Часто производство лент из сплавов 5182 и 3104 совмещается на одном и том же оборудовании.

#### Выводы по главе 3

- 1. Экспериментальные исследования проводились на стане лабораторной прокатки К220-75/300, механические свойства определялись на Gleeble установке 3800, апробацию модели проводили условиях промышленного стана горячей прокатки 2800 Самарского металлургического завода (АО «СМЗ»).
- 2. В качестве СОЖ на стане горячей прокатки 2800 АО «СМЗ» используется эмульсия на базе смазки Tandemol SAR 216/3 с концентрацией масла 4–5%. В качестве присадок добавляется продукт DOC смесь жирных кислот и функциональных добавок, ESC смесь сложных эфиров жирных кислот и функциональных присадок, EM1 смесь фосфатированных и не фосфатированных жирных спиртов с комплексом специальных добавок. Эмульсия приготавливается на обессоленной воде.
- 3. Анализ теоретически рассчитанного соотношения толщины масляного клина к комбинированной шероховатости трущихся поверхностей в соответствии с критериями кривой Штрибека–Герси позволяет сделать вывод, что прокат в непрерывной группе ведется в широком диапазоне режимов контакта. При

прокатке полос из алюминиевых сплавов для черновых (предварительных) характерны условия граничного проходов трения, ДЛЯ чистовых (окончательных) проходов характерны условия смешанного (полужидкостного). общей При толщине смазочного слоя выше высоты шероховатости характеристики смазки имеют приоритетное влияние на фрикционные зависимости. Данный теоретический расчет прогнозирует оптимальное значение объемной доли продукта Tandemol SAR 216/3 при чистовых проходах в диапазоне  $4 \div 5\%$ , что соответствует производственному опыту.

- Анализ данных лабораторных исследований показал, что модель начальной толщины масляной пленки, полученная основе гидродинамической теории (1.20) и ее модификация для водной эмульсии (2.18) могут применяться для определения базовых параметров СОЖ (тип основы, концентрация фаз, размер частиц) в первом приближении. Однако для более точных расчетов теоретической начальной толщины масляной пленки следует учитывать индивидуальные характеристики различных СОЖ и индивидуальные характеристики оборудования. Набор теоретических величин h0 и λ в сочетании с накопленными производственным опытом и статистическими наблюдениями за критическими параметрами прокатки и качества обрабатываемых полос позволяет составить номограммы, используемые для определения благоприятных условий трения для типовых схем прокатки на конкретной единице оборудования. Влияние химически активных присадок на условия трения в процессе прокатки следует рассматривать отдельно и оценивать при помощи эмпирических результатов, получаемых на основе рекомендаций производителя СОЖ.
- 5. На лабораторном стане методом предельных обжатий проведены исследования влияния присадок на коэффициент внешнего трения. Установлено влияние присадок на толщину масляного клина. Получены феноменологические формулы для определения коэффициента трения для каждой клети в зависимости от состава эмульсии. С использованием уравнений (3.6–3.10) уточнен состав эмульсии, чтобы обеспечить устойчивый захват полосы и исключить

пробуксовку. Для температурно-скоростного диапазона горячей прокатки алюминиевых сплавов в непрерывной пятиклетевой группы стана 2800 (АО «СМЗ») определено необходимое содержание в эмульсоле жирных кислот (7%) и эфиров (11%), обеспечивающих устойчивость проката.

6. В ходе промышленного эксперимента получена уточненная окончательная формула эмульсии: индустриальное масло Tandemol SAR 216/3 3%; в эмульсоле содержание жирных кислот 5.8–6.2 %, эфиров 12.5–13.5 %. Эмульсия с новой формулой позволяет получать полосы с фестонистостью, не превышающей 2.5% и исключает дефект типа «черных точек».

#### ГЛАВА 4. ПРАКТИЧЕСКОЕ ПРИМЕНЕНИЕ НА ПРОИЗВОДСТВЕ

# 4.1 Анализ устойчивости технологического процесса при работе с эмульсией по уточненной формуле

При переходе на новый состав эмульсии (индустриальное масло Tandemol SAR 216/3 3%; в масле кислоты  $5.8 \div 6.2\%$ , эфиры  $12.5 \div 13.5\%$ , эмульгирующие и бактерицидные присадки) была проанализирована устойчивость технологического процесса.

Прежде всего анализировалась способность системы подготовки эмульсии поддерживать содержание кислот и эфиров на заданном уровне. Для этого проанализировали данные за один год. Среднее значение содержания эфиров поддерживалось на уровне 12.2 %, с вероятностью 99.6 %; содержание эфиров было в пределах  $10 \div 14$  %. Среднее значение содержания кислот поддерживалось на уровне 6.0 %, с вероятностью 99.6 %; содержание эфиров было в пределах  $5 \div 8.4$  %. Данные статистического анализа приведены на рисунке 4.1 и на рисунке 4.2

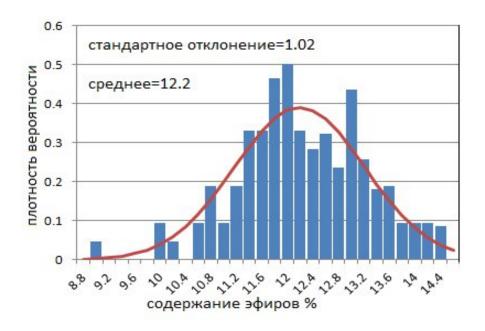


Рисунок 4.1 – Статистическое распределение содержания эфиров за период 1 год

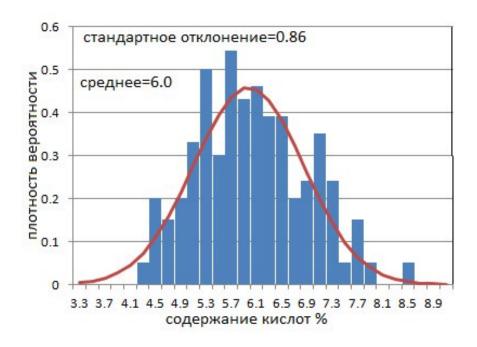


Рисунок 4.2 — Статистическое распределение содержания кислот за период 1 год

Поскольку одной работы было ИЗ задач создание смазки, минимизирующей текстурную неоднородность, которая проявляется показателе фестонистости, то данный показатель был проанализирован за тот же период, что и параметры эмульсии – 1 год. Анализировались данные о прокате заготовки для корпусной ленты сплава 3104. Основные данные о прокатанных полосах сведены в таблицу 4.1.

Таблица 4.1 - Показатели фестонистости, достигнутые путем применения новой формулы эмульсии

Толщина после	Окончатель-	Среднее значение	Отклонение
гор. прокатки,	ный	фестонистости, %	2σ, %
MM	размер, мм		
2.45	0.245	2.7	0.42
2.6	0.274	2.8	0.52
4.0	0.4	2.0	0.9
4.0	0.4	2.0	0.9
	гор. прокатки,	гор. прокатки, ммный размер, мм2.450.2452.60.274	гор. прокатки, мм       ный размер, мм       фестонистости, %         2.45       0.245       2.7         2.6       0.274       2.8

Результаты статистического исследования фестонистости представлены на рис. 4.3–4.5.

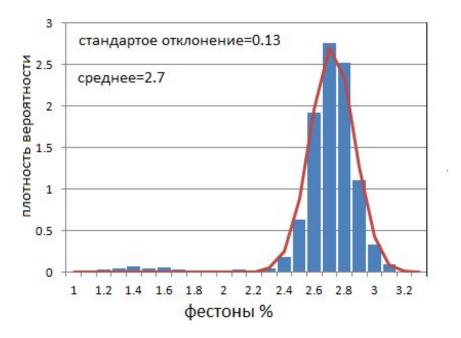


Рисунок 4.3 – Статистическое распределение фестонистости для заготовки баночной ленты толщиной 245 мкм

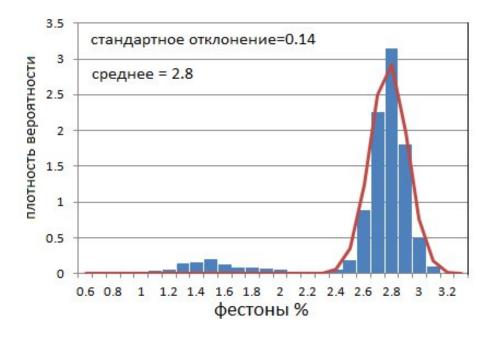


Рисунок 4.4 – Статистическое распределение фестонистости для заготовки баночной ленты толщиной 260 мкм



Рисунок 4.5 – Статистическое распределение фестонистости для заготовки баночной ленты толщиной 400 мкм

Статистический анализ производственных данных за длительный период времени позволил установить, что использование разработанной формулы эмульсии обеспечивает получение заготовки для штамповки с требуемым уровнем показателя фестонистости.

# 4.2 Применение модели расчета контактных напряжений для определения режимов трения по клетям в условиях промышленной прокатки алюминиевых полос в непрерывной группе стана 2800

того, чтобы усовершенствовать методику и алгоритм расчета энергосиловых параметров горячей прокатки листов из алюминиевых сплавов необходимо понимать, какой режим трения реализуется в зависимости от параметров на данном шаге деформации. То есть необходимо определить, при каких значениях толщины проката, величины обжатий, скорости и температуры происходит переход otграничного трения прокатки К смешанному (полужидкостному). Для достижения данной цели была использована математическая модель изменения контактного касательного напряжения в

зависимости от условий деформации, подачи и свойств эмульсии, описанная в главе 2.

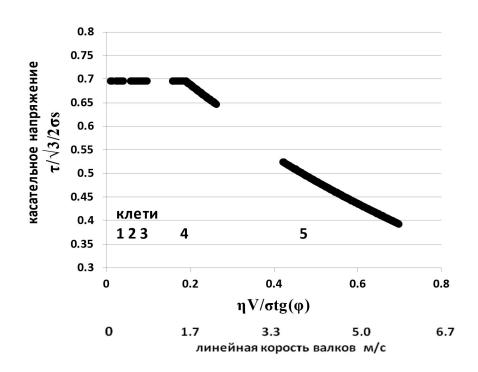


Рис. 4.6 – Характер изменения контактных касательных напряжений при горячей прокатке алюминиевых сплавов в непрерывной пятиклетьевой группе

На рисунке 4.6 схематично показано изменение величины контактного трения для клетей непрерывной группы. Трение в первых 3-х клетях характеризуется как граничное. В последних 2-х как смешанное, т.е. имеются как участки контакта, где контактирующие поверхности разделены только слоем поверхностно-активных молекул, так и участки, разделеные слоем прокатного масла. Полностью гидродинамический режим трения не достигается, о чем свидетельствует отсутствие минимума зависимости контактного напряжения с равной нулю производной от контактного трения по безразмерному параметру  $\frac{\eta V}{\sigma_s l_d t g(\phi)}$ , где  $\eta$  — динамическая вязкость масляной фазы эмульсии; V — линейная скорость валка;  $\sigma_s$  - предел текучести прокатываемого материала;  $tg(\phi)$  — тангенс угла захвата;  $l_d$  — длина проекции дуги контакта на направление прокатки. При возрастании величины указанного параметра, в случае гидродинамического

режима, должен происходить рост касательного напряжения (как это показано на рис. 1.5), но это явление не наблюдается.

В таблице 4.2 приведены результаты расчетов теоретической толщины смазки и сравнение ее с комбинированной шероховатостью для процесса прокатки горячекатаной полосы из сплава AA5182.

Таблица 4.2 — Результаты расчета соотношения толщины слоя смазки в очаге деформации и комбинированной шероховатости поверхностей трения при прокатке полосы из сплава AA5182

eTb,	Шерохо ватость валков R <sub>a1</sub> , Ra	Шерохова тость полосы $R_{a2}$ , $Ra$	Комбинированная шероховатость $\rho$ , Ra	Толщина масляной пленки $\xi$ , мкм	ξ/ρ	Тип трения
1	2,1	0,31	2,123	0,1	0,047	
2	1,5	0,28	1,53	0,3	0,29	Граничное
3	1	0,27	1,04	0,6	0,58	
4	1	0,26	1,03	1,5	1,45	Смешанное
5	1	0,256	1,03	1,7	1,65	

Расчетами определено, что первые три клети при прокатке полосы из сплава AA5182 работают в режиме граничного трения. Увеличение скорости прокатки, снижение температуры полосы, уменьшение угла захвата на клетях №4 и №5 приводят к повышению количества смазки в пространстве между валком и полосой. В результате этого доля гидродинамической составляющей повышается, а режим прокатки становится смешанным, и эпюры напряжений принимают вид, характерный для жидкостного условия контакта.

На рисунке 4.7 представлены результаты расчета эпюр распределения напряжений по клетям.

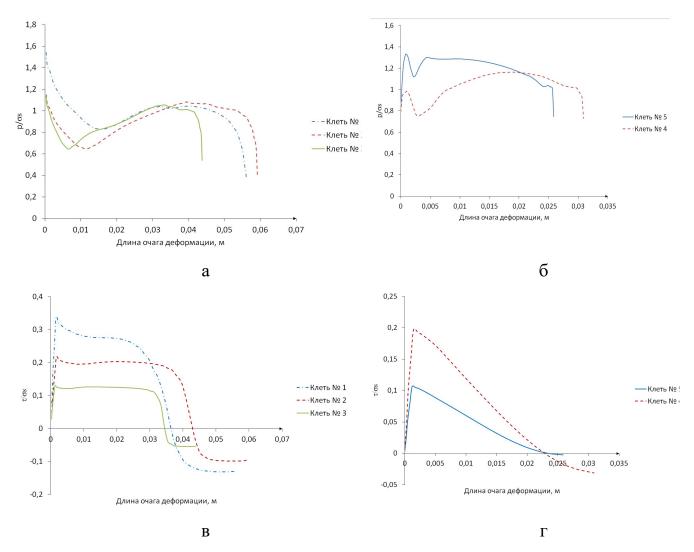


Рисунок 4.7 - Эпюры распределения величин контактных напряжений по длине очага деформации при прокатке полосы сплава AA5182 в клетях непрерывной группы стана горячей прокатки: (а, в) нормальное давление; (б, г) касательные напряжения

Полученные соответствуют эпюры на первых трех клетях данным о контактных напряжениях, полученных при экспериментальным  $l_d/H_{co}$ от 1,1 до 5 на валках со встроенными прокатке полос с отношением штифтовыми месдозами. Расчетный момент и усилие прокатки на всех клетях совпадает с фактическим, с отклонением не более 3% (рис. 4.8). Эпюры нормального давления имеют два максимума (рис. 4.7а), один на входе в очаг деформации, и второй в районе нейтрального сечения. Продольная составляющая контактного напряжения трения (рис. 4.76) достигает наибольшей величины

непосредственно у сечения входа, при удалении от которого напряжение трения уменьшается: в начале незначительно, затем, в зоне затрудненной деформации, интенсивно и достигает нуля в нейтральном сечении.

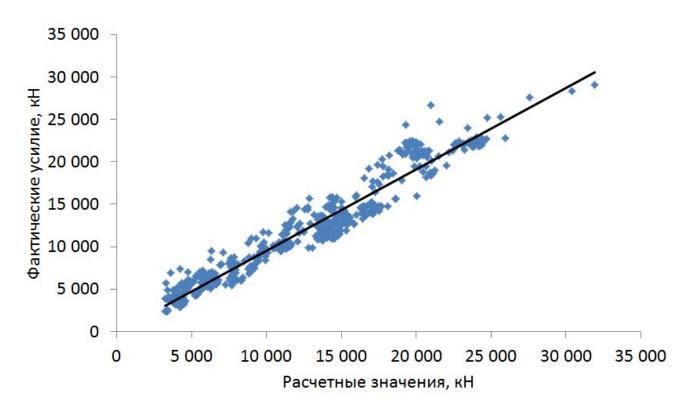


Рис. 4.8 – Сравнение расчетных значений усилия прокатки по модели с фактическими измеренными на стане

В зоне опережения напряжения контактного трения меняет свой знак и возрастает в направлении от нейтрального сечения к выходу. Наибольшее касательное напряжение получено на клетях № 1 и № 2, валки на данных клетях отличаются повышенной шероховатостью (Ra 1.5–2.1), а параметры прокатки характеризуются высоким углом захвата и низкой скоростью прокатки (до 1 м/с). Все эти факторы приводят к превалированию граничного трения, которое сопровождается адгезией материала полосы к валкам и разрушением выступов шероховатости полосы, с последующим налипанием окислов алюминия на валки. Для производства полосы товарного качества процент адгезионного разрушения на первой клети должен быть менее 10% от контактной площади. На первых двух клетях величина касательного напряжения составляет около 0,2–0,35 о<sub>8</sub>. На клети

№ 3 наблюдается снижение доли касательных напряжений, это объясняется снижением сил трения за счет более низкой шероховатости валков. Увеличение скорости прокатки, снижение температуры полосы, уменьшение угла захвата на клетях № 4 и № 5 приводят к повышению количества смазки в пространстве между валком и полосой. В результате этого доля гидродинамической составляющей повышается, а сила трения понижается, максимальные значения 0,2  $\sigma_s$  и 0,1  $\sigma_s$  достигаются на клети № 4 и клети № 5 соответственно (рис. 4.7г). Нейтральное сечение сдвигается в сторону выхода из очага деформации, сильно сокращается зона опережения, величина опережения снижается до 4,5–5 % (близко к пробуксовке).

# 4.3 Применение модели расчета контактных напряжений для определения показателя трения в условиях промышленной прокатки в непрерывной группе стана 2800

Анализ работ по исследованию параметров, влияющих на трение в главе 1, и теоретические расчеты, представленные в главе 2, позволяет сделать вывод, о том, что при прокатке в режиме граничного и смешанного (полужидкостного) трения для определения показателя трения целесообразно использовать теоретически рассчитанную толщину масляной пленки. Для применения толщины масляной пленки в качестве параметра, характеризующего показатель трения, необходимо проанализировать закономерность между толщиной пленки и параметрами прокатки.

При граничном режиме трения контактные касательные напряжения будут определяться:

- 1) фактической площадью контакта, получившейся в результате деформации микронеровностей, доля которой от геометрической поверхности контакта  $\alpha$  вычисляется по формулам (2.35, 2.36) из раздела 2;
- 2) показателем m, входящим в соотношение (2.29).

Для использования в расчетах показатель m должен быть определен путем пересчета из данных, полученных путем измерения на стане горячей прокатки.

Данные, получаемые измерительной системой, представлены в таблице 3.1, система измерения схематически представлена на рисунке 3.2. Расчет производится в два этапа: на первом (при известных температурах начала и окончания прокатки, усилиях прокатки, скоростях движения полосы, температуре и расходе эмульсии) вычисляются теоретические температуры деформации по клетям; на втором этапе по данным температурам и скоростям деформации рассчитываются значения напряжений и производится определение таких значений *m*, которые обеспечивают совпадение рассчитанных и измеренных показателей опережения с заданной точностью. Алгоритмы расчета температур и показателя трения приведены на рис. 4.14 и 4.15, пример данных, используемых при расчете, приведен в таблице 4.6.

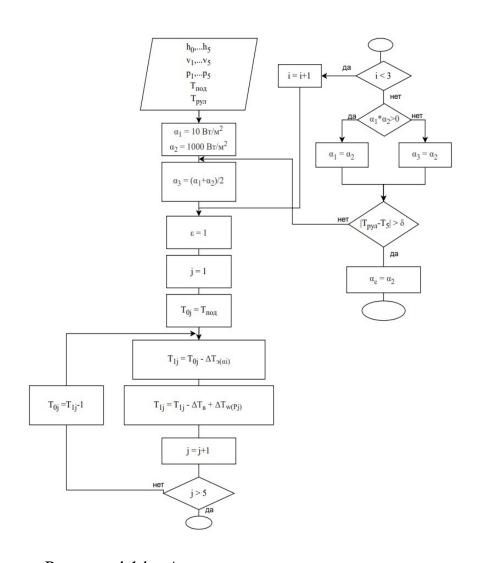


Рисунок 4.14 – Алгоритм расчета температуры

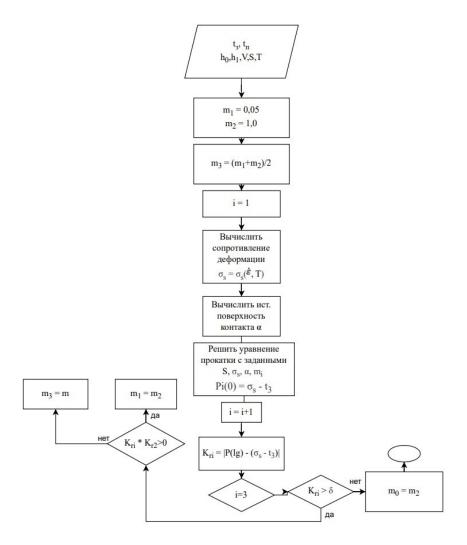


Рисунок 4.15 – Алгоритм расчета показателя трения

При расчете температуры деформации учитываются следующие составляющие теплового баланса.

1) Потери тепла от контакта с эмульсией:

$$\Delta T_{ei} = (T_{i-1} - T_e) \left( 1 - exp \left( -\frac{\alpha_e \tau_i}{c_m \rho_m h_{i-1}} \right) \right), \tag{4.1}$$

где  $\Delta T_{ei}$  – снижение температуры от контакта с эмульсией перед i-ым проходом;

 $T_{i-1}$  – температура после i-1 прохода;

 $T_e$  — температура эмульсии;

 $\alpha_e$  – коэффициент теплоотдачи эмульсии;

 $c_m$  – теплоемкость металла;

 $ho_m$  – плотность металла;

 $h_{i-1}$  – толщина полосы после i-1 прохода время контакта с эмульсией.

$$\tau_i = \frac{l_{\text{OXJ}} h_{i-1}}{h_i v_i (1+s)},\tag{4.2}$$

где  $l_{\text{охл}}$  – длина контакта с эмульсией в направлении прокатки;

s — опережение в текущем проходе;

 $v_i$  – линейная скорость рабочих валков в i проходе.

2) Потери тепла от контакта с валком:

$$\Delta T_{bi} = 4.5 \left( T_{i-1} - \Delta T_{ei} - T_b \right) \frac{\sqrt{c_m \rho_m \lambda_m} \sqrt{c_b \rho_b \lambda_b}}{\sqrt{c_m \rho_m \lambda_m} + \sqrt{c_b \rho_b \lambda_b}} \frac{\tau_k}{h_i + h_{i-1}}, \tag{4.3}$$

где  $T_b$  — температура рабочего валка;

 $\lambda_m$  – теплопроводность металла;

 $c_b$  — теплоемкость материала валка;

 $ho_b$  – плотность материала валка;

 $\lambda_b$  – теплопроводность материала валка.

3) Время контакта с валком:

$$\tau_k = \frac{\sqrt{R(h_{i-1} - h_i)}(h_{i-1} + h_i)}{2h_i v_i (1+s)},\tag{4.4}$$

где R — радиус рабочего валка.

4) Увеличение температуры за счет работы пластической деформации:

$$\Delta T_b = \eta \frac{P}{\sqrt{R(h_{i-1} - h_i)B}} \frac{1}{c_m \rho_m} ln\left(\frac{h_{i-1}}{h_i}\right), \tag{4.5}$$

где  $\eta$  - коэффициент выхода тепла при пластической деформации.

Расчет производился по алгоритму, представленному на блок-схеме (рис. 4.14) с использованием данных из таблицы 4.6, в которой приведены примеры значений для нескольких полос. В расчетах использовались данные по 200 полосам, прокатанным в различное время. В результате для каждого прохода прокатки была рассчитана температура деформации, что позволило перейти к расчету показателя трения *m*, обеспечивающего заданную величину опережения и установлению зависимости этого показателя от условий деформации.

Как показано выше, при горячей прокатке алюминиевых сплавов реализуется граничное и смешанное трение поэтому расчет контактного трения

производится по формуле (2.29) и (2.30). Для прохода прокатки, для которого известно обжатие, скорость прокатки и опережение, коэффициент m определяется так, чтобы обеспечить минимальное отклонение расчетного опережения от заданного.

При этом сопротивление деформации рассчитывается исходя из показателей температуры, полученных при расчете через измеренные значения температур, скоростей и усилий прокатки, как показано на блок-схеме (рис 4.14). Блок-схема расчета приведена на рисунке 4.15.

Результаты расчетов представлены на рисунке 4.16. Показана зависимость m от безразмерного критерия  $\frac{\eta v}{\sigma_S l_d}$ , где  $\eta$  — вязкость масляной фазы эмульсии, v — скорость прокатки,  $\sigma_S$  — предел текучести при температуре прокатки,  $l_d$  — длина проекции дуги захвата на направление прокатки.

Таблица 4.3 – Пример данных для расчета

Сплав	подк	шири	вых	вхо толщина, мм усилие, тс скор раб валка м/мин				толщина, мм				Н		опере	ежени	темп.	давлен.									
	мм	на мм	од тем	тем	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	1	2	3	4	5	эмул,	эмул,
			пС	πС																					C	bar
3104B	50	1820	341	487	29.8	19.1	11.0	6.8	3.9	1477	1360	1377	1084	100	26	43	78	125	213	11.6	6.9	2.8	2.9	2.8	66	5.44
3104B	50	1820	343	490	32.4	19.3	11.4	5.4	2.6	1251	1422	1363	1457	103 5	21	38	68	143	287	10.8	6.8	2.7	5.1	3.5	66	5.41
3104B	50	1820	342	492	32.5	19.2	11.2	5.2	2.4	1183	1346	1344	1439	103 7	21	37	66	145	298	10.9	6.3	2.3	4.9	3.6	67	5.42
5182	35	1670	364	465	24.2	16.2	10.5	6.5	4.0	2092	1865	1943	1274	109 7	29	48	78	121	194	12.7	6.5	5.4	4.4	2.7	70	5.41
5182	35	1670	351	472	22.7	14.3	8.7	4.8	2.8	2312	2101	2139	1474	990	26	46	82	142	237	14.3	7.6	6.1	7	2.5	70	5.41
5182	35	1670	346	476	22.4	14.1	8.3	4.6	2.4	2367	2123	2234	1432	111	25	44	82	142	257	14.6	7.8	5.9	5.6	3.3	70	5.42
5052	55	1630	344	478	30.1	17.4	10.4	6.2	4.0	1869	1466	1202	809	728	24	46	82	135	210	17	7.7	3.4	0.8	0.4	70	5.32
5052	55	1630	348	478	27.7	15.1	8.8	4.9	2.8	1992	1584	1413	886	706	24	48	88	159	272	17.7	8.5	6.3	3.8	2	70	5.3
5052	55	1330	357	483	32.5	20.1	12.9	8.7	6.0	1200	936	827	558	554	25	44	73	115	159	14.9	6	2.2	1	1	70	5.4
5052	55	1330	327	478	32.4	19.2	11.9	7.3	5.0	1230	1030	898	641	607	20	37	64	104	153	15.5	6.9	2.4	1	1	69	5.39
5052	55	1330	333	476	31.6	18.4	11.2	6.7	4.5	1220	1032	878	604	560	22	41	73	120	182	15.8	6.9	2.7	1	1	68	5.37

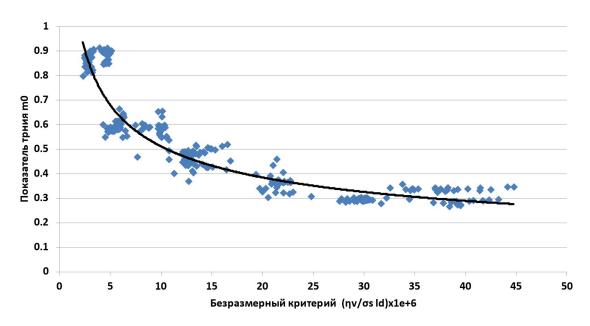


Рисунок 4.16 – Зависимость показателя трения в формуле (2.29) от безразмерного критерия

Функционально зависимость, представленная на рис 4.16, может быть выражена как:

$$m = 1.31 \left(\frac{\eta v}{\sigma_s l_d}\right)^{-0.42}. (4.6)$$

Коэффициент корреляции при использовании данного выражения составляет 0.93, что говорит о его адекватности, но стандартное отклонение равно 0.064, что приводит к отклонению в расчете усилия в пределах -200..+200 тонн силы. Отклонения объясняются состоянием поверхности валков, вариацией характеристик эмульсии, точностью измерений параметров прокатки. Поэтому в системе управления станом применяется процесс адаптации. Показатель трения т пересчитывается из измеренных значений, по алгоритмам, представленным на рис. 4.14 и 4.15, и 20 последних значений сохраняются. По окончанию прокатки полосы производится пересчет и получается новое значение т. Если новое значение отклоняется от среднего по последним 20 значениям менее чем 0.2 от среднего отклонения, новое значение включается в список, а самое старое значение исключается. Для расчета следующей настройки стана используется среднее значение 20 последних результатов. Изменение величины *m*, полученного пересчетом, и сглаженной величины, показаны на рис. 4.17 и 4.18. В обоих

случаях наибольшее изменение происходит при длительной паузе между полосами, что в первую очередь объясняется изменением температуры валков, а во вторую — некоторым изменением параметров эмульсии за счет того, что перемешивание менее интенсивно при паузе, чем при прокатке.

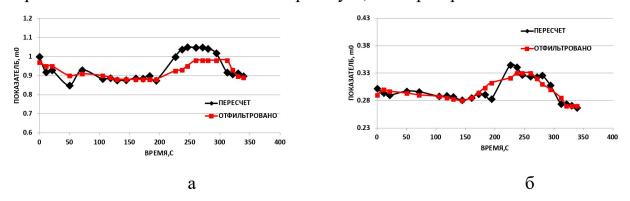


Рисунок 4.17 – Изменение показателя *m*, полученного пересчетом и усреднением(отфильтровано) при прокате сплава АМг2 2.8х1670 мм: а) первая клеть непрерывной группы; б) последняя (5-я) клеть непрерывной группы

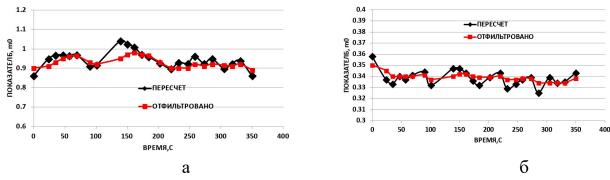


Рис. 4.18 — Изменение показателя *m*, полученного пересчетом и усреднением (отфильтровано) при прокате сплава 3104 2.4x1820 мм:

а) первая клеть непрерывной группы;
б) последняя (5-я) клеть непрерывной группы

### Выводы по главе 4

1. Обработка статистических данных в течение года показала, что система смазки стана, понимаемая в широком смысле как совокупность оборудования для подготовки, транспортировки, фильтрации и распыления на стане, а также совокупность регулярно проводимых мероприятий по подержанию постоянства смазочно-охлаждающей жидкости (СОЖ) обеспечивает заданные значения содержания эфиров и кислот.

- 2. Статистическим анализом производственных данных за длительный период времени установлено, что использование разработанной формулы эмульсии обеспечивает получение заготовки для штамповки с требуемым уровнем показателя фестонистости. За год на эмульсии с уточненной формулой было обработано свыше 7000 рулонов баночной ленты, среднее значение фестонистости представлены в таблице 4.1.
- 3. Разработанная модель применена для расчетов эпюр контактных напряжений при прокатке полос алюминиевых сплавов на стане промышленной прокатки 2800. Расчетный момент и усилие прокатки на всех клетях совпадает с фактическим с отклонением не более 3%. На примере прокатки полосы из сплава AA5182 показано, что первые три клети работают в условиях граничного трения, а клети № 4 и № 5 в режиме смешанного.
- 4. Разработана методика для расчета показателя трения в зависимости от таких параметров прокатки, как вязкость масляной фазы эмульсии, скорость прокатки, предел текучести при температуре прокатки и длина проекции дуги захвата на направление прокатки. Данная методика прошла промышленную апробацию. По методике определена функциональная зависимость для определения показателя трения (4.6). Данная зависимость внедрена в систему автоматического управления технологическим процессом.

#### **ЗАКЛЮЧЕНИЕ**

В диссертации на основе выполненных исследований предложены комплексные научно-технические и технологические решения, направленные на совершенствование процесса горячей прокатки посредством разработки новой математической модели, уточняющей условия трения на поверхностях в системе «рабочий прокатный валок – заготовка». Разработанная модель, апробирована и нашла свое применение в условиях промышленной прокатки алюминиевых полос на стане горячей прокатки 2800. В процессе проведенных теоретических и практических исследований получены следующие результаты и выводы.

- 1. Разработана и предложена математическая модель расчета контактных напряжений при прокатке с использованием водной эмульсии. Особенности данной модели состоят:
- в едином подходе к моделированию различных режимов контактного трения;
- в учете влияния на величину истинной поверхности контакта механических свойств прокатываемого материала, комбинированной шероховатости материала и инструмента, геометрических и кинематических характеристик очага деформации и вязкости масляной фазы;
- в учете влияния размера частиц масляной фазы эмульсии на объем смазки поступающей в очаг деформации в единицу времени.
- 2. Разработанная модель прошла адаптацию на массиве данных полученных использованием автоматизированной системе управления непрерывной группой стана горячей прокатки. Усилия прокатки, рассчитанные с применением разработанной модели, с высокой степенью точности согласуются с фактическими замерами. Коэффициент детерминации при использовании модели составляет 0.9378, что говорит о ее адекватности, стандартное отклонение равно 0.064.

- 3. Соотношения полученные на основе модели включены в алгоритм автоматической настройки клетей стана непрерывной горячей прокатки 2800, АО «Самарский Металлургический Завод».
- 4. С помощью метода физического моделирования определены аналитические зависимости по определению коэффициентов трения в зависимости от доли эфиров и кислот в составе эмульсола для каждой клети непрерывной группы.
- 5. Проведены теоретические, экспериментальные и промышленные исследования влияния показателей эмульсии, температурно-скоростных параметров прокатки и свойств обрабатываемого материала на виды контактного трения между рабочим валком и поверхностью полосы. Установлено, что первые три клети стана непрерывной прокатки работают в условиях граничного трения, а в чистовых клетях № 4 и № 5 вид трения носит смешанный характер (полужидкостной).
- 6. С учетом предложенных изменений в формуле эмульсии оптимизирован процесс горячей прокатки полос из сплава 3104БТ. Применение эмульсии с уточненным составом эмульсола позволило снизить фестоностость на конечных рулонах до 2,7% на рулонах толщиной 0,245 мм, 2,8% при толщине 0,274 мм и 2% при толщине 0,4 мм.
- 7. Внедрение модели позволило сократить участок полосы, на котором идет настройка на годную толщину, с 80–100 м до 20–30 м, что позволило увеличить выход годного на 2 %.

## СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ И УСЛОВНЫХ ОБОЗНАЧЕНИЙ

 $\tau_{\scriptscriptstyle K}$  – касательное напряжение;

 $P_0$  – нормальное давление;

Р – давление;

μ – коэффициент трения;

 $\tau_{c}$  – предел текучести материала при чистом сдвиге;

т – фактор трения;

 $\sigma_{T}$  – предел текучести материала при одноосном растяжении;

 $A_{r}$  – площадь контакта;

 η – динамическая вязкость смазки (в случае применения эмульсии или дисперсии – вязкость масляной фазы), МПа·с;

 $\nu$  — скорость относительного перемещения трущихся поверхностей (для случая прокатки — разность скоростей валка и полосы на входе в очаг деформации), м/с;

 $P_{cp}$  – среднее давление в зоне контакта, Мпа;

n – вязкость жидкости при повышенном давлении;

n<sub>0</sub> – вязкость жидкости при изначальном давлении;

а – коэффициент давления-вязкости;

 $\xi_0$  – начальная толщина пленки СОЖ;

С – фактор захвата эмульсионных частиц;

d<sub>эмул</sub> – средний диаметр эмульсионных частиц;

ф – объемная доля масляной фазы;

 $h_{WW}$  — толщина пленки СОЖ, получаемая при использовании уравнения Wilson R. D. и Schmid S. R.;

 $Sk_{\text{гидрофил}}-$  число Стокса для гидрофильных (водных) частиц;

 $Sk_{\text{гидрофоб}}$  – число Стокса для гидрофобных (эмульсионных) частиц;

 $v_{\rm w}$  – скорость течения жидкости;

ρ – плотность частицы;

- і инерционный пробег частиц;
- r характеристический размер частицы;
- L характеристическая длина;
- d диаметр частицы;
- $\lambda_i$  отношение толщины начальной пленки СОЖ к шероховатости трущихся поверхностей;
  - р давление в слое смазки;
  - $\eta$  динамическая вязкость смазки;
  - $v_{x},\,v_{y}-$  составляющие скорости движения смазки в направлении осей x и y;
  - $E_{cm}-$  объемный модуль упругости смазки;
  - $\eta_0$  вязкость смазки при атмосферном давлении;
  - $\theta$  пьезокоэффициент вязкости;
- $R_{q1}$  и  $R_{q2}$  среднее квадратичное отклонение профилей поверхности полосы и валка;
- n вязкость при давлении р и температуре Т (измеряется относительно температуры валка);
  - у коэффициент давления;
  - $\alpha_{\scriptscriptstyle \rm T}$  температурный коэффициент вязкости;
  - ${
    m v_{\scriptscriptstyle B}}$  и  ${
    m v_0}-$  скорость валков и скорость полосы на входе соответственно;
  - $\alpha$  угол захвата полосы;
  - ${\bf q}_0$  натяжение заднего конца полосы;
  - $\sigma_{T^*}$  вынужденный предел текучести;
  - v<sub>x</sub> скорость полосы в заданном сечении;
  - $\Lambda$  сдвиговая деформация;
  - Ψ показатель Колмогорова;
- $\Lambda_{p}$  определенный критерий при котором происходит разрушение по Колмогорову;
  - Н обобщенная характеристика скорости деформации сдвига;
  - $d_{\tau}$  приращение по времени;

 $\epsilon_{\mu}$  – интенсивность скоростей деформации;

 $\xi_{\rm u}$  – интенсивность скоростей деформации;

 $\sigma$  – напряжение;

 $T_{\text{обр}}$  – температура образца;

F – усилие деформации;

ε – истинная (логарифмическая) деформация;

h – высота;

S – площадь;

d – диаметр;

текучести; текучести;

Z – это параметр Зенера-Холломона;

R – газовая постоянная;

Т – абсолютная температура;

Q – энергия активации;

 $A, \alpha, n$  — реологические константы исследуемого материала;

D<sub>h</sub> – параметр упрочнения;

 $r_{rlx}$  – параметр разупрочнения;

 $Q_{rlx}$  – энергия активации процесса разупрочнения;

 $\epsilon_{hrd}$  — коэффициент, величина к которой стремится  $\epsilon_0$  при увеличении температуры (численное значение 3.1e-04);

 $l_d$  – длина дуги захвата;

 $\phi$  — центральный угол с вершиной в центре валка вертикалью и точкой на его поверхности с горизонтальной координатой х;

s – опережение;

 $v_b$  – линейная скорость валка;

v<sub>m</sub> – скорость движения металла во входном сечении очага деформации;

 $\theta-$ коэффициент зависимости вязкости смазки от давления;

 $\phi$  — угол захвата;

 $\sigma_{S_{\mathrm{BX}}}$  – предел текучести материала во входном сечении очага деформации;

 $\sigma_{3ал}$  — заднее натяжение;

 $\xi$  — толщина масляной пленки получаемой при использовании водной эмульсии;

 $\xi_{\rm w}$  — толщина масляной пленки получаемой при использовании прокатного масла;

С – коэффициент захвата эмульсионных частиц;

ф – объемная доля масляной фазы в эмульсии;

 $\phi_i$  — объемная доля масляной фазы на входе в очаг деформации;

 $Q_{\xi}-$  поток смазки в точке входа в очаг деформации;

 $\xi_1$  – толщина смазочного слоя;

 $\Delta h$  – предельное обжатие;

D – диаметр рабочего валка;

 $P_{cp}$  — среднее давление металла на валок;

 $T_{\Pi}$  – удельное переднее натяжение;

 $T_3$  – удельное заднее натяжение;

С – концентрация масляной фазы эмульсии, %;

Е – доля эфиров, %;

K – доля кислот, %;

 $R_{\rm a}$ -шероховатость валков.

#### СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

- Asghari, S., Salimi M. Investigations on Cold Rolling of Strip in Attendance of Hydrodynamic Lubrication. Computational Methods in Engineering. – 2005. – Vol. 24, № 1. – P. 283 – 297.
- 2. Bedi, D.S. Hydrodynamic Model for Cold Strip Rolling / D.S. Bedi, M.J. Hillier // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers. − 1967. − Vol. 182, № 1. − P. 153–162.
- 3. Button, S. Numerical and Experimental Analysis of Lubrication in Strip Cold Rolling / S. Button // Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. 2011. Vol. 33. P. 189–196.
- Cheng, Q. Formation Mechanism and Influence Factors of Roll Surface Oil Film Thickness in the Double Cold Reduction Mill / Q. Cheng, Z.H. Bai, J. Zhang, Y. Cui, C. Hua // Mathematical Problems in Engineering. – 2020.
- 5. Dixit, P.M. Modeling of Metal Forming and Machining Processes by Finite Element and Soft Computing Methods / P.M. Dixit, U.S. Dixit. –London: Springer–Verlag, 2008.
- 6. Dow, T.A. A Hydrodynamic Lubrication Theory for Strip Rolling Including Thermal Effects / T.A. Dow, J.W. Kannel, S.S. Bupara // Journal of Lubrication Technology. 1975. Vol. 97, № 1. P. 4–12.
- 7. Hsu, S.M. Nano-lubrication: Concept and design / S.M. Hsu // Tribology International. 2004. Vol. 37. P. 537–545.
- 8. Ihmood, S.M. Computing of Lubricant Film Thickness in Cold Rolling Process / S.M. Ihmood // University of Thi-Qar Journal for Engineering Sciences. 2019. Vol. 1, № 1. P. 1–9.
- Kang, C.G. Formation of shear texture components during hot rolling of AA 1050 / C.G. Kang, H.G. Kang, H.C. Kim, M.Y. Huh, H.G. Suk // Journal of Materials Processing Technology. 2007. Vol. 187–188. P. 542–545.

- 10. Kannel, J., Bell, J. C., Allen, C. M. A Study of the Influence of Lubricant on High-speed Rolling-Contact Bearing Performance: research report / Jerrold Kannel, John C. Bell, Catherine M. Allen. [United States], 1964. 120 p.
- 11. Kármán, Th.V. Beitrag zur Theorie des Walzvorgang / Th.V. Karman // Zeitschrift für angewandte Mathematik und Mechanik. 1925. Vol. 5, Iss. 2. P. 139–141.
- 12. Kim, J.K. Texture evolution during roll-cladding of a composite of five plies of ferritic stainless steel and aluminum sheets / J.K. Kim, M.Y. Huh, K.K. Jee, O. Engler // Materials Science Forum. 2005. Vol. 495–497. P. 1681–1686.
- 13. Kolmogorov, G. Hydrodynamic effect of technological lubrication and friction modes formation at sheet rolling / G. Kolmogorov, T. Melnikova // Izvestiya. Ferrous Metallurgy. 2022. Vol. 64. P. 903–908.
- Liu, L. Hydrodynamic analysis of partial film lubrication in the cold rolling process / L. Liu, Y. Zang, Y. Chen // International Journal of Advanced Manufacturing Technology. – 2011. – Vol. 54. – P. 489–493.
- 15. Mazur, V.L. Hot Rolling of Strip with Lubricant: Theoretical and Practical Aspects / V.L. Mazur, V.I. Timoshenko // Steel in Translation. 2018. Vol. 48. P. 245–251.
- Meng, Y. The role of nano-TiO2 lubricating fluid on the hot rolled surface and metallographic structure of SS41 steel / Y. Meng [et al.] // Nanomaterials. 2018. Vol. 8, № 2. P. 111.
- 17. Rushchits, S.V. Modeling the hot deformation behavior of 1565ch aluminum alloy / S.V. Rushchits [et al.] // Key Engineering Materials. 2016. Vol. 684. P. 35–41.
- 18. Saxena, S. Analysis of cold strip rolling under hydrodynamic lubrication / S. Saxena, P.M. Dixit, G.K. Lal // Journal of Materials Processing Technology. 1996. Vol. 58. P. 256–266.
- 19. Schey, J.A. Tribology in Metalworking / J.A. Schey. Metals Park, Ohio: American Society for Metals, 1983. 717 p.

- 20. Schmid, R.S. Lubrication of Aluminum Rolling by Oil-in-Water / R.S. Schmid, W.R.D. Wilson // Tribology Transactions. 1995. Vol. 38, № 2. P. 452–458.
- 21. Shatalov, R.L. Influence of Lubricants and Contact Pressure Models on the Rolling Power along Thin Aluminum Stripes / R.L. Shatalov, V.Kh. Pham, V.Q. Tran // Metallurgist. 2021. Vol. 65, № 5–6. P. 423–432.
- 22. Stachowiak, G.W. Engineering tribology / G.W. Stachowiak, A.W. Batchelor. Oxford: Butterworth Heinemann, 2002. 744 p.
- 23. Sun, J. Lubrication in strip cold rolling process / J. Sun, Y. Kang, T. Xiao, J. Wang // Journal of University of Science and Technology Beijing. Mineral, Metallurgy, Material. 2004. Vol. 11, № 4. P. 368-372.
- 24. Sun, J.L. Characteristics of Oil Film Formation on Cold Rolled Strips / J.L. Sun, Y.L. Kang, J. Liu // Journal of Iron and Steel Research International. 2001. Vol. 13. P. 10–13.
- 25. Tan X. Friction measurement and modeling in forward rod extrusion test / X. Tan, N. Bay, W. Zhang // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part J: Journal of Engineering Tribology. 2003. Vol. 217. P. 71–82.
- 26. Tan X. Friction of plasticity: application of the dynamic friction model / X. Tan // Proceedings of the Institution of Mechanical Engineers Part J: Journal of Engineering Tribology. 2007. Vol. 221. P. 115–131.
- 27. Tan, X. Comparisons of friction models in bulk metal forming / X. Tan // Tribology International. 2002. Vol. 35. P. 385–393.
- 28. Tan, X. Friction studies at different normal pressures with alternative ring-compression tests / X. Tan, P.A.F. Martins, N. Bay, W. Zhang // Journal of Materials Processing Technology. 1998. Vol. 80–81. P. 292–297.
- 29. Tieu, A.K. A 3D finite element analysis of the hot rolling of strip with lubrication / A.K. Tieu. 2022.
- 30. Wanheim, T. A Model for friction in metal forming processes / T. Wanheim, N. Bay // CIRP Annals. 1978. Vol. 27. P. 189–194.

- 31. Wanheim, T. Theoretically determined model for friction in metal working processes / T. Wanheim, N. Bay, A.S. Peterson // Wear. 1974. Vol. 28. P. 251–258.
- Wilson, W.R.D. A Refined Model for the Hydrodynamic Lubrication of Strip Rolling / W.R.D. Wilson, L.E. Murch // Journal of Lubrication Technology. 1976. Vol. 98, № 3. P. 426–431.
- Wilson, W.R.D. Tribology in Cold Metal Forming / W.R.D. Wilson // Journal of Manufacturing Science and Engineering. 1997. Vol. 119. P. 695–698.
- 34. Wu, H. A study of the tribological behaviour of TiO2 nano-additive water-based lubricants / H. Wu [et al.] // Tribology International. 2017. Vol. 109. P. 398–408.
- 35. Абрамзон, А.А. Поверхностно-активные вещества / А.А. Абрамзон. 2—е изд. Л., 1981.
- 36. Андрианов, А.В. Повышение эффективности самоочистки инструмента в процессе вытяжки банок из сплава 3104 / А.В. Андрианов, Е.Г. Кандалова, Е.В. Арышенский // Технология легких сплавов. 2013. № 3. С. 108–112.
- 37. Арышенский, Е.В. Формирование текстуры деформации при горячей прокатке алюминиевых листов в многоклетьевых непрерывных станах /
   Е. В. Арышенский, Э. Д. Беглов, А. Ф. Гречникова, М. В. Панкратов //
   Технология легких сплавов. 2015. № 4. С. 45-52.
- 38. Арышенский, Е.В. Изучение антифрикционных свойств прокатных смазок, применяющихся для алюминиевых сплавов / Е. В. Арышенский, М. А. Панкратов, В. Ю. Арышенский, Э. Д. Беглов // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. 2014. № 3-1. С. 14-16.
- 39. Арышенский, Е.В. Изучение влияния композиции смазочных жидкостей на усилие прокатки / Е.В. Арышенский, М.А. Панкратов, В.Ю. Арышенский, Э.Д. Беглов // Международный журнал прикладных и фундаментальных исследований. 2014. № 3. С. 11–13.

- 40. Арышенский, Е.В. Изучение причин появления поверхностных дефектов типа «отслоение» при прокатке лент из сплава 5182 в непрерывных группах / Е.В. Арышенский, Э.Д. Беглов, В.Ю. Арышенский. М.: ООО «Белый Ветер», 2014. Ч. 1. 254–262 с.
- 41. Арышенский, Е.В. Исследование антифрикционных свойств прокатной смазки для алюминиевых сплавов методом предельного обжатия / Е.В. Арышенский, В.В. Яшин, И.А. Латушкин, А.В. Баев // Фундаментальные исследования. − 2015. − № 3. − С. 15–18.
- 42. Арышенский, Е.В. Исследование влияния внешнего трения при горячей прокатке на текстуру ленты из алюминиевого сплава 3104 / Е.В. Арышенский, Э.Д. Беглов, В.Ю. Арышенский, М.А. Панкратов // Производство проката. 2012. № 7. С. 14–17.
- 43. Арышенский, Е.В. Исследование влияния точности прокатки заготовок на производство корпусов банок под напитки / Е.В. Арышенский, А.М. Оводенко, В.Г. Колобов, Э.Д. Беглов // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. 2011. Т. 13, № 6-1. С. 269–273.
- 44. Арышенский, Е.В. Формирование текстуры в алюминиевых листах и лентах, получаемых прокаткой / Е.В. Арышенский, В.Н. Серебряный,
   А.Ф. Гречникова. М.: Теплотехник, 2013. 87 с.
- 45. Арышенский, В.Ю. Разработка механизма формирования заданной анизотропии свойств в процессе прокатки алюминиевых лент для глубокой вытяжки с утонением: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.05 / В.Ю. Арышенский. Самара, 2002. 312 с.
- 46. Ахматов, А.С. Молекулярная физика граничного трения / А.С. Ахматов. 1963.
- 47. Белосевич, В.К. Современные системы технологической смазки и охлаждение листовых станов холодной прокатки в СССР и за рубежом / В.К. Белосевич, В.П. Вансович, И.А. Чамин, Г.В. Смирнов. М.: НИИинформтяжмаш, 1967. № 1—67—5. 55 с.

- 48. Белосевич, В.К. Трение, смазка, теплообмен при холодной прокатке листовой стали / В.К. Белосевич. М.: Металлургия, 1989. 256 с.
- 49. Белосевич, В.К. Эмульсии для холодной прокатки (Методика разработки составов эмульсий) / В.К. Белосевич, С.М. Ионов // Производство проката. 1999. № 8. С. 3—6.
- Белосевич, В.К. Эмульсии для холодной прокатки. Исследование и расчет тепловых режимов непрерывных станов холодной прокатки листов / В.К. Белосевич, С.М. Ионов // Производство проката. 1999. № 2. С. 3–7.
- 51. Белосевич, В.К. Эмульсии и смазки при холодной прокатке / В.К. Белосевич, Н.П. Нетесов, В.И. Мелешко. М.: Металлургия, 1976. 416 с.
- 52. Варгафтик, Н. Б. Справочник по теплофизическим свойствам газов и жидкостей / Н. Б. Варгафтик. М.: Рипол Классик, 1963. 708 с.
- 53. Василев, Я.Д. Инженерные методика расчета температуры полосы при холодной прокатке / Я.Д. Василев // Производство проката. 2012. № 6. С. 15–19.
- 54. Василев, Я.Д. Инженерные модели и алгоритмы расчета параметров холодной прокатки / Я.Д. Василев. М.: Металлургия, 1995. 368 с.
- 55. Василев, Я.Д. Методика оценки антифрикционной эффективности технологических смазок при холодной прокатке по их физико-химическим свойствам / Я.Д. Василев, Р.А. Замогильный, Д.Н. Самокиш // Черная металлургия: бюллетень научно-технической и экономической информации. 2017. № 4. С. 54–59.
- 56. Василев, Я.Д. Методика расчета коэффициента трения при холодной прокатке с эмульсией на основе эмпирических зависимостей / Я.Д. Василев // Производство проката. 2012. № 7. С. 2—7.

- 57. Василев, Я.Д. Основы теории продольной холодной прокатки / Я.Д. Василев // Пластическая деформация металлов: колл. монография. Днепропетровск: Акцент ПП, 2014. С. 107—125.
- 58. Василев, Я.Д. Повышение точности расчета коэффициента трения при холодной полосовой прокатке / Я.Д. Василев, Р.А. Замогильный, Д.Н. Самокиш, А.В. Олейник // Обработка материалов давлением. 2017. № 1(44). С. 187—191.
- 59. Вишняков, Я.Д. Теория образования текстур в металлах и сплавах / Я.Д. Вишняков, А.А. Бабарэко, С.А. Владимиров [и др.]. М.: Наука, 1979. 343 с.
- 60. Галкин, А.М. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / А.М. Галкин, П.И. Полухин, Г.Я. Гун. М.: Металлургия, 1983. 352 с.
- 61. Гречников, Ф.В. Теория пластического деформирования металлов / Ф.В. Гречников, В.Р. Каргин. Москва; Вологда: Инфа-Инженерия, 2023. 448 с.
- 62. Гречников, Ф.В. Влияние режимов прокатки и отжига на анизотропию свойств листов из алюминиевых сплавов / Ф.В. Гречников, Ю.М. Арышенский, В.В. Уваров // Темат. сб. науч. тр. МЧМ СССР (МИСиС). М.: Металлургия, 1976. № 94. С. 38–43.
- 63. Гречников, Ф.В. Проектирование технологических режимов прокатки листов и лент для вытяжки изделий с минимальным фестонообразованием / Ф.В. Гречников, Я.А. Ерисов, Е.В. Арышенский // Вестник Самарского государственного аэрокосмического университета имени академика С.П. Королева. 2011. № 2. С. 158–167.
- 64. Грудев, А.П. Внешнее трение при прокатке / А.П. Грудев. М.: Металлургия, 1973. 288 с.
- 65. Грудев, А.П. Технологические смазки в прокатном производстве А.П. Грудев, В.Т. Тилик. М.: Металлургия, 1975. 368 с.

- 66. Грудев, А.П. Трение и смазки при обработке металлов давлением / А.П. Грудев, Ю.В. Зильберг, В.Т. Тилик. М.: Металлургия. 273 с.
- 67. Дема, Р.Р. Компьютерное и математическое моделирование процесса горячей прокатки с применением смазочных материалов в программном комплексе DEFORM-3D. Сообщение 2. Компьютерное моделирование процесса контактного взаимодействия «опорный валок-рабочий валок» при листовой горячей прокатке с применением технологической смазки / Р.Р. Дема, С.И. Платов, М.В. Харченко [и др.] // Производство проката. 2019. № 9. С. 8—12.
- 68. Дема, Р.Р. Результаты опытной эксплуатации и сравнительная оценка эффективности отечественного смазочного материала «РОСОЙЛ-МГП» в технологии производства горячего проката / Р.Р. Дема, М.В. Харченко // Трибология машиностроению: труды XII Международной научнотехнической конференции. 2018. С. 168–171.
- 69. Дёма, Р.Р. Расчет усилий при горячей прокатке на стане 2000 ОАО "Магнитогорский металлургический комбинат" с применением системы подачи технологической смазки на основе учета напряженно-P.P. деформированного состояния В очаге деформации Дёма, М.В. Харченко, А.А. Горбунова // Производство проката. – 2013. – № 3. – C. 14–16.
- 70. Дема, Р.Р. Опыт применения технологической смазки в технологии горячей прокатки полосы / Р.Р. Дема, М.В. Харченко, О.Р. Латыпов // XII Всероссийский съезд по фундаментальным проблемам теоретической и прикладной механики: сб. трудов. 2019. С. 453–455.
- 71. Дема, Р.Р. Теория и практика применения технологической смазки при широкополосной горячей прокатке / Р.Р. Дема, М.В. Харченко, С.И. Платов. Магнитогорск, 2013. 99 с.
- 72. Дема, Р.Р. Опыт применения отечественного смазочного материала «РОСОЙЛ-МГП» в технологии производства полосы на непрерывном

- широкополосном стане горячей прокатки / Р.Р. Дема, М.В. Харченко, В.Ю. Шолом, А.Н. Абрамов // Кузнечно-штамповочное производство. Обработка материалов давлением. 2018. N 11. C. 27-32.
- 73. Зайков, М.А. Процесс прокатки: справочник / М.А. Зайков, В.П. Полухин, А.М. Зайков, Л.Н. Смирнов. М.: МИСиС, 2004. 640 с.
- 74. Капланов, В.И. Методики и результаты оценки эффективности технологических смазок при холодной прокатке / В.И. Капланов, И.С. Сухоруков, А.Г. Присяжный // Восточно-Европейский журнал передовых технологий. 2011. T. 5, No. 7. C. 49–53.
- 75. Коднир, Д.С. Контактная гидродинамика смазки деталей машин Д.С. Коднир. М.: Машиностроение, 1976. 304 с.
- 76. Кокорин, В.Н. Применение смазочно-охлаждающих технологических жидкостей в производстве прокатки листового материала: учебное пособие / В.Н. Кокорин, Ю.А. Титов. Ульяновск: УлГТУ, 2004.
- 77. Колмогоров, В.Л. Механика обработки металлов давлением / В.Л. Колмогоров. М.: Металлургия, 1986. 688 с.
- 78. Контактное взаимодействие металла и инструмента при прокатке / П.И. Полухин, В.А. Николаев, В.П. Полухин [и др.]. М.: Металлургия, 1974. 200 с.
- 79. Кривенцов, А.М. Разработка метода и определение на его основе коэффициента трения при горячей, тёплой и холодной прокатке чёрных и цветных металлов / А.М. Кривенцов // Калибровочное бюро. 2015. Вып. 6. С. 40—49.
- 80. Кулезнев, В.Н. Смазочно-охлаждающая жидкость для горячей прокатки алюминия и его сплавов / В.Н. Кулезнев [и др.]. 1982.
- 81. Латутова, М.Н. Смазочные материалы: учебное пособие / М.Н. Латутова, Л.Г. Лукина. СПб.: Петербургский государственный университет путей сообщения, 2007. 56 с.

- 82. Леванов, А.Н. Контактное трение в процессах обработки металлов давлением / А.Н. Леванов [и др.]. М.: Металлургия, 1976. 416 с.
- 83. Мазур, В. Л. Теория и технология тонколистовой прокатки (численный анализ и технические приложения) / В. Л. Мазур, А. В. Ноговицын. Днепропетровск: Днепр–VAL, 2010. 498 с.
- 84. Максименко, О. П. Исследования процесса прокатки в режиме гидродинамического трения / О. П. Максименко, В. М. Самохвал // Известия высших учебных заведений. Черная металлургия. 2007. № 2. С. 40–43.
- 85. Павлов, И. М. Влияние удельного давления при прокатке на коэффициент трения / И. М. Павлов, Н. Н. Гет // Металлург. 1936. № 7. С. 47–54.
- 86. Павлов, И. М. О роли внешних частей полосы в различных случаях прокатки / И. М. Павлов // Известия АН СССР. Металлы. 1969. № 6. С. 101—106.
- 87. Платов, С. И. Разработка модели прогнозирования энергосиловых параметров горячей прокатки при подаче смазочного материала на валки / С. И. Платов, Р. Р. Дёма, М. В. Харченко [и др.] // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. 2019. № 12. С. 93—99.
- 88. Покрас, И. Б. Теория обработки металлов давлением: учебное пособие для студентов, обучающихся по программам высшего профессионального образования по направлению подготовки 15.03.01 (150700.62) "Машиностроение" / И. Б. Покрас, Н. Н. Князева. Ижевск: Изд-во ИжГТУ, 2015. 402 с.
- 89. Полухин, П. И. Прокатное производство / П. И. Полухин, Н. М. Федосов, А. А. Королев, Ю. М. Матвеев. М.: Металлургия, 1982. 696 с.
- 90. Полухин, П. И. Сопротивление пластической деформации металлов и сплавов / П. И. Полухин, Г. Я. Гун, А. М. Галкин. М.: Металлургия, 1983. 352 с.

- 91. Рудской, А. И. Теория и технология прокатного производства: учебное пособие / А. И. Рудской, В. А. Лунев. СПб.: Наука, 2005. 540 с.
- 92. Самонин, В. Н. Исследование влияния кристаллографических ориентировок на анизотропию и фестонистость ленты для производства банок / В. Н. Самонин, М. В. Федоров, Ф. В. Гречников, В. М. Зайцев // Известия Самарского научного центра Российской академии наук. − 2001. − Т. 3, № 2. − С. 241–245.
- 93. Сафьян, М. М. Технология процессов прокатки и волочения. Листопрокатное производство / М. М. Сафьян, В. Л. Мазур, А. М. Сафьян, А. И. Молчанов. – Киев: Выща школа, 1988. – 351 с.
- 94. Сгибнев, Б. Ф. Анизотропия свойств рулонной ленты / Б. Ф. Сгибнев // Кузнечно-штамповочное производство. 1962. № 2. С. 27—31.
- 95. Сидельников, С. Б. Технология прокатки / С. Б. Сидельников, И. Л. Константинов, Д. С. Ворошилов. М.: Издательство МИСиС, 2016. 412 с.
- 96. Сидельников, С. Б. Основы технологических процессов обработки металлов давлением: конспект лекций / С. Б. Сидельников, Р. И. Галиев, Д. Ю. Горбунов [и др.]. Красноярск: ИПК СФУ, 2008. 126 с.
- 97. Смирнов, В. С. Текстурообразование металлов при прокатке / В. С. Смирнов, В. Д. Дурнев. М.: Металлургия, 1971. 256 с.
- 98. Современные широкополосные станы горячей прокатки США\*\* / Информ. ин-т «Черметинформация». Москва, 1981. Сер. 7. 48 с.
- 99. Старостина, А. П. Анализ зависимостей вязкости масел от давления и температуры / А. П. Старостина, Б. П. Дьяченко // Контактногидродинамическая теория смазки и ее практическое применение в технике: тр. первой Всерос. конф. Куйбышев: Куйбышев. авиац. ин-т, 1973. Вып. 1. С. 18–30.
- 100. Теория прокатки: справочник / А. И. Целиков, А. Д. Томленов, В. И. Зюзин [и др.]. М.: Металлургия, 1982. 335 с.

- 101. Томленов, Л. Д. Механика процессов обработки металлов давлением / Л. Д. Томленов. М.: Машгиз, 1963. 284 с.
- 102. Харченко, М. В. Прокатка труднодеформируемых сталей на станах горячей прокатки / М. В. Харченко, Р. Р. Дема, О. Р. Латыпов // Наука и производство Урала. 2021. С. 43–47.
- 103. Харченко, М. В. Компьютерное и математическое моделирование процесса горячей прокатки с применением смазочных материалов в программном комплексе DEFORM-3D. Сообщение 3. Исследование напряженного состояния в системе «опорный валок-рабочий валок» при листовой горячей прокатке с применением технологической смазки / М. В. Харченко, С. И. Платов, Р. Р. Дема [и др.] // Производство проката. 2019. № 11. С. 13–18.
- 104. Целиков, А. И. Теория расчета усилий в прокатных станах / А. И. Целиков. –
   М.: Гос. НТИ лит. по черн. и цвет. метал., 1962. 494 с.
- 105. Чичинадзе, А. В. Основы трибологии / А. В. Чичинадзе, Э. Д. Браун, Н. А. Буше [и др.]. Москва : Машиностроение, 2001. 664 с.
- 106. Шаталов, Р. Л. Исследование механических свойств полос из сплавов цветных металлов при холодной прокатке / Р. Л. Шаталов, В. Х. Фам, В. К. Чан // Труды XIII Конгресса прокатчиков: в 2 т. Москва, 2022. Т. 1. С. 230–236.
- Шаталов, Р. Л. Влияние внешних частей полосы на деформационные и силовые параметры при тонколистовой прокатке / Р. Л. Шаталов,
   М. А. Куликов // Металлург. 2020. № 7. С. 77–84.
- Шаталов, Р. Л. Влияние смазок и моделей контактного давления на силу прокатки по длине тонких алюминиевых полос / Р. Л. Шаталов, В. Х. Фам, В. К. Чан // Металлург. 2021. № 6. С. 64–72.
- 109. Шаталов, Р. Л. Влияние смазок на деформационные, силовые показатели и размеры медных и латунных листов при прокатке / Р. Л. Шаталов,

- А. С. Лукаш, К. В. Чан // Известия ТулГУ. Технические науки. 2019. Вып. 12. С. 125–128.
- Шаталов, Р. Л. Влияние смазочных материалов и моделей контактного давления на силу прокатки по длине тонких медных полос / Р. Л. Шаталов, В. К. Чан, В. Х. Фам // Технология металлов. 2021. № 8. С. 41–50.
- 111. Шаталов, Р. Л. Определение кривой упрочнения и механических свойств прокатанных полос из алюминиевого сплава АД33 известного химического состава / Р. Л. Шаталов, В. Х. Фам, В. К. Чан // Цветные металлы. 2021. № 12. С. 70-76.
- 112. Шаталов, Р. Л. Проектирование параметров процессов листовой прокатки: учебное пособие / Р. Л. Шаталов. М.: Московский Политех, 2018. 185 с.
- Шаталов, Р. Л. Создание и исследование микропроцессорной системы контроля усилий прокатки на двухвалковом листовом стане / Р. Л. Шаталов,
   А. С. Лукаш, Ю. Ф. Тимин // Металлург. 2015. № 10. С. 70–73.
- Шаталов, Р. Л. Исследование влияния различных технологических смазок на показатели прокатки полос из алюминиевых сплавов / Р. Л. Шаталов, В. Х. Фам, В. К. Чан // Металлург. 2022. № 2. С. 90-95.

## приложения

# Приложение А

Таблица А.1 – Характеристики реверсивной клети стана горячей прокатки

Наименование параметра, единицы измерения	Величина параметра
Диаметр рабочих валков, мм	900-870
Диаметр опорных валков, мм	1400-1300
Длина бочки рабочих и опорных валков, мм	2800
Максимальный раствор валков, мм	600
Максимально допустимое усилие (суммарное давление	2500
металла на валки при прокатке), т	2300
Момент прокатки:	
Номинальный, т*м	192
Максимально допустимый, т*м	480
По току главного двигателя, не более кА	14,7
Скорость прокатки, м/с	0–2,5
Частота вращения валков, об/мин	0-53

Таблица A.2 – Технические характеристики клетей непрерывной группы стана горячей прокатки

Наименование параметра	Величина			
паименование параметра	параметра			
Диаметр рабочих валков, мм	650 ÷630			
Диаметр опорных валков, мм	1400 ÷1350			
Длина бочки рабочих и опорных валков, мм	2800			
Максимальная ширина прокатываемой горячекатаной полосы, мм	2300			
Максимально допустимое усилие при прокате, МН (тс)	24,5 (2500)			
Максимальная скорость прокатки в клети, м/мин				
F1	72			
F2	90			
F3	134,4			
F4	270			
F5	324			
Номинальная мощность двигателя каждой клети, кВт	4200			

Стан оснащен центрирующими линейками, рабочие валки имеют щеточные устройства с системой осцилляции, системой балансировки и противоизгиба рабочих валков, системой автоматического регулирования натяжением, кромкообрезными дисковыми ножницами и системой охлаждения валков (см. Приложение Б).

## Приложение Б

Таблица Б.1 – Система охлаждения валков

<b>Полионоромно норомотро</b>	Величина							
Наименование параметра	параметра							
Коллекторы нормального охлаждения:								
Количество балок с клапанами, шт	2							
Количество сопел, шт	27							
Объем потока/сопло при давлении 6кг/см <sup>2</sup> , л/мин								
низ	69,27							
верх	34,64							
Смазочные коллекторы								
Количество балок с клапанами, шт	2							
Количество рядов сопел, шт	6							
количество сопел, шт:								
верхний ряд	28							
средний ряд	27							
нижний ряд	28							
Объем потока/сопло при давлении 6 кг/см <sup>2</sup> , л/мин	13,85							
Угол расположения сопел, град	45							
Рабочая температура при подаче на стан, °С	53÷58							
Максимальный расход СОЖ, л/мин	17 000							

В состав оборудования эмульсионной системы пятиклетьевой непрерывной группы СГП входит оборудование краткие технические характеристики, которого приведены в таблице Б.2.

Таблица Б.2 Характеристики оборудования эмульсионной системы пятиклетьевой непрерывной группы СГП

Основной состав оборудования	Основны	Значение	
	Количест	3	
	В том числе:	количество отстойных емкостей	2
Эмульсионные емкости	B four moste.	количество чистовых емкостей	1
CMROCIII	Максимальный	160	
	Рабочий объем	130	
	Рабочий объем	130	
	Рабочий объем	150	
	Тип насоса	1Д1250-	
	Тип насоса		1256
	Количество уст	3	
	Количество насосов, шт.	1-2	
Насосы для подачи	Пропускная спо	1030	
эмульсии на СГП	0,83 МПа (8,3 к	(0,286)	
		мощность, кВт	400 (630)
	Электродвигат	напряжение, В	3000
	ель насоса:	частота вращения, об/мин (с-1)	1450 (24,2)
	Напор, создавае	87	

## Продолжение таблицы Б.2

Основной						
состав	Основные	Значение				
оборудования						
	Количество резерв	1				
	Объем резервуара,	32,9				
	Количество центро	2				
	Количество работа	1				
Дренажная	Тип насосов	СДВ 160/45				
установка сбора	Пропускная спосо	бность при давлении	160			
и обработки	0,45МПа (4,5	160				
эмульсии		мощность, кВт				
	Электродвигатель	напряжение, В	380			
	насоса:	частота вращения, об/мин	1450 (24,2)			
		$c^{-1}$				
	Напор, соз	45				
	Количес	1				
Приемник для	Объ	0,5				
сбора	Количество ц	1				
сливающейся						
эмульсии с	Количество ј	1				
насосов	Пропускная с					
дренажной	0,1МПа (1	10 (2,78)				
установки	0,1141114 (1	0,751,1				
сбора и	Электродвигатель	мощность, кВт напряжение, В	220/380			
обработки	_	-	220/360			
эмульсии	насоса:	частота вращения, об/мин (c-1)	3000 (50)			
	Напор, создаваемь	10				

## Продолжение таблицы Б.2

Основной состав оборудования	Основные тех	хнические характеристики	Значение
Емкость сбора конденсата № 1 из дымохода системы удаления паров с СГП	Количество, шт.		1
	Объем, м <sup>3</sup>		3,0
	Количество центробежных насосов, шт.		2
	Количество работающих насосов, шт.		1
	Тип насоса		СДВ 80/18
	Пропускная способность при давлении $0,18$ МПа $(1,8\ \mbox{кгc/cm}^2)$ , $\mbox{м}^3/\mbox{ч}$		80
	Электродвигат ль насоса	мощность, кВт	11
		частота вращения, об/мин (с-1)	1450 (24,2)
	Напор, соз	здаваемый насосами, м	18
Емкость сбора конденсата № 2 из дымохода системы удаления паров с СГП	Количество, шт.		1
	Объем, м <sup>3</sup>		2,0
	Тип насоса		СД 100/40
	Количество установленных насосов, шт.		2
	Количество одновременно работающих насосов, шт.		1
	Пропускная способность при давлении $0,40 \text{ M}\Pi \text{a} (4,0 \text{ кгс/см}^2), \text{ м}^3/\text{ч} (\text{м}^3/\text{c})$		100
	Электродвига тель насоса	мощность, кВт	30
		напряжение, В	380
		частота вращения, об/мин	2900
	Напор, создаваемый насосами, м		40

## Продолжение таблицы Б.2

Основной состав		Значение
оборудования	Основные технические характеристики	
Промежуточная	Количество емкостей, шт.	1
эмульсионная	Максимальный объем емкости, м <sup>3</sup>	88
емкость (под		75
вакуумными	Dogovani obi on onicocani ng	
фильтрами тонкой	Рабочий объем емкости, м <sup>3</sup>	
очистки)		
	Тип	поплавковы
Скиммер	ТИП	й масляный
	Количество, шт.	1
	Производительность одной единицы, м <sup>3</sup> /ч	37,4
Теплообменник	Тип	ПП1-53,9-
	ТИП	0,7-2
	Количество, шт.	1
	Рабочее давление нагреваемой воды кгс/см <sup>2</sup>	16
	Рабочее давление греющего пара кгс/см <sup>2</sup>	2
	Температура греющего пара, не более °С	200
	Температура воды в трубной части не	150
	более, °C	
	Площадь поверхности нагрева м <sup>2</sup>	53,9
	Теплопроизводительность номинальная	9,2
	Гкал/час	
	Расход воды номинальный т/ч	182

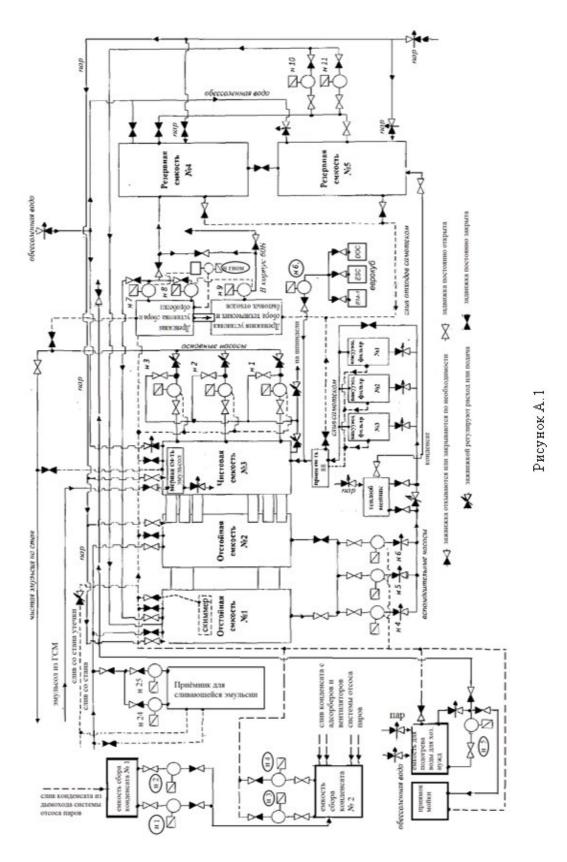


Рисунок Б.1 - Схема циркуляции эмульсии в системе комплекса ГП 2800

## Приложение В

Текст программы алгоритма математической модели расчета контактных напряжений

```
#include <iostream>
    #include "stdio.h"
    #include "math.h"
    #include "conio.h"
    #include <string.h>
    #include <stdlib.h>
    float m[10]=\{0.0,0.0,0.34,0.5,0.64,0.77,0.87,0.94,0.96,1.0\};
    double p2k[10] = \{0.0, 1.0, 1.5, 1.75, 2.0, 2.25, 2.5, 2.75, 3.0, 3.5\};
    float B[10]=
    1.76196396,-2.406734791,-2.9,-5.212121212};
    float
41,0.192,0.090387597};
    float
87166,0.77335056,0.81,0.909612403};
    double sqr3=sqrt(3.0);
    float plin=1.308139535;
    float db2[10];
    float db1=-0.423154375;
    float dbn=-46.75644036;
    float da2[10];
    float da1=-0.241357656;
```

```
float dan=-2.540310078;
      float dl2[10];
      float dl1=0.12671632;
      float dln=2.490310078;
      double nu0=0.1;//0.054; // nu(smz) viscosity at 40C and atmospheric pressure
      double kfp=2.88E-08;//2.88E-08;//1.85E-08; // presure viscosity koeff
      double kft=0.03834; // temperature viscosity koeff
                      // if trapped emulsion presurized hydro=1
      int hydro=0;
      double mu max;
      double wb a(double p,float mm); // alf
      double wb m(double p,double alf);
      double wb p(double m,double alf);
      int slv gaus small(double * a,double * y,double *x,int N);
      void splint(float xa[], float ya[], float y2a[], int n, float x, float *y);
      void spline(float x[], float y[], int n, float yp1, float ypn, float y2[]);
      double Alloy stress(char * Alloy,double u,double T);
      double m alf p(double pk,double vb,double vm,double sig,double rho,double
m0, double film, double * alfmax, char * typ, double * volp, double * volpf, double
T,double Tb);
      double Alloy stress(char * Alloy,double u,double T);
      // масляная пленка
      double film (double sig,double vb,double h0,double h1,double sigB,double
R,double Tb,double *nu out);
       int karm sig(// INPUT
                          double r, // roll radius
                         int m2, // number of points
```

double xxx[], // coordinates

```
double hhh[], // thicknesses at m2 points xxx[]
                         double t0,
                           // friction koefficient
           double mub,
                         double muf,
           double sigf, // uniaxial flow stress
                                     // front tension
                         double tf,
                         double tb. // back tension
           double slip, // forward slip
                         double V roll,
                         char * alloy,
                         double t pau,
                         // OUTPUT
                         double pp[], // normal stress at xx[i1][]
                         double tay[], // tangetial stress
                         double &p sig0, // roll presure to sig0 ratio
sig0=2/sqrt(3)*sigf, sigf is // effective stress in uniaxial tensiom
           double sig[]);
      //////karm karm karm
      int karm(// INPUT
                         double r, // roll
                         int m2, // number of points
                         double xxx[], // coordinates
                         double hhh[], // thicknesses at m2 points xxx[]
                           // friction koefficient
           double mub,
```

```
double muf,
            double sigf,
                          // uniaxial flow stress
                                       // front tension as fraction of uniaxial flow stress
                          double tf,
                          double tb,
                                        // back tension as fraction of uniaxial flow stress
            double slip,
                          // forward slip
                          double V roll,
            int model,
                          double film,
            double T,
                          double Tb,
                          double rho,
                          double m0,
                          // OUTPUT
                          double pp[], // normal stress at xx[i1][]
                          double tay[], // tangetial stress
                          double *p sig0 // roll presure to sig0 ratio
sig0=2/sqrt(3)*sigf, sigf is);
      int main()
      {
      int i1,i2,i3,i4,i5,m2;
      double sig,ld,u;
      double R=0.325;
      double h0=0.005;
      double h1=0.003;
      double T=350;
```

```
double Tb=80;
double sigB=0.0;
double rho=1.0e-6; // roughness of the roll
double vb=1000.0/60.0;
double vm;
double pk=1.5; // presure p/2k
double m0=0.5;
double alfmax=0.0;
double film;
double pmax=0.0;
char * alloy="3104";
double volp, volpf;
double mub=0.3;
double muf=0.3;
double pp[100],tay[100],xxx[100],hhh[100];
double nu_out,tf,tb,slip,p_sig0;
int model;
m2=100;
spline(m,A,9,da1,dan,da2);
spline(m,B,9,db1,dbn,db2);
spline(m,lin,9,dl1,dln,dl2);
FILE * out;
out=fopen("out.txt","w");
float z,bz,az,lz;
1d = sqrt(R*R-(R-(h0-h1)/2.0)*(R-(h0-h1)/2.0));
```

```
u=ld*(h0+h1)/2.0/h1/vb;
      u = log(h0/h1)/u;
      sig=Alloy stress(alloy,u,T);
      sigB=sig*sigB;
      vm=vb*h1/h0;
      film =film(sig,vb,h0,h1,sigB,R,Tb,&nu out);
      for(i1=0;i1<m2;i1++)
       \{xxx[i1]=ld*i1/m2;
                       hhh[i1]=2.0*(R-sqrt(R*R-(Id-xxx[i1])*(Id-xxx[i1])))+h1;
      model=1;
      tf=0.0; //as fraction of uniaxial flow stress
      tb=0.0; //as fraction of uniaxial flow stress
      slip=0.01;
      karm(R,m2,&xxx[0],&hhh[0],mub,muf,sig,tf,tb,slip,vb,model,film,T,Tb,rho,m0,
&pp[0],&tay[0],&p_sig0);
      for(i1=0;i1<m2;i1++)
fprintf(out, "\%f\t\%f\n", xxx[i1]*1000.0, pp[i1]/sig, tay[i1]/sig);
      fclose(out);
      return 0;}
      double wb a(double p,float mm)
      {float bz,az,lz;
      double alf;
      splint(m, B, db2, 9, mm, &bz); // кривые рис 4б
      splint(m, A, da2, 9, mm, &az);
      splint(m,lin,dl2, 9, mm, &lz);
      if (p<((double)plin)) alf=lz*p/plin;
```

```
else
alf=(double) (lz+az*(1.0-exp(bz*(p-plin))));
if(alf>1.0) alf=1.0;
return alf;}
double wb m(double p,double alf)
{int i;
float bz,az,lz;
double mm[3],alfx[3];
mm[2]=1.0;
mm[0]=0.0;
mm[1]=(mm[0]+mm[2])/2.0;
double d1,d2;
int id;
d2=1.0;
while(fabs(d2)>0.01)
 \{for(i=0;i<3;i++)\}
   {splint(m, B, db2, 9, mm[i], &bz);
    splint(m, A, da2, 9, mm[i], &az);
   splint(m,lin,dl2, 9, mm[i], &lz);
   if (p<((double)plin)) alfx[i]=lz*p/plin;</pre>
    else
   alfx[i]=(double) (lz+az*(1.0-exp(bz*(p-plin))));
   if(alfx[i]>1.0) alfx[i]=1.0;
 d1=alfx[0]-alf;
 d2=alfx[1]-alf;
```

id=0;

```
if (((d1>0.0) && (d2 < 0.0)) || ((d1<0.0) && (d2 > 0.0))) id=1;
       if (id==0) \{mm[0]=mm[1];mm[1]=(mm[0]+mm[2])/2.0;\}
       else \{mm[2]=mm[1];mm[1]=(mm[0]+mm[2])/2.0;\}
      return mm[1];}
      double wb p(float mm,double alf)
       { float bz,az,lz;
        double p;
        splint(m, B, db2, 9,mm, &bz);
        splint(m, A, da2, 9,mm, &az);
        splint(m,lin,dl2, 9,mm, &lz);
        if (alf<|z) p=alf/|z*plin;
        else
        p=(double) plin+1.0/bz*log((lz-alf)/az+1.0);
        return p; }
      double film(double sig,double vb,double h0,double h1,double sigB,double
R,double Tb,double * nu out)
      {double film,tg,nu;
       tg = sqrt((h0-h1)/2.0/R);
       nu=nu0*exp(-kft*(Tb-40));
       *nu out=nu;
       film=6*vb*nu*kfp/tg/(1-exp(-kfp*(sig-sigB)));
       return film;}
      //////karm karm karm
      int karm(// INPUT
```

double r, // roll radius

```
int m2, // number of points
                          double xxx[], // coordinates
                          double hhh[], // thicknesses at m2 points xxx[]
            double mub,
                            // friction koefficient
                          double muf,
            double sigf,
                         // uniaxial flow stress
                          double tf,
                                      // front tension
                          double tb, // back tension
            double slip,
                         // forward slip
                          double V roll,
            int model,
                          double film,
            double T,
                          double Tb,
                          double rho,
                          double m0,
                          // OUTPUT
                          double pp[], // normal stress at xx[i1][]
                          double tay[], // tangetial stress
                          double *p sig0 // roll presure to sig0 ratio
sig0=2/sqrt(3)*sigf, sigf is
                                    // effective stress in uniaxial tensiom)
      {int i,i1,i2,i3,i4,i5,istic0,istic1;
      double
v[100],mu[100],dir[100],tg[100],dv0,dv1,v0,v1,dv,tmp,tmp1,tmp2,tmp3,ld,dh,pk;
```

double alfmax, volp, volpf, h0, h1, hn, xn;

```
double sq3=1.0/sqrt(3.0);
      char typ[20];
      dh=hhh[0]-hhh[m2-1];
      h1=hhh[m2-1];
      h0=hhh[0];
      ld = sqrt(r*r-(r-dh/2.0)*(r-dh/2.0));
      dv0=0.03;v0=0.3;
      dv1=0.1;v1=5.0;
      dv = ((V \text{ roll-v0})*dv1+(v1-V \text{ roll})*dv0)/(v1-v0);
      v[0]=hhh[m2-1]*V_roll*(1.0+slip)/hhh[0];
      tg[0]=ld/sqrt(r*r-ld*ld);
      istic0=istic1=-1;
      for(i=1;i \le m2;i++)
        \{v[i]=hhh[m2-1]*V roll*(1.0+slip)/hhh[i];
        tg[i]=(1d-xxx[i])/sqrt(r*r-(1d-xxx[i])*(1d-xxx[i]);
        if(istic0 < 0 && (v[i] > (V roll-dv) && (v[i-1]) < (V roll-dv))) istic0=i;
        if(istic0>0 && istic1<0 && (v[i]>(V \text{ roll}+dv)) && (v[i-1]) < (V \text{ roll}+dv)))
istic1=i-1; }
      hn=h1*(1.0+slip);
      xn=r-(hn-h1)/2.0;
      xn=ld-sqrt(r*r-xn*xn);
      for(i=0;i \le istic0;i++) {mu[i]=mub; dir[i]=1.0;}
      for(i=istic1+1;i< m2;i++) \{mu[i]=-muf;dir[i]=1.0;\}
      for(i=istic0;i<=istic1;i++)
```

{tmp=(double)(istic1-istic0);

```
tmp1=(double)(i-istic0);
                                                                                           tmp2=(double)(istic1-i);
                                  mu[i]=(tmp1*(-muf)+tmp2*mub)/tmp;
                                                                                           if(xxx[i] \le xn) dir[i] = (xn-xxx[i])/(xn-xxx[istic0]);
                                                                                           else
                                                                                             {dir[i]=(xxx[i]-xn)/(xxx[istic1]-xn);} }
                        pp[0]=sigf*(1.0-tb);
                        tay[0]=pp[0]*mu[0];
                         *p_sig0=0.0;
                        for(i=1;i \le m2;i++)
                              \{if(model==1)\}
                                                                                                 {pk=pp[i-1]/sigf;
                                                                                           tay[i]=m_alf_p(pk,V_roll,v[i],sigf,rho,m0,film
 _,&alfmax,typ,&volp,&volpf,T,Tb);
                                                                                                 tay[i]=tay[i]*dir[i];
                                           pp[i]=pp[i-1]+2.0*((tay[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-xxx[i-1]);
                                           tmp=tmp;}
                                                                                           else
                                                                                                 \{pp[i]=pp[i-1]+2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*tg[i]-sigf*
xxx[i-1]);
                                                                                                  tay[i]=mu[i]*pp[i]; }
                                                                                           if(fabs(tay[i])>(sq3*sigf))
                                                                                                 { tay[i]=sq3*sigf*mu[i]/fabs(mu[i]);
                                           pp[i]=pp[i-1]+2.0*((tay[i]-sigf*tg[i])/hhh[i])*(xxx[i]-xxx[i-1]); }
```

```
*p_sig0=*p_sig0+(pp[i]+pp[i-1])*(xxx[i]-xxx[i-1])/2.0; }
*p_sig0=*p_sig0/sigf/ld;
return(0);
} // end of karm subroutine
int karm sig(// INPUT
                 double r, // roll radius
                 int m2, // number of points
                 double xxx[], // coordinates
                 double hhh[], // thicknesses at m2 points xxx[]
                 double t0,
     double mub,
                  // friction koefficient
                 double muf,
     double sigf, // uniaxial flow stress
                 double tf,
                            // front tension
                 double tb, // back tension
     double slip,
                // forward slip
                 double V roll,
                 char * alloy,
                 double t pau,
                 // OUTPUT
                 double pp[], // normal stress at xx[i1][]
                 double tay[], // tangetial stress
```

```
double &p sig0, // roll presure to sig0 ratio
sig0=2/sqrt(3)*sigf, sigf is
                                    // effective stress in uniaxial tensiom
            double sig[])
      {int i,i1,i2,i3,i4,i5,istic0,istic1;
      double
v[100],mu[100],tg[100],ti[100],u[100],rlx[100],hrd[100],sig0,dsig[100],dv0,dv1,v0,v1,
dv,
           sigmax[100],tmp,tmp1,tmp2,tmp3,ld,dh,si,co,eps0,A;
      double sq3=1.0/sqrt(3.0);
      tf=tf/9800000.0;
      tb=tb/9800000.0;
      sigf=sigf/9800000.0;
      A=0.96;
      tmp = -log(1.0-A)/30.0;
      tmp=1.0-exp(-tmp*t pau);
      tmp=0.1+0.2*tmp;
      eps0 = ((t0-350.0)*0.1+(500.0-t0)*tmp)/150.0;
      dh=hhh[0]-hhh[m2-1];
      ld=sqrt(r*r-(r-dh/2.0)*(r-dh/2.0));
      dv0=0.01;v0=0.3;
      dv1=0.1;v1=5.0;
      dv = ((V \text{ roll-v0})*dv1+(v1-V \text{ roll})*dv0)/(v1-v0);
      v[0]=hhh[m2-1]*V roll*(1.0+slip/100.0)/hhh[0];
      tg[0]=ld/sqrt(r*r-ld*ld);
      istic0=istic1=-1;
```

```
sig0=Alloy stress(alloy,0.6,t0)/9800000.0;
      ti[0]=0.0;
      for(i=0;i < m2;i++)
        \{ tg[i] = (ld - xxx[i]) / sqrt(r + r - (ld - xxx[i]) + (ld - xxx[i])); \}
        si=tg[i]*tg[i];
         si=si/(1.0+si);co=1.0-si;
         si=sqrt(si);co=sqrt(co);
        v[i]=hhh[m2-1]*V roll*(1.0+slip/100.0)/hhh[i]/co;
         u[i]=2.0*v[i]*si/hhh[i];
        rlx[i]=-eps0/u[i]/log(1.0-A);
        sigmax[i]=Alloy stress(alloy,u[i],t0)/9800000.0;
         hrd[i]=(sigmax[i]-sig0)/u[i]/rlx[i];
         if(i>0)
          \{ti[i]=ti[i-1]+(xxx[i]-xxx[i-1])/(v[i]+v[i-1])*2.0;
          if(istic0<0 && (v[i]>(V \text{ roll-dv}) && (v[i-1]) < (V \text{ roll-dv}))) istic0=i;
           if(istic0>0 \&\& istic1<0 \&\& (v[i]>(V roll+dv) \&\& (v[i-1]) < (V roll+dv)))
istic1=i-1;} }
      dsig[0]=hrd[0]*u[0];
      sig[0]=sig0;
      for(i=1;i \le m2;i++)
        \{ dsig[i]=hrd[i]*u[i]-(sig[i-1]-sig0)/rlx[i]; \}
         sig[i]=sig[i-1]+dsig[i]*(ti[i]-ti[i-1]);
      for(i=0; i < istic0; i++) mu[i] = mub;
      for(i=istic1+1;i< m2;i++) mu[i]=-muf;
       for(i=istic0;i<=istic1;i++)
```

```
{ tmp=(double)(istic1-istic0);
                                                                        tmp1=(double)(i-istic0);
                                                                        tmp2=(double)(istic1-i);
                           mu[i]=(tmp1*(-muf)+tmp2*mub)/tmp; }
                   pp[0]=sig[0]-tb;
                   tay[0]=pp[0]*mu[0];
                   p sig0=0.0;
                   for(i=1;i \le m2;i++)
                        \{pp[i]=pp[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1]+(2.0*((pp[i-1]*mu[i]-sig[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]-xxx[i]
 1])+sig[i]-sig[i-1];
                                                                        tay[i]=mu[i]*pp[i];
                                                                        if(fabs(tay[i])>(sq3*sig[i]))
                                                                            { tay[i]=sq3*sig[i]*mu[i]/fabs(mu[i]);
                                  pp[i]=pp[i-1]+(2.0*((tay[i]-sig[i-1]*tg[i-1])/hhh[i]))*(xxx[i]-xxx[i-1])
1])+sig[i]-sig[i-1]; }
                                                                        p sig0=p sig0+(pp[i]+pp[i-1])*(xxx[i]-xxx[i-1])/2.0; }
                   //p sig0=p sig0/sigf/ld;
                   return(0);
                   ////// end of karm sig subrotine //////////
                   double m alf p(double pk,double vb,double vm,double sig,double rho,double
m0,double film, double * alfmax,char * typ,double * volp,double * volpf,double
T, double Tb)
                    { double vol, volf, tay, alf;
                     double kvol=40.0e8; // volume pressure koeff Pa
```

```
double gam=20.0;
                           // slope of 3*(AA6+AB6)/60*U6*PrsK/AC6/(1-EXP(-
PrsK*(Y6-Z6)))*1000000 degrees
                       // length of asperities
      double tt;
      double nu;
      double tg;
      double ph;
      double tmp,tmp1,tmp2;
      double ksi;
      double m1,mm;
      int i;
      double err[3],prcz,pm[3];
      gam=gam/180.0*3.14;
      tt=rho/tan(gam)*2.0;
      volf=tt*film;
      alf=wb a(pk,m0);
      vol=(1.0-alf)*(1.0-alf)*rho*tt/2.0;
      *volp=vol*1.0e13;
      *volpf=volf*1.0e13;
      //calculate alf
      if(vol<volf)</pre>
        { hydro=1;
        prcz=0.001;
        err[1]=1.0;
        pm[1]=0.0;
```

double delp=0.0001;

```
for(i=0;i<100;i++)
   { alf=wb \ a(pm[1],m0);
   vol=(1.0-alf)*(1.0-alf)*rho*tt/2.0;
   ph=kvol*(volf-vol)/volf/sig;
                 if ((i==0) && (ph>=pk)) {
                   pm[1]=0.0;
                   break; }
   err[1]=pk-ph*(1.0-alf)-pm[1]*alf;
   alf=wb a((pm[1]+delp),m0);
   vol=(1.0-alf)*(1.0-alf)*rho*tt/2.0;
   ph=kvol*(volf-vol)/volf/sig;
   err[2]=pk-ph*(1.0-alf)-pm[1]*alf;
   pm[1]=err[1]*delp/(err[1]-err[2])+pm[1];
                 if(fabs(err[1])prez) break;
   alf=wb \ a(pm[1],m0); \} 
if (alf>(*alfmax))
 { (*alfmax)=alf;
                mu max=m0/sqr3/pk;
 if(hydro==1)
                 { tmp1=pk-alf*pm[1];
                  nu=nu0*exp(kfp*tmp1*sig)*exp(-kft*(Tb-40.0))/5.0;
                 //nu=nu0*exp(kfp*pm[1]*sig);
                 tmp1=(vb-vm)/fabs(vb-vm)*m0*alf*sig/sqr3;
                 tmp2=nu*(vb-vm)/rho*2.0;
    tay=(vb-vm)/fabs(vb-vm)*m0*alf*sig/sqr3+(1-alf)*nu*(vb-vm)/rho*2.0;
```

```
strcpy(typ,"mxd\0"); }
                      else
                        { tay=(vb-vm)/fabs(vb-vm)*m0*alf*sig/sqr3;
                        strcpy(typ,"dry\0");}
        } // alf >alfmax
      else
           if (hydro==1)
                        { double tay1,tay2;
                        ksi=-(pk*volf*sig-kvol*(volf-(1.0-(*alfmax))*(1.0-
(*alfmax))*tt*rho/2.0))/kvol/tt;
                        tmp=pk;
          if(ksi<0.0) ksi=0.0;
                        nu=nu0*exp(kfp*tmp*sig)*exp(-kft*(Tb-40.0))/5.0;
                        tay1=m0*(*alfmax)*sig/sqr3*(vb-vm)/fabs(vb-vm)+nu*(1.0-vm)
(*alfmax))
                          *(vb-vm)*2.0/(rho+ksi);
                        tay2=nu*(vb-vm)*2.0/(rho+ksi);
                        tmp=ksi*4.0/rho;
                        if(tmp>1.0) tmp=1.0;
          tmp=-2.72*pow(tmp,4)+3.44*pow(tmp,3)+0.28*pow(tmp,2);
          tay=(1.0-tmp)*tay1+tmp*tay2;
          strcpy(typ,"hydro\0"); }
                      else
                           tay=(vb-vm)/fabs(vb-vm)*mu max*pk*sig*alf;
                        strcpy(typ,"dr alfmx\0"); } 
      return tay; }
```

```
double Alloy stress(char * Alloy,double u,double T)
                                            {int nalloy=16;
                                          char *
alloy[16]={"1050","2024","3003","3004","3005","3103","3104","3104B","3105","5052
","5083","5182","5754","6061","7075","5056"};
                                          double
alfa[16] = \{0.0462, 0.021, 0.0185, 0.0323, 0.0282, 0.0185, 0.0323, 0.0323, 0.0282, 0.0377, 0.0823, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0.0323, 0
32,0.062,0.04,0.0156,0.014,0.0356};
                                          double
A hs[16]={3.82E+11,345000000,1.56E+13,2.01E+12,9.38E+12,1.56E+13,2.01E+12,2.
01E+12
                                           ,9.38E+12,6340000000,19400000000,5790000000,19400000000,3.75E+15,1030
000000,19400000000);
                                          double
q[16] = \{156722, 134400, 168400, 192910, 183092, 168400, 192910, 192910, 183092, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 16667, 166
0,171857,174168,171857,201327,129449,171857};
                                          double
n[16] = \{3.84, 3.8, 6.089, 3.68, 4.96, 6.089, 3.68, 3.68, 4.96, 2.329, 2.22, 1.35, 2.22, 5.8, 5.41, 2.2, 1.35, 2.22, 5.8, 5.41, 2.2, 2.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.22, 3.2
2};
                                          double Z;
                                          double r, sig, x;
                                          int i:
                                         r = 8.31441;
                                          i = 0:
                                          while ((i < nalloy) && (strcmp(alloy[i],Alloy) != 0)) i = i + 1;
                                          if(i==nalloy) {printf("alloy not found");return -1.0; }
                                          Z = u * \exp(q[i] / r / (T + 273));
                                          x = pow((Z / A hs[i]),(1 / n[i]));
```

```
// flow stress kG/mm^2
      //sig = (1 / alfa) * (Log(x + Sqr(x * x + 1))) / 9.8
      // flow stress N/m^2
      sig = (1 / alfa[i]) * (log(x + sqrt(x * x + 1))) * 1000000.0;
      return sig;}
      int slv gaus small(double * a,double * y,double *x,int N)
       {// Sub gaus(A() As Double, Y() As Double, X() As Double, N As Integer)
      int i,j,i1,i2,i3,i4;
      int MaxCol[100];
      double Rplcr, frac, s, tmp;
      //FILE * ff; // debug
      //ff=fopen("out solver.txt","w"); // debug
      //printf("gauss gauss gauss");
      for (i = 0; i \le (N - 2); i++) // N equations from 0 .. to n-1, zeroing a[i][i] for n-1
eq. exclude first one
       {
      // for(i1=0;i1<5;i1++)
      //
                            for(i2=0;i2<5;i2++) fprintf(ff,"%f",*(a+N*i1+i2));
      //
      //
                           fprintf(ff,"\n");
      //
                           }
        MaxCol[i] = i;
         for(i1=i;i1 \le (N-1);i1++)
          \{if(fabs(*(a+i*N+i1)) > fabs(*(a+i*N+MaxCol[i]))) MaxCol[i] = \{if(fabs(*(a+i*N+i1)) > fabs(*(a+i*N+i2)))\}\}
i1;
```

```
for(i1=0;i1 \le (N-1);i1++)
              Rplcr = *(a+i1*N+i);
         {
          (a + i1*N + i) = (a + i1*N + MaxCol[i]);
          *(a + i1*N + MaxCol[i]) = Rplcr;
        tmp=*(a+i*N+i);
       // fprintf(ff,"%d\t%f\n",MaxCol[i],tmp); // debug
        for(i3=(i+1);i3 \le (N-1);i3++)
               if(fabs(*(a+i3*N+i))>1.0e-20)
         {
                                  frac = (*(a+i3*N+i)) / (*(a+i*N+i));
                          {
            (y+i3)=*(y+i3)-frac*(*(y+i));
                           *(a+i3*N+i)=0.0;
            for(i2 = (i + 1); i2 \le (N-1); i2 + +)
                                      *(a+i3*N+i2) = *(a+i3*N+i2) - frac *
(*(a+i*N+i2));
                                  }
          else *(a+i3*N+i)=0.0; }
      \frac{1}{1} //for (i = 0;i<=(N - 1);i++)
      for(i=0;i \le (N-1);i++)
       \{i1=(N-1)-i;
        if (i1==(N-1))*(x+i1) = (*(y+i1)) / (*(a+i1*N+i1));
        else
            s=0.0;
         for(i2=(i1+1);i2 \le (N-1);i2++)
               s=s+(*(a+i1*N+i2))*(*(x+i2));
         *(x+i1) = (*(y+i1) - s) / (*(a+i1*N+i1));  }
      for(i = 0; i \le N-2; i++)
```

```
\{ i1 = N-2-i; \}
        Rplcr = *(x+MaxCol[i1]);
        *(x+MaxCol[i1])=*(x+i1);
        *(x+i1)=Rplcr; }
      //fclose(ff); // debug
      return(0);}
      void spline(float x[], float y[], int n, float yp1, float ypn, float y2[])
      // Given arrays x[1..n] and y[1..n] containing a tabulated function, i.e., yi =
f(xi),with
      // x1 < x2 < ... < xN, and given values yp1 and ypn for the first derivative of the
interpolating
      // function at points 1 and n, respectively, this routine returns an array y2[1..n]
that contains
      // the second derivatives of the interpolating function at the tabulated points xi.If
yp1 and/or
      // ypn are equal to 1 . 1030 or larger, the routine is signaled to set the
corresponding boundary
      // condition for a natural spline, with zero second derivative on that boundary.
      { int i,k;
      float p,qn,sig,un;
      float u[101];
      //u=vector(1,n-1);
      if (yp1 > 0.99e30) //The lower boundary condition is set either to be "natural"
      y2[1]=u[1]=0.0;
              //or else to have a specified first derivative.
      else {
      y2[1] = -0.5;
```

```
u[1]=(3.0/(x[2]-x[1]))*((y[2]-y[1])/(x[2]-x[1])-yp1);
      for (i=2;i \le n-1;i++)
                                          //This is the decomposition loop of the
tridiagonalal
                                          //gorithm. y2 and u are used for temp
      sig=(x[i]-x[i-1])/(x[i+1]-x[i-1]);
      p=sig*y2[i-1]+2.0;
                                  //porary storage of the decomposed
                                        //factors.
      y2[i]=(sig-1.0)/p;
      u[i]=(y[i+1]-y[i])/(x[i+1]-x[i]) - (y[i]-y[i-1])/(x[i]-x[i-1]);
      u[i]=(6.0*u[i]/(x[i+1]-x[i-1])-sig*u[i-1])/p;
      if (ypn > 0.99e30)
                                         // The upper boundary condition is set either to
be
                                        // "natural"
      qn=un=0.0;
                                    // or else to have a specified first derivative.
      else {
      qn=0.5;
      un = (3.0/(x[n]-x[n-1]))*(ypn-(y[n]-y[n-1])/(x[n]-x[n-1]));
      y2[n]=(un-qn*u[n-1])/(qn*y2[n-1]+1.0);
                                          // This is the backsubstitution loop of the
      for (k=n-1;k>=1;k--)
tridiagonal
                                               //algorithm.
      y2[k]=y2[k]*y2[k+1]+u[k];
      //free_vector(u,1,n-1); }
      //It is important to understand that the program spline is called only once to
      //process an entire tabulated function in arrays x i and yi. Once this has been
done,
      //values of the interpolated function for any value of x are obtained by calls (as
many
      //as desired) to a separate routine splint (for "spline interpolation"):
```

```
void splint(float xa[], float ya[], float y2a[], int n, float x, float *y)
      //Given the arrays xa[1..n] and ya[1..n], which tabulate a function (with the xai's
in order),
      //and given the array y2a[1..n], which is the output from spline above, and given a
value of
      //x, this routine returns a cubic-spline interpolated value y.
       { //void nrerror(char error text[]);
      int klo,khi,k;
      float h,b,a;
                        // We will find the right place in the table by means of bisection.
      klo=1;
                        // This is optimal if sequential calls to this
      khi=n;
      while (khi-klo > 1) { //routine are at random values of x. If sequential calls
                           // are in order, and closely spaced, one would do better
      k=(khi+klo) >> 1;
      if (xa[k] > x) khi=k; // to store previous values of klo and khi and test if they
      else klo=k;
                         // remain appropriate on the next call.
                      // klo and khi now bracket the input value of x.
      h=xa[khi]-xa[klo];
      //if (h == 0.0) nrerror("Bad xa input to routine splint"); //The xa's must be dis-
      a=(xa[khi]-x)/h;
                                                 // tinct.
                                                 //Cubic spline polynomial is now
      b=(x-xa[klo])/h;
evaluated.
      y=aya[klo]+bya[khi]+((a*a*a-a)*y2a[klo]+(b*b*b-b)*y2a[khi])*(h*h)/6.0;
      }
```