

Министерство образования Республики Беларусь

Учреждение образования
«Полоцкий государственный университет
имени Евфросинии Полоцкой»

С. В. Пилипенко

**ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ
ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ**

Новополоцк
Полоцкий государственный университет
имени Евфросинии Полоцкой
2022

УДК 621.774.35
ББК 34.748я73
П32

Рекомендовано к изданию в качестве монографии советом учреждения образования
«Полоцкий государственный университет имени Евфросинии Полоцкой»
(протокол № 3 от 23.12.2020 г.)

РЕЦЕНЗЕНТЫ:

д-р техн. наук, проф., зав. каф. машин и технологии обработки металлов давлением
Белорусского национального технического университета имени С. И. Губкина
В. А. ТОМИЛО,
д-р техн. наук, проф., проф. каф. автомобильного транспорта
Полоцкого государственного университета имени Евфросинии Полоцкой
В. П. ИВАНОВ

Пилипенко С. В.

П32 Теоретические основы холодной пильгерной прокатки труб /
С. В. Пилипенко. – Новополоцк: Полоц. гос. ун-т им. Евфросинии Полоцкой,
2022. – 288 с.

ISBN 978-985-531-823-2.

В монографии представлены результаты теоретических и экспериментальных исследований процесса холодной пильгерной прокатки труб (ХПТ). Проанализированы особенности процесса ХПТ, кинематика деформации трубы в станах типа ХПТ, вопросы определения величины обжатия вдоль конуса деформации станов пильгерной прокатки труб и в мгновенном очаге деформации, а также вопросы расчета калибровок рабочего инструмента и расчета деформационных параметров пильгерного процесса. Отдельно рассмотрены вопросы влияния Q -фактора на микроструктуру материала труб с гексагональной плотноупакованной решеткой металла и влияния параметров процесса ХПТ на характер распределения Q -фактора вдоль конуса деформации. Приведены оригинальные результаты экспериментальных исследований по термическому расширению калибров, влиянию на величину разностенности готовых труб формы поперечного сечения ручья калибров станов ХПТ, стабильности подачи.

Предназначена для специалистов в области холодной пильгерной прокатки труб, научных работников, преподавателей и студентов учебных заведений.

УДК 621.774.35
ББК 34.748я73

ISBN 978-985-531-823-2

© Пилипенко С. В., 2022
© Полоцкий государственный университет
имени Евфросинии Полоцкой, 2022

СОДЕРЖАНИЕ

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ, ТЕРМИНОВ И ОБОЗНАЧЕНИЙ	5
ВВЕДЕНИЕ	12
Глава 1	
ГОРЯЧАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА	13
1.1 Особенности деформации металла при горячей пильгерной прокатке	13
1.2 Кинематика мгновенного очага деформации стана горячей пильгерной прокатки	27
1.3 Технологический инструмент пильгерного стана	31
Глава 2	
ХОЛОДНАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА	36
2.1 Особенности процесса холодной пильгерной прокатки труб	36
2.2 Напряженно-деформированное состояние металла при холодной прокатке труб	43
2.3 Определение величины обжатия вдоль конуса деформации станом пильгерной прокатки труб	45
2.4 Величина частных деформаций и число циклов обжатия	64
2.5 Параметры мгновенного очага деформации при пильгерной прокатке	72
Глава 3	
КИНЕМАТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ ДЕФОРМАЦИИ	80
3.1 Кинематика движения клетки стана холодной пильгерной прокатки труб	80
3.2 Определение катающего радиуса при холодной пильгерной прокатке труб	84
3.3 Оптимизация кинематических условий деформации в станах с приводом движения клетки через рычажную систему	102
3.4 Обзор конструкций станом ХПТ, разработанных с целью оптимизации кинематических условий деформации	119
3.5 Методы определения величины критического угла	123
Глава 4	
РАЗВАЛКА КАЛИБРА СТАНОВ ХПТ	127
4.1 Развалка как параметр, обеспечивающий необходимое прохождение процесса ХПТ	127
4.2 Расчет ширины ручья калибра стана ХПТ	132
Глава 5	
КАЛИБРОВКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА	135
5.1 Общие положения	135
5.2 Особенности расчета калибровки по методу МИСиС	143
5.2.1 Расчет толщины стенки в контрольных сечениях конуса деформации по методу МИСиС	143
5.2.2 Общие положения к выбору размеров заготовки	144
5.2.3 Общие положения к определению конусности оправки	145
5.2.4 Общие положения к расчету оптимальной величины линейного смещения металла	146
5.2.5 Общие положения к определению длины участков рабочей части ручья	148
5.3 Энергосиловые параметры процесса прокатки	156
5.4 Режим деформации с предварительно заданным распределением величины развалки калибра	170

Глава 6	
КАЛИБРОВКА РАБОЧЕГО ИНСТРУМЕНТА	
ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ОПРАВОК С КРИВОЛИНЕЙНОЙ	
ОБРАЗУЮЩЕЙ РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ	180
6.1 Расчет параметров процесса ХПТ с применением оправок	
с криволинейной образующей формы рабочей поверхности	180
6.2 Расчет параметров процесса ХПТ с компенсацией теплового искажения	
поперечной формы ручья калибра	194
Глава 7	
ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ МИКРОСТРУКТУРОЙ МЕТАЛЛА	
ПРИ ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ ПРОКАТКЕ ТРУБ	204
7.1 Влияние Q -фактора на микроструктуру труб с гексагональной	
Плотноупакованной решеткой металла	204
7.2 Влияние параметров калибровки инструмента станы ХПТ на распределение	
Q -фактора вдоль конуса деформации	209
Глава 8	
ВЛИЯНИЕ ФАКТОРОВ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ	
ПРОКАТКИ НА ТОЧНОСТЬ ТРУБ	220
8.1 Зависимости, позволяющие прогнозировать изменение разностенности	
Трубы в входе холодной пильгерной прокатки	220
8.2 Влияние параметров процесса ХПТ на точность труб	221
Глава 9	
РЕАЛИЗАЦИЯ МЕТОДА РАСЧЕТА КАЛИБРОВКИ СТАНА ХПТ	
В ТАБЛИЧНОМ РЕДАКТОРЕ EXCEL	257
9.1 Расчет калибровки стана ХПТ с применением конусной оправки,	
реализованный в табличном редакторе Excel	257
9.2 Расчет калибровки стана ХПТ с применением оправки	
с криволинейной образующей, реализованный в табличном редакторе Excel	266
ЗАКЛЮЧЕНИЕ	269
ЛИТЕРАТУРА	274

СПИСОК СОКРАЩЕНИЙ, ТЕРМИНОВ И ОБОЗНАЧЕНИЙ

1 ГОРЯЧАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА

МОД	мгновенный очаг деформации
D_0	диаметр гильзы, мм
D_1	диаметр готовой трубы, мм
S_0	толщина стенки гильзы, мм
S_1	толщина стенки готовой трубы, мм
$\Delta_{г.доп+}$	плюсовой допуск на диаметр гильзы, мм
$\Delta_{тр.доп-}$	минусовой допуск на диаметр трубы, мм
$\Delta_{заз.0}$	зазор между гильзой и валком, мм
δ	диаметр дорна, мм
S_{1x}	толщина стенки произвольно выбранного сечения пильгерголовки, мм
S_{0x}	толщина стенки произвольно выбранного сечения пильгерголовки перед его деформацией в МОД, мм
D_{1x}	диаметр произвольно выбранного сечения пильгерголовки, мм
D_{0x}	диаметр произвольно выбранного сечения пильгерголовки перед его деформацией в МОД
D_i	идеальный диаметр вала, мм
α_b	угол выпуска поперечного сечения ручья калибра, рад
L_b	длина бочки вала, мм
D_b	диаметр бочки вала, мм
Δ	зазор между бочками валков, мм
α_x	угол захвата МОД, рад
γ_x	угол нейтрального сечения МОД, рад
R_{0x}, R_{1x}, R_{ix}	радиусы гребня ручья калибра в характерных сечениях, мм
ω	угловая скорость вращения вала пильгерстана
V_p	скорость раскатанного конца заготовки
V_n	скорость нераскатанного конца заготовки
μ_Σ	общий коэффициент вытяжки
θ_p	рабочая часть калибра вала пильгерстана, рад
θ_x	холостая часть калибра вала пильгерстана, рад
θ_b	угол переднего конуса (бойка) калибра вала пильгерстана, рад
θ_n	угол полирующего участка калибра вала пильгерстана, рад
θ_B	угол продольного выпуска калибра вала пильгерстана, рад
R_z	радиус зева вала, мм
t	величина подачи гильзы, мм
R_c	радиус захвата вала
F_0	площадь поперечного сечения гильзы, мм
V_p	объем подачи, мм ³
$L_{бр}$	длина участка развертки профиля бойка, мм
L_n	длина участка развертки профиля полирующего участка, мм
μ_{xi}	коэффициент вытяжки вдоль конуса деформации, в любом сечении пильгерголовки
$D_{x-\Delta x}, D_{xi-1}$	диаметр произвольно выбранного сечения до деформации, мм
$S_{x-\Delta x}, S_{xi-1}$	толщина стенки произвольно выбранного сечения до деформации, мм
F_x	площадь сечения металла на расстоянии x от начала пильгерголовки, мм ²

D_{xi}	диаметр произвольно выбранного сечения после деформации, мм
S_{xi}	толщина стенки произвольно выбранного сечения после деформации, мм
λ_{xi}	коэффициент обжатия по толщине стенки
k_{xi}	коэффициент уменьшения среднего диаметра вдоль конуса деформации, в любом сечении конуса
φ	угол конусности пильгерголовки в сечении x
n_d	число циклов частных деформаций или коэффициент дробности, рад
$L_{пг}$	длина пилигримовой головки, включающая длину развертки профиля бойка и полирующего участка, рад
L_x	длина развертки участка бойка, рад
$\theta_{ред}$	угол, соответствующий зоне редуцирования, рад
$\theta_{ред}$	угол, соответствующий зоне обжатия, рад
μ_1	суммарный коэффициент вытяжки в зоне обжатия
V_{0x}	скоростью металла на входе МОД
V_{0x}	скоростью металла на выходе МОД
$V_{г}$	скорость переднего конца (гильзы)
V_x	окружная скорость валка в рассматриваемой точке, мм
S_{1x}	толщина стенки на выходе из мгновенного очага деформации, мм
R_0	радиус валка на выходе в МОД по вершине калибра, мм
R_k	катающий радиус для МОД, мм
γ_0	угол, который определяет положение нейтрального (критического) сечения в МОД, рад
$\omega_{оп}$	коэффициент опережения
R_x	радиус бойка в рассматриваемом сечении, мм
θ_{max}	угол поворота валков, соответствующий максимальному опережению, рад
t	температура металла, °C
ψ	угол, который определяет точку приложения катающего радиуса в калибре, рад
φ_0	угол, соответствующий дуге соприкосновения металла с валком для четверти калибра (угол обхвата), рад
$p_{ср}$	среднее давление
f	коэффициент трения
r_k	радиус калибра
$\Delta\varepsilon$	зазор между гильзой и валком в холостом участке калибра, мм
$F_{г}$	площадь поперечного сечения гильзы, мм ²
$D_{п}$	диаметр трубы после пильгерования, мм
t_d	температура дорна

2 ХОЛОДНАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА

ХПТ	стан холодной пильгерной валковой прокатки труб
ХПТР	стан холодной пильгерной роликовой прокатки труб
МОД	мгновенный очаг деформации
m	величина подачи клетки в случае ведения процесса с подачей перед прямым ходом и поворотом перед обратным (классический случай процесса ХПТ)
$m_{обр}$	подача перед обратным ходом клетки, в случаи ведении процесса ХПТ с подачей и поворотом перед обоими ходами клетки, мм
$m_{пр}$	подача перед прямым ходом клетки, в случаи ведении процесса ХПТ

	с подачей и поворотом перед обоими ходами клетки, мм
ε_F	суммарное обжатие по площади поперечного сечения, %
ε_D	суммарное обжатие по диаметру, %
ε_S	суммарное обжатие по толщине стенки, %
D_3	диаметр трубы-заготовки, мм
S_3	толщина стенки трубы-заготовки, м
D_T	диаметр готовой трубы, мм
S_T	толщина стенки готовой трубы, мм
$D_{б.к.}$	диаметр бочки калибра, м
x	координата рассматриваемого сечения, мм
i	номер рассматриваемого сечения, мм
$R_{р.х}$	радиус гребня ручья калибра в сечении x конуса деформации (рабочего конуса), мм
ρ, ρ_x	радиус выпуска ручья калибра в сечении x конуса деформации, мм
$\Delta_{з.з.}$	зазор между бочками ручья калибра, мм
D_x	диаметр ручья калибра в сечении x конуса деформации, или диаметр конуса деформации в этом контрольном сечении (согласно калибровке), мм
R_x	радиус конуса деформации в этом контрольном сечении (согласно калибровке), мм
r_x	радиус ручья калибра в сечении x конуса деформации (согласно калибровке), мм
S_x	толщина стенки в сечении x конуса деформации (согласно калибровке), мм
S_p	толщина стенки в сечении конца зоны редуцирования конуса деформации, мм
$S_{в.х}$	толщина стенки в выпуске ручья калибра сечения x конуса деформации, мм
$D_{x-\Delta x}$	диаметр конуса деформации до деформации сечения x двойным ходом клетки, мм
$S_{x-\Delta x}$	толщина стенки до деформации сечения x двойным ходом клетки, мм
$D_{Т.вн}$	внутренний диаметр готовой трубы, мм
$D_{з.вн}$	внутренний диаметр готовой трубы, мм
$\Delta x, l_x$	линейное смещение сечения x за двойной ход клетки, мм
$\Delta x_{обр}$	расстояние между сечениями конуса деформации до и после деформации обратным ходом клетки, мм
B_x	ширина ручья калибра в сечении x конуса деформации (рабочего конуса), мм
$B_{пр.}$	ширина ручья в конце зоны предотделки, мм
$B_{об.х}$	ширина ручья в контрольных участках зоны обжатия, мм
b_x	развалка ручья калибра в сечении x конуса деформации, мм
b_p	развалка ручья калибра вначале зоны редуцирования конуса деформации, мм
$b_{пр.}$	развалка ручья калибра в конце зоны предотделки конуса деформации, мм
h_x	глубина ручья калибра в сечении x конуса деформации, мм
F_x	площадь конуса деформации в сечении x , мм ²
$F_{пр.}$ и $F_{обр.}$	площади сечения трубы после подачи (m) перед обратным ходом и после него, соответственно, мм ²
$\varphi_x, \alpha_{вып}$	угол развалки ручья калибра в сечении x конуса деформации, мм

μ_{Σ}	общий коэффициент вытяжки по площади поперечного сечения за двойной ход клетки
$\mu_{\Sigma S}$	общий коэффициент вытяжки по толщине стенки за двойной ход клетки
$\mu_{\Sigma x}$	коэффициент вытяжки вдоль конуса деформации в сечении x за двойной ход клетки
$\mu_{обр.x}$	коэффициент вытяжки сечения x
$\mu_{х.Мг.Обр}$	коэффициент вытяжки в МОД при обратном ходе клетки в сечении x
$d_{о.цил.}$	диаметр цилиндрической части оправки, мм
$d_{о.пер}$	диаметр оправки в пережиме, мм
$d_x, d_{он.x}$	диаметр оправки стана ХПТ в сечении x конуса деформации (рабочего конуса), мм
$\omega_{пр}$	окружная скорость вращения валков при прямом ходе клетки
$V_{пр}$	скорость прямого хода клетки
$V_{обр}$	скорость обратного хода клетки
$\omega_{обр}$	окружная скорость вращения валков при обратном ходе клетки
$Z_{диам}$	диаметральный зазор между внутренним диаметром трубы и цилиндрической частью оправки, мм
$\theta_{з.п.}, \theta_{пов}$	зевы подачи-поворота ручья калибра, рад
$\theta_{ред}$	угол ручья калибра, отвечающий зоне редуцирования, рад
$\theta_{обж}$	угол ручья калибра, отвечающий зоне обжатия, рад
$\theta_{пр}$	угол ручья калибра, отвечающий зоне предотделки, рад
$\theta_{к}$	угол ручья калибра, отвечающий зоне калибровки, рад
α_c	угол зоны МОД, образованной из-за упругого сплющивания валков, рад
$\alpha_{о.с.}$	угол обжатия стенки МОД, рад
$\alpha_{ред}$	угол редуцирования МОД, рад
$\alpha_{зап}$	угол заполнения МОД металлом трубы, рад
α, γ	углы конусности оправки и конусности образующей гребня калибра
γ_{min}	начальный угол конусности образующей развертки ручья калибра (т.е. перед участком калибровки), рад
α_{min}	начальный угол конусности оправки (т.е. перед участком калибровки), рад
η_d	дробность деформации
$l_{обж}$	протяженность обжимной зоны ручья, мм
V_m	объем подачи, мм ³
$V_{нед.пр.ход,}$	недеформированные объемы металла после прямого и обратного ходов
$V_{нед.об.ход}$	соответственно, мм ³
$\Delta S_{\Sigma x}$	обжатие по толщине стенки вдоль конуса деформации в сечении x за двойной ход клетки, мм
$\Delta D_{\Sigma x}$	обжатие по диаметру вдоль конуса деформации в сечении x за двойной ход клетки, мм
$\Delta R_{\Sigma x}$	обжатие по радиусу вдоль конуса деформации в сечении x за двойной ход клетки, мм
$\Delta S_{\Sigma пр.х}$	обжатие по толщине стенки вдоль конуса деформации в сечении x при прямом ходе клетки, мм
$\Delta S_{\Sigma обр.х.}$	обжатие по толщине стенки вдоль конуса деформации в сечении x при обратном ходе клетки, мм
$\Delta R_{х.обр}$	обжатие по радиусу вдоль конуса деформации в сечении x

	при обратном ходе клетки, мм
$\Delta S_{\text{МГН.обр.}x}$	обжатие по толщине стенки трубы в мгновенном очаге деформации при обратном ходе клетки, мм
$\Delta S_{\text{МГН.пр.}x}$	обжатие по толщине стенки трубы в мгновенном очаге деформации при прямом ходе клетки, мм
$\text{tg}\gamma_x$ и $\text{tg}\alpha_x$	конусность развертки калибра и оправки на участке, соответственно
K_t	коэффициент распределения обжатия по толщине стенки между прямым и обратным ходами клетки (классический случай процесса ХПТ: $K_t = 0,3-0,4$)
$\Delta_{\text{упр.}x}$	величина упругих деформаций клетки в сечении x конуса деформации, мм
$\Delta_{\text{пр.}x}$, $\Delta_{\text{обр.}x}$	упругие деформации при прямом и обратном ходах клетки, мм
F_{Δ}	приращение площади контакта металла с валком из-за упругих деформаций клетки, мм ²
$F_{\text{к.}x}$	площадь горизонтальной проекции контакта трубы с поверхностью ручья калибра в сечении x , мм ²
$F_{\text{отст.пр.}x}$,	площади зон отставания и опережения в мгновенном очаге деформации при прямом и обратном ходах клетки соответственно, мм ²
$F_{\text{опер.пр.}x}$	
$F_{\text{отст.обр.}x}$,	площади зон отставания и опережения в мгновенном очаге деформации при прямом и обратном ходах клетки соответственно, мм ²
$F_{\text{опер.обр.}x}$	
$F_{\text{вып.}x}$	площадь металла в выпуске ручья калибра контрольного сечения сечения x , мм ²
η_3	коэффициент формы контактной поверхности (1,26...1,30)
n_{ω}	коэффициент для учета влияния среднего главного напряжения (1,02...1,08)
$r_{\text{кр}}$	радиус кривошипа, мм
$L_{\text{ш}}$	длина шатуна, мм
ψ	угол, определяющий положение кривошипа привода движения клетки стана типа ХПТ, рад
$S_{\text{кл.}}$	длина рабочего хода клетки, мм
x_{min} , x_{max}	координаты переднего и заднего положения клетки, мм
e	эксцентриситет привода движения клетки, мм
$r_{\text{к.е}}$	естественный катающий радиус, мм
$r_{\text{в.ш}}$	радиус ведущей шестерни, мм
$n_{\text{ш}}$	частота вращения шестерни (количество ходов клетки в единицу времени), с ⁻¹
F_{SL}	коэффициент скольжения, %
$Q_{i.\text{пр.}}$, $Q_{i.\text{обр}}$	осевые силы при прямом и обратном ходах клетки в контрольных точках конуса деформации
$Q_{\text{пр.}x}$, $Q_{\text{обр.}x}$	осевые силы при прямом и обратном ходах клетки в сечении x конуса деформации
$p_{\text{ср.}x}$	среднее давление в зоне контакта (в сечении x конуса деформации)
P_x	сила деформации (в сечении x конуса деформации)
P_b	усредненное значение силы деформации
$P_{\Sigma\text{д}}$	максимально допустимое вертикальное усилие на рабочие валки, Н
$P_{\text{пр.}x}$, $P_{\text{обр.}x}$	сила деформации при прямом и при обратном ходах клетки соответственно (в сечении x конуса деформации)
F_Q	сумма площадей криволинейных трапеций, образованных распределением осевых сил вдоль конуса деформации, усл. ед
$V_{\text{корп.}}$	поступательная скорость движения корпуса клетки стана типа ХПТ

$V_{\text{сеп.}}$	поступательная скорость движения сепаратора клетки стана типа ХПТР
$V_{\text{рол.}}$	поступательная скорость движения ролика стана типа ХПТР
ω_2	окружная скорость кулисы рычажного механизма привода движения клетки стана типа ХПТР
OB	общая длина кулисы рычажного механизма привода движения клетки стана типа ХПТР, мм
α_1	угол отклонения плеча OB (рычажного механизма привода движения клетки стана типа ХПТР) от его горизонтального положения, рад
α_2	угол отклонения плеча OC (рычажного механизма привода движения клетки стана типа ХПТР) от горизонтали положения, рад
$R_{\text{ц}}$	радиус цапф ролика клетки стана типа ХПТР, мм
R_i	идеальный радиус ролика клетки стана типа ХПТР, мм
$R_{\text{д.к.}}$	радиус дна ручья ролика клетки стана типа ХПТР, мм
$\beta_{\text{к.м}}$	угол наклона плеча BP рычажной системы к горизонтали, рад
$\alpha_{\text{к.м.}}$	угол наклона плеча OB (кулиса рычажной системы) к горизонтали, рад
$\alpha_{\text{пр.}}$ и $\alpha_{\text{обр}}$	угол поворота трубы перед прямым и обратным ходом, рад
θ_0	угол ограничивающий МОД, рад
$\theta_{0\text{с}} - \theta_{\text{тс}}$	угол, зоны сплющивания трубы МОД, рад
$\theta_{\text{тс}} - \theta_0$	угол заполнения МОД металлом, рад
$\theta_0 - \theta_t$	угол участка редуцирования МОД, рад
θ_s	угол, ограничивающий зону обжатия в мгновенном очаге деформации в любом сечении рабочего конуса, рад
$\varphi_{\text{спл.}}$	угол, на котором действует сумма сил, сплющивающих трубу в зоне овализации, рад
f°	угол трения, рад
ΔR_i	редуцирование трубы в данном мгновенном очаге деформации, мм
f	коэффициент трения
$f_{\text{м-кал}}$	коэффициент трения между металлом и калибром
$f_{\text{м-опр}}$	коэффициент трения между металлом и оправкой
$\sigma_{\text{т.ср}}$	усредненный предел текучести материала трубы вдоль конуса деформации
$\sigma_{\text{и.х}}$	истинное сопротивление деформации металла трубы в сечении x
$\sigma_{\text{в50\%}}$	предел прочности материала труб при степени деформации 50 %, Па
$\sigma_{\text{в.х}}$	предел прочности материала труб в конкретном сечении конуса деформации, Па
$l_{\text{обж}}$	длина зоны обжатия развертки ручья калибра, мм
l_x	длина единичного участка, на которые разбивается зона обжатия развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{ред}}$	длина зоны редуцирования развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{п.о.}}$	длина зоны предотделки (предкалибровки) развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{п.о.}}$	длина зоны калибровки развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{п.п}}$	длина зоны поворота-подачи развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{вых.кон.}}$	длина зоны выходного конуса (обратного конуса) развертки ручья калибра, мм
$l_{\text{р.к.}}$	длина рабочего конуса (конуса деформации), мм
$l_{\text{о.раб}}$	длина рабочей зоны оправки (от конца цилиндрической части к пережиму), мм
m_{max}	максимальная расчетная величина подачи, мм
$L_{\text{б.к.}}$	длина произвольного участка калибровки по бочке калибра

$L_{в.ш.} = L_{опр.}$	длина участка по развертке начального диаметра ведущей шестерни ($L_{опр.}$ – длина по оправке)
$2tg\alpha_{max}$	максимальная возможная начальная конусность оправки для конкретного маршрута прокатки
ΔS_{Σ}	абсолютное обжатие по стенке
$l_{од.обр.х}$	длина очага деформации в сечении x при прямом ходе клетки, мм
Δt_i	изменение температуры ручья калибров, °С
$D_{i.кон.t}$	диаметр конуса деформации с учетом термического расширения, °С
$V_{мет}$	объем деформируемого металла, мм ³
$T_{вал}$	температура металла валков, °С
ΔT_x	приращение температуры контрольного сечения конуса при холодном пильгеровании, °С
$\Delta T_{пот}$	потери температуры контрольного сечения конуса при холодном пильгеровании, °С
Q	Q -фактор
$\Delta_{мм}$	абсолютное отклонение толщины стенки от номинального значения в калибровке, мм
$\Delta\%$	относительное отклонение толщины стенки от номинального значения в калибровке, %
Δsr_3	разностенность заготовки, %
Δsr_T	разностенность трубы, %
Δsr_H	наведенная в стане разностенность, %

ВВЕДЕНИЕ

Холодная пильгерная прокатка труб – сложный процесс обработки металлов давлением (ОМД). Он связан с рядом таких факторов, как замкнутость прокатываемого профиля, необходимость использования подвижной клетки, движущейся вдоль неподвижно зажатой заготовки, наличие очага деформации, все параметры которого непрерывно изменяются и пр. Теории холодной пильгерной прокатки и соответствующих калибровок инструмента посвящены известные труды З.А. Коффа [7; 9; 136], П.М. Соловейчика, В.А. Алешина, М.И. Гриншпуна [9], Ю.Ф. Шевакина [2], Ф.С. Сейдалиева [93; 180], П.И. Орро, Я.Е. Осады [107], В.И. Соколовского [8], В.У. Григоренко [56– 58; 60; 68] и др.

В настоящее время широко используются два типа станов холодной пильгерной прокатки: валковой (ХПТ) и роликовой прокатки (ХПТР).

Данная монография в основном рассматривает процесс деформации труб в станах типа ХПТ. Однако в первой части изложены теоретические основы горячей пильгерной прокатки, т.к. они являются базой теории холодного пильгерования.

В последующих частях рассмотрены основные вопросы теории холодной пильгерной прокатки. Приведены новые методы расчета кинематических и деформационных параметров процесса холодной пильгерной прокатки труб. Рассмотрены основные методы калибровки деформационного инструмента и представлены новые, созданные автором (в соавторстве) типы калибровок инструмента станов ХПТ, гарантирующие режимы деформации, направленные на обеспечение заданной разностенности готовых труб, необходимой микроструктуры и пр. В данной монографии нашли отражение результаты работ автора за период с 2003 по 2020 гг.

Глава 1

ГОРЯЧАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА

1.1 Особенности деформации металла при горячей пильгерной прокатке

Основой теории холодной пильгерной (пилигримовой) прокатки является теория горячего пильгерования. Рассматривать развитие теоретических основ одного процесса без другого невозможно, поэтому первая глава книги посвящена теории горячего процесса пильгерной прокатки.

Процесс пильгерной прокатки – один из сложнейших процессов обработки металлов давлением [1–7]. Он является одной из разновидностей процессов продольной прокатки труб, прокатка ведется в круглом калибре на длинной оправке [7–11].

При периодической прокатке в очаг деформации подаются небольшие объемы металла (объем подачи), которые, обжимаясь, с каждым ходом клетки продвигаются вдоль конуса деформации. В процессе горячей периодической (пильгерной) прокатки сочетаются элементыковки (в начале процесса) с прокаткой [1; 5; 6].

Особенности пильгерной прокатки заключаются в следующем [1].

1. Деформирование металла производится в калибре переменного сечения. Площадь поперечного сечения калибра уменьшается в процессе деформации.

2. В каждом периоде деформации в очаг поступает гильза переменного сечения. Площадь поперечного сечения гильзы уменьшается в процессе деформации.

3. Направление прокатки противоположно направлению транспортирования гильзы и готовой трубы. В связи с этим процесс пильгерной прокатки является периодическим: цикл деформации чередуется с циклом перемещения заготовки (в данном процессе ее называют гильзой) и трубы в направлении транспортирования.

4. Деформация идет с наличием сил подпора, препятствующих продвижению металла в направлении прокатки.

5. В процессе деформации образуется характерная пильгерголовка (конус деформации) с непрерывно уменьшающимися по определенному закону диаметром и толщиной стенки.

Из-за того, что параметры ручья пильгерного валка непрерывно варьируются вдоль конуса деформации, наблюдаются характерные изменения:

обжатия по площади поперечного сечения, силовых и скоростных условий деформации и др. Исходя из этого, в пильгерпроцессе выделяют так называемый мгновенный очаг деформации, параметры которого колеблются по мере его продвижения вдоль конуса деформации.

На рисунке 1.1 показана принципиальная схема процесса пильгерования. Разрез очага деформации выполнен по вершине калибра (рисунок 1.2). Приведен момент прокатки в мгновенном очаге деформации [1].

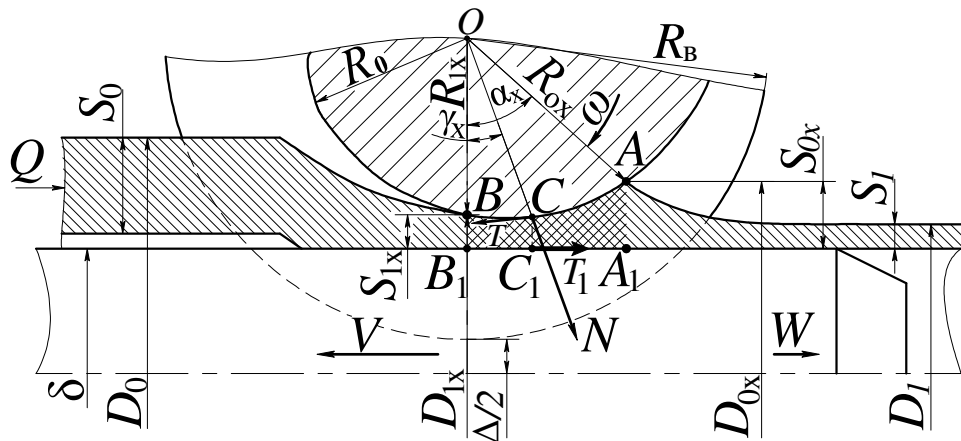


Рисунок 1.1. – Принципиальная схема процесса горячей пильгерной прокатки [1]

Источник: [1].

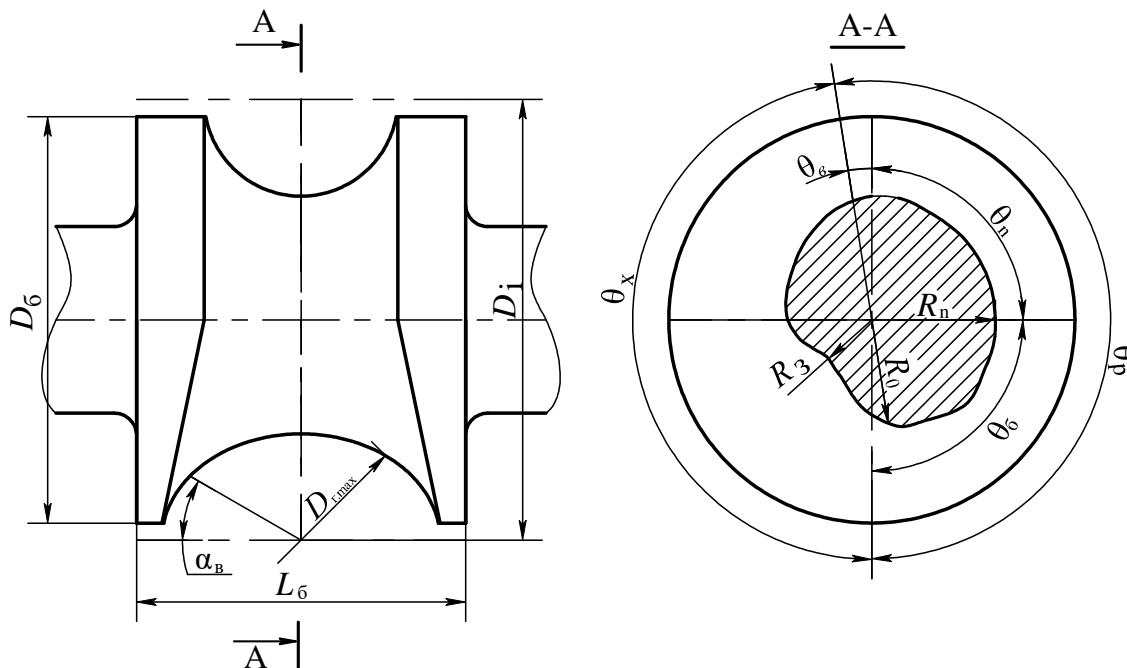


Рисунок 1.2. –Элементы калибра валка пильгерного стана

Источник: [1; 5–7].

При прокатке заготовки (с помощью сил трения T , см. рисунок 1.1) из размера $D_0 \times S_0$ в размер $D_1 \times S_1$ конус деформации смещается в направлении, указанном стрелкой V . Мгновенный очаг деформации характеризуется углом захвата α_x и углом нейтрального сечения γ_x [1]. Вдоль мгновенного очага деформации наблюдается изменение радиуса гребня калибра от R_{0x} до R_{1x} . Поскольку рабочий валок вращается с постоянной угловой скоростью ω , то после поворота на некоторый угол все параметры мгновенного очага деформации и параметры деформируемого профиля ($\alpha_x, \gamma_x, R_{0x}, R_{1x}, S_{0x}, S_{1x}, D_{0x}, D_{1x}$ и др.) непрерывно изменяются.

После завершения деформирования всего конуса размеры калибра резко увеличиваются, и подающий аппарат возвращает трубу с гильзой в направлении, указанном стрелкой W , для совершения нового цикла прокатки.

Прокатка осуществляется на цилиндрической оправке – дорне, диаметром δ , который связан с подающим аппаратом, создающим в процессе прокатки противодействие Q (см. рисунок 1.1), приложенное к гильзе и дорну [11; 12]. Таким образом, прокатка ведется с подпором [1; 13–16].

В начале расчета калибровки ручья калибра необходимо определить основные параметры [1; 15–19]:

- начальный радиус гребня валка

$$R_0 = \frac{D_i - (D_0 + \Delta_{г.доп+})}{2}, \quad (1.1)$$

где D_i – идеальный диаметр валка; D_0 – диаметр гильзы; $\Delta_{г.доп+}$ – плюсовой допуск на диаметр гильзы;

- калибрующий, или полирующий, радиус гребня валка, рассчитывается с учетом минусового допуска на диаметр трубы (для того чтобы ручей был как можно мельче и (с износом) прослужил дольше) [1; 17; 18]:

$$R_0 = \frac{D_i - (D_1 - k_d \Delta_{тр.доп-})}{2}, \quad (1.2)$$

где D_1 – диаметр готовой трубы; $\Delta_{тр.доп-}$ – минусовой допуск на диаметр трубы; k_d – настроечный коэффициент ($k_d = 0,5 \dots 1,0$);

- наименьший радиус зева валка

$$R_3 = \frac{D_i - (D_0 + \Delta_{зав.0})}{2}, \quad (1.3)$$

где $\Delta_{зав.0}$ – зазор между гильзой и валком.

Для пильгерной прокатки, как и для процесса продольной прокатки, справедливо соотношение скоростей [1; 20]

$$V_p = V_n \mu_\Sigma, \quad (1.4)$$

где V_p – скорость раскатанного конца заготовки; V_n – скорость нераскатанного конца заготовки; μ_Σ – коэффициент вытяжки.

Из-за того, что параметры мгновенного очага деформации постоянно изменяются, скорости и коэффициент вытяжки переменны (в отличие от продольной прокатки).

24 февраля 1891 г. Макс Маннесман зарегистрировал патент № 58762, в котором впервые описал конструкцию вала пильгерного стана. Валок имел четыре участка: боек, полирующий участок, угол продольного выпуска и холостой участок. Он является прототипом существующих валков.

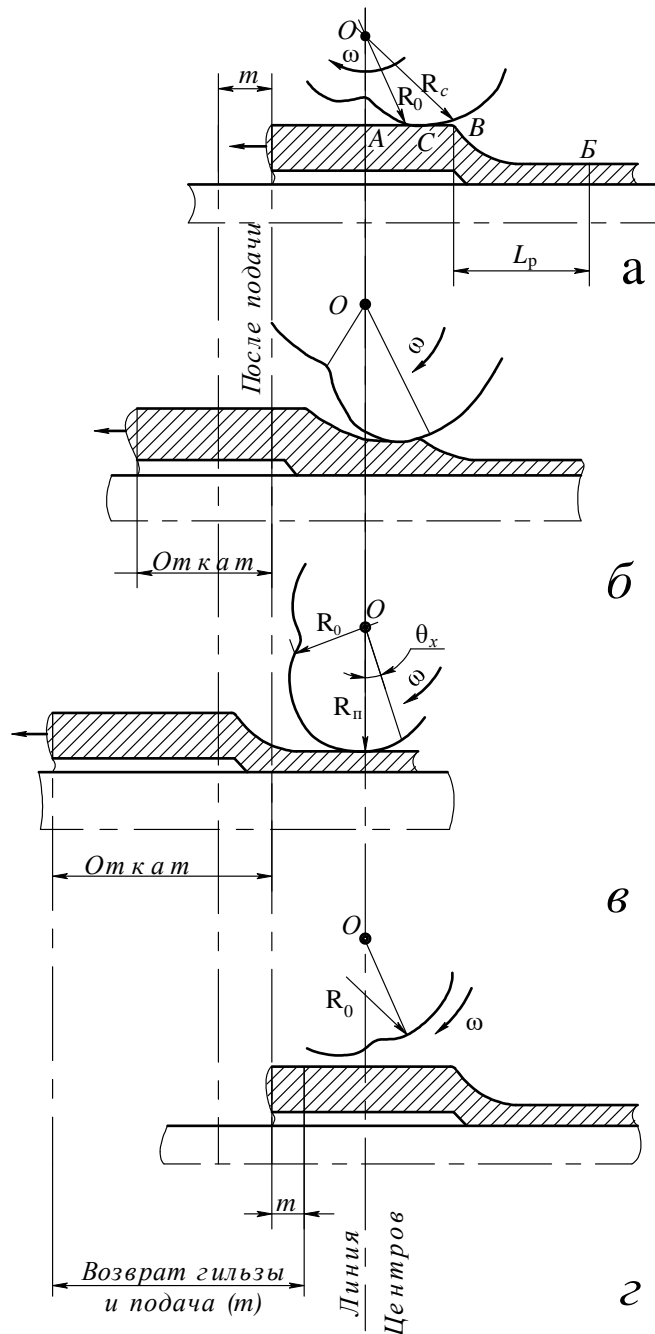
Калибр вала (см. рисунок 1.2) пильгерного стана разделен на две части: рабочую (θ_p) и холостую (θ_x). На современных пильгерных установках углы θ_p и θ_x близки к 3,14 рад. Рабочая часть калибра делится на три участка [1; 20–23]:

- передний конус (бойк), на котором происходит основная деформация и радиус вала изменяется от R_0 до R_n . Участок характеризуется центральным углом θ_6 ;
- полирующий участок (угол θ_n), на котором труба получает окончательные размеры по диаметру D_1 , и толщине стенки S_1 ;
- продольный выпуск (угол θ_B) для плавного перехода от полирующего к холостому участку.

На участках продольного выпуска и холостом происходит постепенное уменьшение радиуса вала от R_n до R_3 (радиус зева вала).

На рисунке 1.3 показана последовательность перемещения и деформирования металла в процессе пильгерной прокатки [1]. В исходном положении точка B перехода гильзы в профиль пильгерголовки находится за линией центров после возврата прокатанного участка и подачи гильзы на величину t . Соприкосновение вала с металлом происходит в точке C (рисунок 1.3, *a*), при этом радиус вала в точке встречи называется радиусом захвата R_c . Начинается деформация и транспортирование металла, называемое откатом гильзы (рисунок 1.3, *б*). После деформации в переднем конусе происходит калибровка трубы в полирующем участке и после выхода радиуса R_n за линию центров цикл деформации заканчивается, контакт металла с рабочим валком прекращается (рисунок 1.3, *в*). В этот же момент за счет усилий со стороны подающего аппарата начинается транспортиров-

ка гильзы и трубы в направлении выхода готового профиля – так называемый возврат гильзы, а также подача ее за линию центров. Гильза возвращается в исходное положение, и цикл повторяется.



а – начальный момент – захват гильзы; **б** – деформация в переднем конусе; **в** – деформация металла в полирующем участке; **г** – возврат и подача гильзы

Рисунок 1.3. – Последовательность перемещения и деформирования металла

Источник: [1].

Как видно из рисунка 1.3, перед каждым циклом прокатки (пильгерным шагом) для деформации подается определенный участок гильзы величиной m (величина подачи). Т.е. перед каждым циклом для деформирования поступает определенный объем металла гильзы, его называют объемом подачи [1; 24]:

$$V_p = F_0 m, \quad (1.5)$$

где $F_0 = \pi S_0(D_0 - S_0)$ – площадь поперечного сечения гильзы.

Объем подачи от цикла к циклу продвигается вдоль конуса деформации (от гильзы к готовой трубе), многократно обжимаясь. Поэтому в отличие от продольной и поперечно-винтовой прокатки процесс деформации трубы в пильгерстане рассматривают как прерывистый периодический. В связи с этим различают: деформацию в мгновенном очаге деформации, частную деформацию, деформацию вдоль конуса деформации и суммарную деформацию от гильзы к готовой трубе [1; 25]. Коэффициенты суммарной деформации определяются так же, как в процессе прокатки в круглом калибре [1; 25–27].

Коэффициенты деформации вдоль конуса определяют, исходя из правила П.Т. Емельяненко, согласно которому величина обжатия в периодической части профиля пильгерной головки равна разности между высотой рассматриваемого сечения и высотой сечения, отстоящего от первого на таком расстоянии, при котором объем, заключенный между этими сечениями, равен объему подачи металла. Эта величина равна расстоянию от начала пильгерной головки (т.е. от начальной точки C соприкосновения гильзы с валком) до линии центров валков в момент выхода на эту линию радиуса R_0 .

На рисунке 1.4 дано сечение пильгерной головки [1; 25–27]: $L_{бр}$ – длина участка развертки профиля бойка; L_n – длина участка развертки профиля полирующего участка.

Коэффициент вытяжки вдоль конуса деформации в любом сечении конуса можно рассчитать по формуле

$$\mu_{xi} = \frac{(D_{xi-1} - S_{xi-1})S_{xi-1}}{(D_{xi} - S_{xi})S_{xi}}. \quad (1.6)$$

Коэффициент обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации в любом сечении конуса можно рассчитать по формуле

$$\lambda_{xi} = \frac{S_{xi-1}}{S_{xi}}. \quad (1.7)$$

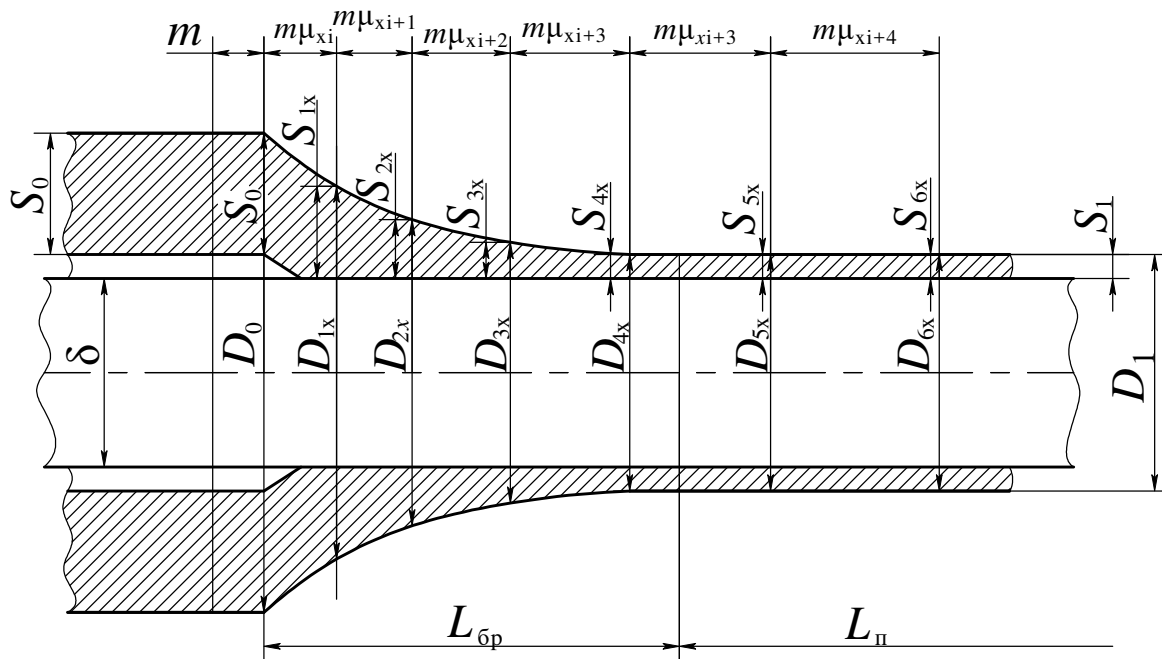


Рисунок 1.4. – Распределение частных деформаций по длине пильгерной головки

Коэффициент уменьшения среднего диаметра вдоль конуса деформации в любом сечении конуса можно рассчитать по формуле

$$k_{xi} = \frac{D_{xi-1} - S_{xi-1}}{D_{xi} - S_{xi}}. \quad (1.8)$$

Суммарные коэффициенты вытяжки определяются как произведение частных вытяжек, например:

$$\mu_{xi} = \mu_{x1} \times \mu_{x2} \times \mu_{x3} \times \dots \times \mu_{xn-1} \times \mu_{xn}, \quad (1.9)$$

где μ_{xi} – частный коэффициент вытяжки; n – количество частных деформаций элементарного объема (объема подачи).

Если известен закон изменения площади поперечного сечения металла по длине пильгерной головки, то коэффициент вытяжки в любом сечении x

$$\mu_{xi} = \frac{\sqrt{F_{xi}^2 + 2m \cdot F_0 \cdot \text{tg}\varphi}}{F_{xi}}, \quad (1.10)$$

где F_x – площадь сечения металла на расстоянии x от начала пильгерголки; F_0 – площадь сечения гильзы; m – величина подачи; φ – угол конусности пильгерголки в сечении x .

Число циклов частных деформаций n_d , или коэффициент дробности, (для горячей пильгерной прокатки $n_d = 6 \dots 12$) определяется по формуле

$$n_d = \frac{3L_{\text{пр}}}{m(1 - \mu_{\Sigma})}, \quad (1.11)$$

где $L_{\text{пр}}$ – длина пильгерной головки, включающая длину развертки профиля бойка и полирующего участка.

Правильный выбор режима деформации металла при пильгерной прокатке обеспечивает высокие технико-экономические показатели процесса. От выбранного режима деформации зависит производительность стана, стойкость инструмента, расход энергии, качество прокатываемых труб [1; 28–32].

Сложнее всего при выборе режима деформации для пильгерных станов выбрать оптимальную форму переднего конуса – бойка [33–35]. Разработкой методики определения профиля занимались многие ученые, и этому посвящено множество научных трудов [1; 36–41].

После М. Маннесмана Де Грааль представил свою методику построения кривой гребня. Эта методика позволяет получать более тонкостенные трубы. В ее основу положен линейный закон изменения отношения скоростей валка и прокатываемого материала.

Л. Клейном в это же время была разработана «ступенчатая калибровка» (многозонная). В этой калибровке заложено постепенное снижение относительного уменьшения поперечного сечения от участка к участку по ходу прокатки (рисунок 1.5).

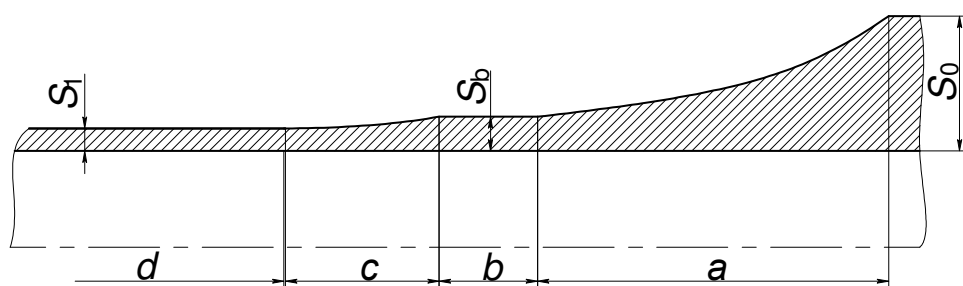


Рисунок 1.5. – Возможная реализация калибровки Л. Клейна

Моосхаксом (30-е гг. XX в.) была предложена своя многозонная (пазовая) калибровка – чередование рабочих и холостых участков вдоль конуса деформации. Это выполнялось с целью выравнивания растяжения, т.е. увеличения продольной вытяжки и уменьшения уширения металла.

Ф. Кокс предложил овальную калибровку, в которой при равномерном распределении давления вдоль конуса деформации в поперечном сечении ручей калибра выполняется сильно овальным, с малыми выпуклостями.

В свою очередь П. Грюнер предложил калибровку, в основу которой положено постоянство обжатия по толщине стенки.

П.К. Тетерин выполнил обобщенный анализ существующих на то время трудов. В основу расчета профиля пильгерголки закладывают различные законы, учитывающие технологические особенности процесса и на основании этого получают профиль валка [1].

В общем виде изменение величины площади поперечного сечения пильгерной головки по ее длине характеризуется уравнением [1]

$$F_x = F_0 \mu_{\Sigma}^{-f\left(\frac{x}{L_x}\right)}, \quad (1.12)$$

где L_x – длина развертки участка бойка; $f(x/L_x)$ – принимаемый закон изменения смещенной площади по длине пильгерголки.

Например, для калибровки, обеспечивающей постоянство абсолютной величины смещенной площади [1],

$$f\left(\frac{x}{L_x}\right) = \frac{x}{L_x}. \quad (1.13)$$

При построении калибровок применяют также закон постоянства частных вытяжек (формула А.И. Целикова) [1]:

$$F_x = \frac{F_0}{(\ln \mu_{xi} / m)x + 1}. \quad (1.14)$$

Из множества формул наибольшее распространение получила формула П.Т. Емельяненко. Эта формула выведена из условия, что относительная величина обжатия стенки изменяется по длине пильгерной головки по линейной зависимости. При ее выводе допущено упрощение: величина обжатия определяется как разность между ординатами пильгерной головки, смещенными на величину подачи [1]:

$$R_x = (R_0 + S_{\Gamma}) - S_{\Gamma} e^{(1+n)C\theta - (nC/\theta_0)\theta^2}, \quad (1.15)$$

где R_x – переменный радиус бойка, мм; R_0 – начальный радиус бойка, мм; S_{Γ} – толщина стенки гильзы при плотном прилегании ее к дорну; θ – текущий центральный угол, изменяющийся от θ до θ_0 , рад; n – коэффициент

режима обжатия, определяющий крутизну кривой; C – постоянная интегрирования, определяется из условия

$$C = \frac{1}{\theta_6} \ln \frac{S_n}{S_\Gamma}, \quad (1.16)$$

где S_n – толщина стенки трубы после пыльгерного стана, мм.

Для определения коэффициента n рекомендуются следующие эмпирические зависимости:

$$n = 0,35S_n + 0,05; \quad n = 0,39 - 0,1(S_\Gamma / S_n).$$

О.А. Пляцковский для определения формы бойка предложил формулу, в основе которой условие возрастания частных вытяжек по длине очага деформации [1]:

$$\theta_x = \frac{lR_i}{\ln \mu_\Sigma (R_i^2 - r_D^2)} \ln \left(\left(\frac{R_i - A}{R_i - B} \right)^2 \left(\frac{B + r_D}{A + r_D} \right)^{l-k} \left(\frac{B - r_D}{A - r_D} \right)^{l+k} \right), \quad (1.17)$$

$$B = \sqrt{\frac{F_0}{\pi} + r_D^2}; \quad A = \sqrt{\frac{F_0}{\pi} \mu_\Sigma^{\frac{x}{l}} + r_D^2}; \quad k = \frac{r_D}{R_i}.$$

Эта формула позволяет одновременно определять переменный угол бойка θ_x и соответствующий этому углу переменный радиус бойка R_x . Значение R_x определяется из равенства $R_x = R_i - A$, а величина суммарного угла θ_6 – при помощи подстановки в формулу значения $x = l$.

П.К. Тетериним была разработана формула для определения площади поперечного сечения пыльгерной головки [1]:

$$F_x = C \cdot \exp \left(-\frac{1}{V_p} \int f(x) d(x) \right), \quad (1.18)$$

где V_p – объем подачи; x – текущая координата (переменная длина пыльгерной головки); $f(x)$ – текущее изменение величины смещенной площади.

На основании приведенной формулы разработана методика определения радиуса бойка, которая позволяет получить равномерное распределение усилий на валки. Это дает возможность вести прокатку с повышенными подачами, обеспечить равномерный износ калибра, уменьшить износ валков. По этой методике радиус бойка определяется выражением [1]

$$R_x = R_i - \delta_d \sqrt{1 - \frac{F_\Gamma}{\pi \delta_d^2} \mu_n^{\frac{2-n}{1-n} \frac{\theta}{\theta_n}}}, \quad (1.19)$$

где R_i – идеальный радиус вала; δ_d – диаметр дорна; θ – текущий центральный угол, изменяющийся от θ до θ_6 .

Коэффициент n , по П.К. Тетерину, можно определить по соотношению [1]

$$n \leq \frac{\frac{F_\Gamma}{\pi \delta_d^2} \ln \mu_n}{\left(\frac{R_i}{\delta_d} \sqrt{1 + \frac{F_\Gamma}{\pi \delta_d^2}} - \left(1 + \frac{F_\Gamma}{\pi \delta_d^2} \right) \right) \theta_6 \operatorname{tg} \gamma}, \quad (1.20)$$

где γ – угол трения между поверхностью вала и металлом.

А.А. Чернявский уточнил методику П.К. Тетерина. Его уточнения позволяют устранить некоторые ее недостатки, учесть наличие зоны редуцирования и другие факторы [1].

Изменение сопротивления деформации при пильгерной прокатке зависит от многих факторов, в т.ч. от размеров трубы, механических свойств металла, характера распределения частных вытяжек, условий трения и др.

Изменение средних нормальных напряжений $p_{\text{ср}} = f_2(x)$, отвечающее прямолинейному росту сопротивления деформации, наиболее благоприятно для работы валков [1]:

$$p_{\text{ср}} = A \left(1 + \frac{nx}{l} \right), \quad (1.21)$$

где A – усредненная величина сопротивления деформации в начале пильгерной головки (при $x = 0$); l – полная длина пильгерной головки; n – коэффициент уменьшения смещенной площади пильгерной головки.

Для удовлетворения условий постоянства усилий прокатки по длине пильгерной головки необходимо, чтобы ΔF_x изменялось обратно пропорционально величине $p_{\text{ср}}$, т.е. [1]

$$\Delta F_x = f(x) = \frac{B}{A \left(1 + \frac{nx}{l} \right)} = \frac{D}{1 + \frac{nx}{l}}. \quad (1.22)$$

Подставляя значение ΔF_x в уравнение (6.21) [1] и произведя необходимые преобразования, получим

$$F_x = C \cdot \exp\left(-\frac{Dl}{V_n} \ln\left(1 + n \frac{x}{l}\right)\right). \quad (1.23)$$

Постоянные коэффициенты C и D определяют из граничных условий [1]: при $x = 0$ $F_x = F_0$; при $x = l$ $F_x = F_n$. Здесь F_0 – сумма площадей поперечного сечения гильзы и кольцевого зазора между гильзой и дорном; F_n – площадь поперечного сечения трубы после пыльгерного стана.

После подстановки в полученную формулу коэффициентов C и D [1] профиль пыльгерной головки определяется по формуле

$$F_x = F_0 \cdot \exp\left(-\frac{\ln\left(1 + \frac{nx}{l}\right)}{\ln(1+n)} \ln \mu_0\right), \quad (1.24)$$

где $\mu_0 = F_0/F_n$ – фиктивный суммарный коэффициент вытяжки.

Для любого другого закона изменения профиль пыльгерной головки будет другим. Например, если принять изменение p_{cp} не в прямолинейном, а в параболическом виде [1]:

$$p_{cp} = A_2 \left(1 + n \left(\frac{x}{l}\right)^2\right), \quad (1.25)$$

то формула для определения профиля пыльгерной головки [1]

$$F_x = F_0 \cdot \exp\left(-\frac{\ln \frac{nx}{l}}{\ln n} \ln \mu_0\right). \quad (1.26)$$

Радиус пыльгерной головки в любом ее поперечном сечении, если пренебречь уширением, можно определить по формуле [1]

$$r_x = \sqrt{\frac{\delta_{Д}^2}{4} + \frac{F_x}{\pi}}. \quad (1.27)$$

На основании полученных формул радиус переднего конуса (бойка) при использовании прямолинейного закона изменения давления [1]

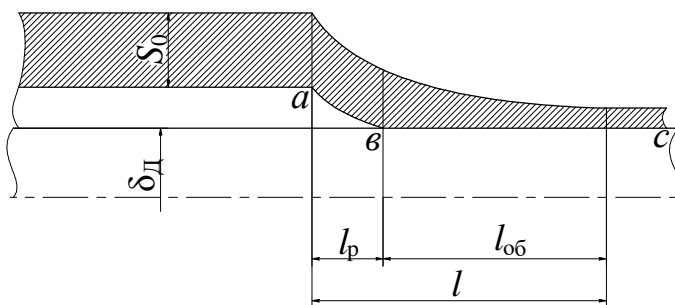
$$R_x = R_i - \sqrt{\frac{\delta_D^2}{4} + \frac{F_0 \exp\left(-\frac{\ln\left(1 + \frac{n\theta_x}{\theta_{\bar{\sigma}}}\right)}{\ln(1+n)} \ln \mu_0\right)}{\pi}}, \quad (1.28)$$

а при использовании параболического закона изменения давления [1]

$$R_x = R_i - \sqrt{\frac{\delta_D^2}{4} + \frac{F_0 \exp\left(-\frac{\ln\left(\frac{n\theta_x}{\theta_{\bar{\sigma}}}\right)}{n} \ln \mu_0\right)}{\pi}}, \quad (1.29)$$

где δ_D – диаметр дорна пыльгерного стана.

Между гильзой и дорном существует зазор, поэтому в начале конуса деформации присутствует зона редуцирования (рисунок 1.6), ее параметры рассчитываются с учетом особенностей процесса редуцирования.



l_p – зона редуцирования; $l_{об}$ – зона обжатия

Рисунок 1.6. – Продольное сечение пыльгерной головки

Источник: [1].

Величина центрального угла $\theta_{ред}$, соответствующего зоне редуцирования, определяется как

$$\theta_{ред} = \frac{\theta_{\bar{\sigma}}}{n} \left(\left(\frac{F_0}{F_1} \right)^{\frac{\ln(1+n)}{\ln \mu_0}} - 1 \right), \quad (1.30)$$

где F_1 – площадь сечения калибра в начале зоны обжатия, которую при отсутствии изменения толщины стенки гильзы при редуцировании можно определить по формуле

$$F_1 = \pi(\delta_d + S_\Gamma) S_\Gamma. \quad (1.31)$$

Максимальное значение угла редуцирования

$$\theta_{p.\max} = \frac{\ln \frac{F_0}{F_1} \theta_\sigma}{\ln \mu_0}. \quad (1.32)$$

В пильгерном процессе по возможности следует избегать редуцирования гильзы, т.к. при его наличии ухудшаются условия затравки и укорачивается зона обжатия стенки [1]. Для уменьшения влияния зоны редуцирования необходимо: уменьшать зазоры между дорном и гильзой; увеличивать коэффициент n . Применение острых бойков повышает технологическую эффективность пильгерной прокатки [1].

Угол зоны обжатия в очаге деформации [1]

$$\theta_{об} = \theta_\sigma - \theta_p. \quad (1.33)$$

Радиус вала в зоне обжатия [1]

$$R_x = R_i - \sqrt{\frac{\delta_d^2}{4} + \frac{F_1 \exp\left(-\frac{\ln\left(1 + \frac{n\theta_x}{\theta_\sigma}\right) \ln \mu_1}{\ln(1+n)}\right)}{\pi}}, \quad (1.34)$$

где $\mu_1 = F_1/F_n$ – суммарный коэффициент вытяжки в зоне обжатия; n – коэффициент уменьшения смещенной площади пильгерной головки.

Коэффициент n находится из предельных условий захвата при затравке гильзы, которые можно определить из зависимости [1]

$$nN = \ln(1+n), \quad (1.35)$$

где [1]

$$N = \frac{\frac{4F_0}{\pi\delta_d^2} \ln \mu_0}{2 \left(1,5 \frac{D_i}{\delta_d} \sqrt{\frac{4F_0}{\pi\delta_d^2} + 1} - \left(\frac{4F_0}{\pi\delta_d^2} + 1 \right) \operatorname{tg} \gamma \theta_\sigma \right)}. \quad (1.36)$$

При любых реальных условиях прокатки значение постоянной величины N никогда не превышает единицы, следовательно, коэффициент n никогда не может быть меньше нуля [1].

1.2 Кинематика мгновенного очага деформации стана горячей пильгерной прокатки

Как отмечено выше, геометрические параметры конуса деформации постоянно изменяются, изменяются и скоростные параметры в мгновенном очаге деформации. Между скоростью металла на входе V_{0x} и на выходе V_{1x} существует зависимость [1]

$$\frac{V_{0x}}{V_{1x}} = \mu_x, \quad (1.37)$$

где μ_x – коэффициент вытяжки в мгновенном очаге деформации.

Из зависимости можно сделать вывод, что соотношение скоростей определяется заложенным в калибровку рабочего инструмента законом изменения площади поперечного сечения. Однако анализ усложняется постоянно изменяющимися параметрами ручья калибра: радиусом калибра, радиусом гребня калибра и даже величиной развалки и типом калибра.

Особенности геометрии круглого калибра и деформации металла приводят к скольжению металла относительно валков [1]. Известно, что скорость движения металла по вершине калибра больше горизонтальной составляющей окружной скорости валка, а в зоне выпусков поверхность калибра имеет большую окружную скорость. Следовательно, в калибре пильгерного стана имеют место опережение и отставание металла [1].

Величина скольжения металла по валкам на выходе из мгновенного очага деформации определяется зависимостью

$$S = (V_r - V_x) / V_x, \quad (1.38)$$

где V_r – скорость переднего конца (гильзы); V_x – окружная скорость валка в рассматриваемой точке.

На рисунках 1.7 и 1.8 показано изменение опережения (отставания) S по длине [1] очага деформации и в различных сечениях по ширине калибра при прокатке тонкостенной трубы.

Согласно графикам, на большей поверхности зоны контакта металла с валками наблюдается зона опережения. На большей части рабочей поверхности калибра при выходе металл опережает валки. В выпусках калибра даже в начале гребня наблюдается отставание металла [1].

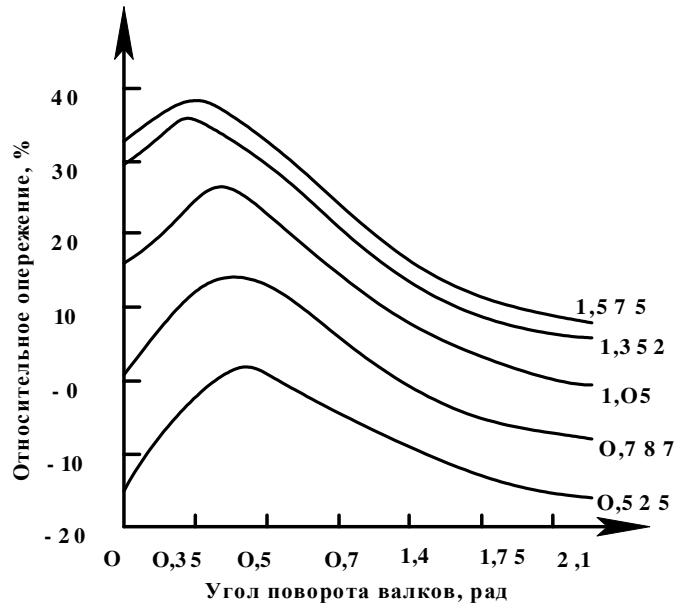
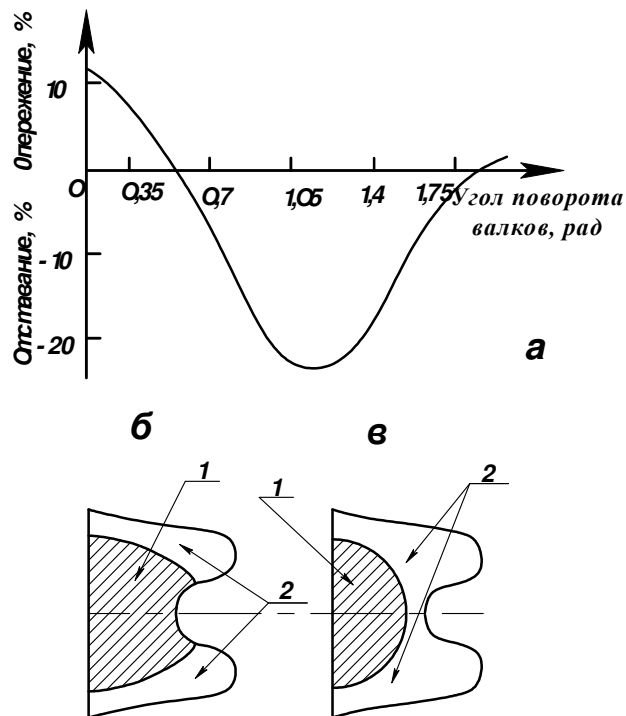


Рисунок 1.7. – Скольжение металла по валку на выходе из очага деформации при прокатке трубы размером 377×10 мм, подача $t = 24$ мм

Источник: [1].



1 – зона опережения; 2 – зона отставания

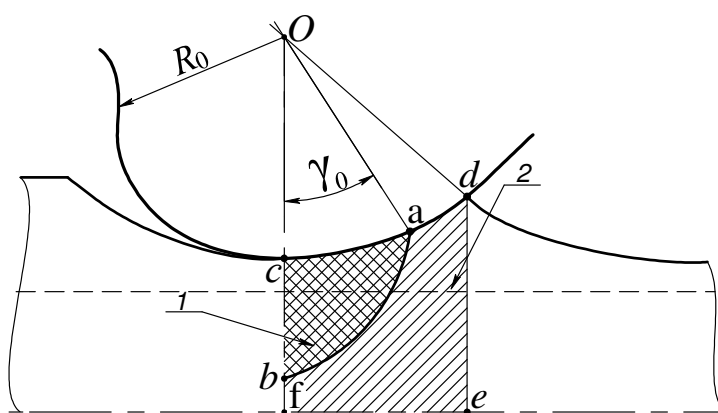
Рисунок 1.8. – Скольжение по вершине калибра на входе в очаг деформации при прокатке трубы размером 426×10 мм, подача $t = 24$ мм (а) и соответствующие варианты положения зон скольжения в очаге деформации (б, в)

Источник: [1].

На рисунке 1.9 показан мгновенный очаг деформации с указанными зонами опережения и отставания в нем. Величина угла γ_0 , который определяет положение нейтрального (критического) сечения в мгновенном очаге:

$$\gamma_0 = \arccos \frac{S_{1x} + R_0 + \sqrt{(S_{1x} + R_0)^2 - 4R_K S_{1x}}}{2R_0}, \quad (1.39)$$

где S_{1x} – толщина стенки на выходе из мгновенного очага деформации; R_0 – радиус валка на выходе по вершине калибра; R_K – катающий радиус для мгновенного очага деформации.



1 – зона опережения; 2 – зона отставания

Рисунок 1.9. – Мгновенный очаг деформации

Величина опережения характеризуется коэффициентом опережения $\omega_{оп} > 1$. Поскольку радиус валка изменяется вдоль конуса деформации, то и величина опережения при пильгеровании тоже переменна [1]:

$$\omega_{оп} = \frac{R_K}{R_x}, \quad (1.40)$$

где R_K – катающий радиус; R_x – радиус бойка в рассматриваемом сечении.

Максимальный коэффициент опережения достигает значений 1,5...1,6 в начале бойка ($\theta_x = 0,43$ рад) [1]. В полирующем участке коэффициент опережения убывает по линейной зависимости [1].

Согласно экспериментальным данным, на величину опережения оказывают влияние как величина подачи, так коэффициент вытяжки. С увеличением подачи и повышением коэффициента вытяжки возрастают частные обжатия [1].

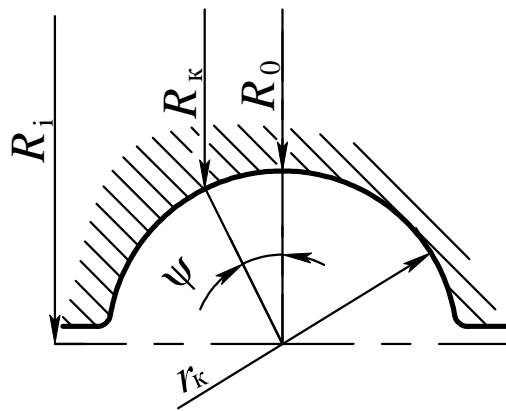
Коэффициент опережения можно рассчитать по формуле, хорошо совпадающей с экспериментальными данными [1]:

$$\omega_{\text{оп}} = 1 - \frac{\varepsilon_{\text{max}}}{1 + 0,9 \left(\frac{\theta}{\theta_{\text{max}}} - 1 \right)^2}, \quad (1.41)$$

где $\varepsilon_{\text{max}} = 1 - \frac{40\,000 - 10t}{D_i \cdot t \cdot R_x} D_T \cdot m \cdot \mu$; θ_{max} – угол поворота валков, соответствующий максимальному опережению (по данным П.Т. Емельяненко, $\theta_{\text{max}} = 0,35$ рад); t – температура металла, °С; R_x – радиус кривизны бойка, мм; D_i – идеальный диаметр пильгерного валка, мм; D_T – номинальный диаметр прокатываемой трубы, дюймы.

На положение и величину катающего радиуса при пильгерной прокатке (рисунок 1.10) влияют множество факторов, учесть которые сложно. Существует большое количество формул для его определения, однако наиболее широко используется эмпирическая формула типа

$$R_k = R_i - r_k \cos \psi. \quad (1.42)$$



R_i – идеальный радиус калибра; R_0 – радиус дна калибра;
 r_k – радиус ручья калибра;
 ψ – угол, определяющий положение катающего радиуса

Рисунок 1.10. – Угол приложения катающего радиуса в калибре

Угол ψ , который определяет точку приложения катающего радиуса в калибре, можно вычислить по формуле П.Т. Емельяненко [1]:

$$\psi = \frac{\varphi_0 R_i - r_k \cdot \sin \varphi_0 + 0,32 r_k}{2R_i - 1,38 r_k}; \quad (1.43)$$

в случае учета осевого усилия [1]

$$\psi = \frac{\varphi_0}{2} - \frac{Q}{8p_{\text{cp}} \cdot f \cdot \theta_3 \cdot R_x \cdot r_k}, \quad (1.44)$$

где φ_0 – угол, соответствующий дуге соприкосновения металла с валком для четверти калибра (угол обхвата); p_{cp} – среднее давление; f – коэффициент трения; θ_3 – угол захвата; R_x – радиус бойка; r_k – радиус калибра.

1.3 Технологический инструмент пильгерного стана

К рабочему инструменту пильгерного стана относят рабочие валки и дорн. Калибровку рабочих валков увязывают с работой системы «подающий аппарат – пильгерный стан» [4]. Размеры валков определяют по эмпирическим зависимостям (рисунок 1.11):

$D_i = 2D_{\text{T.max}} + 150$ мм – для малых станов;

$D_i = 1,25D_{\text{T.max}} + (450...550)$ мм – для средних станов;

$D_i = 1,35D_{\text{T.max}} + (550...600)$ мм – для больших станов.

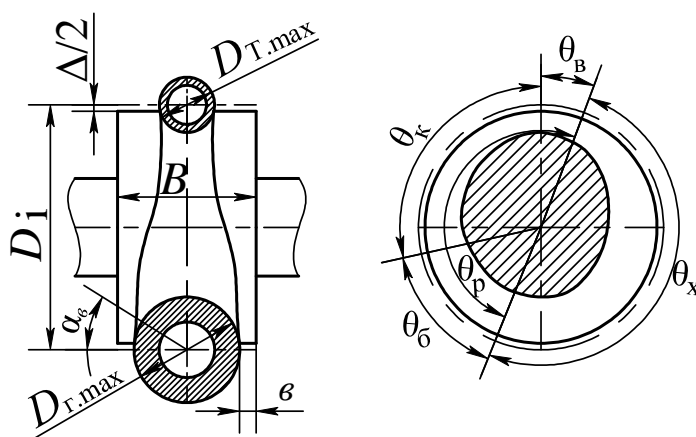


Рисунок 1.11 – Схема валка пильгерстана

Источник: [4; 41–43].

Величину зазора между бочками валков Δ выбирают в пределах 20...30 мм. Ширину бочки B можно определить по формуле [4]

$$B = \frac{D_{\text{T.max}} + \Delta_\epsilon}{\cos \alpha} + 2b, \quad (1.45)$$

где Δ_ϵ – зазор между гильзой и валком в холостом участке калибра, принимают равным 15...30 мм; α – угол выпуска в холостом участке калибра (32...37°); b – ширина бурта, равная 15...25 мм.

В поперечном сечении вала различают два основных участка – холостой (см. рисунок 1.11, угол θ_x) и рабочий (см. рисунок 1.11, угол θ_p). На холостом участке (соответствует зеву валков) труба не соприкасается с поверхностью ручья калибра, здесь можно производить и поворот гильзы, и подачу ее в валки. Рабочая часть разбита на три участка, которым соответствуют углы: θ_6 , θ_k и θ_B [4].

Участок θ_6 называют бойком, или передним конусом. На протяжении этого участка осуществляется основная деформация гильзы. Окончательные размеры гильзы формируются на протяжении участка, которому соответствует угол θ_k . Этот участок называется калибрующим, или полирующим. θ_B – участок выходного конуса, здесь выполняется плавный выход трубы из конуса деформации [4].

По П.Т. Емельяненко, «величина подачи в пильгерстане прямо пропорциональна катающему диаметру и углу полирующей части калибра и обратно пропорциональна коэффициенту вытяжки» [5; 6]. Значит, с целью увеличения производительности целесообразно угол полирующей части θ_k выполнять максимальным, однако следует иметь в виду, что уменьшение θ_B вызывает появление на трубах бугров [4].

Угол холостой части калибра θ_x должен быть не менее $150...160^\circ$, тогда подающий аппарат обеспечит своевременный возврат и подачу гильзы [4]. Из этого:

$$\theta_p = \theta_6 + \theta_k + \theta_B \leq 200...210^\circ. \quad (1.46)$$

По эмпирическим данным предлагаются следующие диапазоны значений углов [4; 45–48]:

$$\theta_6 = 60...90^\circ; \theta_k = 90...110^\circ; \theta_B = 10...20^\circ. \quad (1.47)$$

Определение профиля гребня валков – важная стадия расчета калибровки вала. Кривую профиля гребня вала, например, можно определить по формулам Емельяненко, Целикова, Тетерина, Пляцковского. Так, формула Тетерина для определения переменного радиуса гребня имеет следующий вид [4]:

$$R_x = R_i - r \sqrt{1 + \frac{F_\Gamma}{\pi r^2} \mu_\Sigma \left[\frac{2 - \frac{n\theta_x}{\theta_6}}{2 - n} \right]^{\frac{\theta_x}{\theta_6}}}, \quad (1.48)$$

где R_i – идеальный радиус вала; r – радиус дорна; F_Γ – площадь поперечного сечения гильзы; μ_Σ – суммарный коэффициент вытяжки в пильгерстане; θ_x – текущий центральный угол, изменяющийся от 0 до θ_6 ; θ_6 – угол

гребня; n – коэффициент распределения деформации, определяемый из условий захвата по соотношению (при $n \sim 0,5$ профиль гребня соответствует рациональному),

$$n \leq 2 - \frac{\frac{F_{\Gamma}}{\pi r^2} \ln \mu_{\Sigma}}{\left[\frac{R_i}{r} \sqrt{1 + \frac{F_{\Gamma}}{\pi r^2}} - \left(1 + \frac{F_{\Gamma}}{\pi r^2} \right) \right] \theta_6 \operatorname{tg} \psi_{\text{тр}}}, \quad (1.49)$$

где $\psi_{\text{тр}}$ – угол трения между поверхностью вала и металлом.

От протяженности полирующего участка и его конфигурации зависят и величина подачи, и производительность стана, и качество труб. Максимальную величину подачи можно рассчитать по формуле [4]

$$m = \frac{(R_i - R_{\Pi})}{\mu_{\Sigma} \omega_k}, \quad (1.50)$$

где $\omega_k = 1,5$ – среднее значение коэффициента опережения на полирующем участке; R_i – идеальный радиус вала; R_{Π} – радиус вала на полирующем участке [4],

$$R_{\Pi} = R_i - D_{\Pi}, \quad (1.51)$$

где D_{Π} – диаметр трубы после пылгерования.

Угол полирующего участка можно определить по эмпирическому уравнению [4]

$$\theta_{\Pi} = 1,24 \frac{m \mu_{\Sigma}}{R_{\Pi} - r_{\Pi}}. \quad (1.52)$$

Вдоль продольного выпуска текущее значение радиуса калибра можно рассчитать по формуле [4]

$$R_x = R_{\Pi} - \Delta \sqrt{\frac{\theta_{xB}}{\theta_B}}, \quad (1.53)$$

где R_x – текущий радиус вала; R_{Π} – радиус вала на полирующем участке; Δ – суммарное уменьшение радиуса, $\Delta = 1,5 \dots 2,0$ мм [4]; θ_{xB} – текущее значение угла выпуска.

Холостой участок выполняют в виде плавного сопряжения профилей бойка и продольного выпуска. Он выполняется сначала с некоторым уменьшением радиуса вала по направлению от гребня к выпуску для свободного прохода гильзы примерно на дуге $30 \dots 35^\circ$, а затем с постепенным его увеличением до плавного сопряжения с кривой продольного выпуска [4].

В поперечном сечении калибра ручки выполняют с выпусками, величина угла выпуска переменная по длине периодической части валков. В начале бойка угол поперечного выпуска составляет $34...37\alpha_6$ – максимальное значение угла выпуска в начале бойка [4]. Угол выпуска для любой части бойка [4]

$$\alpha_x = \alpha_6 - \frac{\Delta\alpha}{\theta_B} \theta_x, \quad (1.54)$$

где α_6 – максимальное значение угла выпуска в начале бойка; $\Delta\alpha$ – разность между максимальным и минимальным значениями углов выпуска, $\Delta\alpha = 12...14^\circ$.

Угол выпуска на полирующем участке (в конце бойка) [4]

$$\alpha_{II} = \alpha_r - (12...14^\circ). \quad (1.55)$$

Рабочие валки изготавливают литыми из марганцовистой стали следующего состава, %: 0,38...0,5 С; 0,9...0,2 Мп; 0,17...0,37 Si; до 0,03 S и P. Валки термообрабатывают на твердость около НВ 200 [4]. По мере износа калибр валка восстанавливают наплавкой проволокой из стали марки Св-08Х20Н9Г7Т. Твердость наплавленного слоя составляет НВ 190...205 [4].

Сложный профиль калибров валков пильгерстана выполняют на специальных станках, оснащенных копировальной системой. Суппорт вальцетокарного станка имеет приспособление, которое позволяет осуществлять два вида подачи: радиальную для обработки круглой части калибра и боковую для обработки выпусков [4]. Иногда выполняют ручки овальной формы (рисунок 1.12).

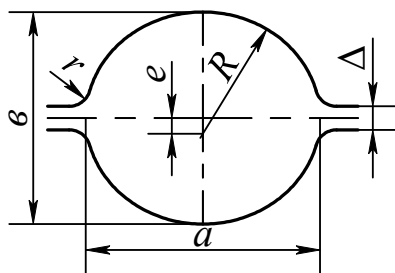


Рисунок 1.12. – Схема овального калибра

Источник: [4; 40–41].

Рассмотрим калибровку дорна. По длине дорн (рисунок 1.13) состоит из головки длиной $l_{гол}$, переднего центрирующего конуса длиной $l_{ц}$, участка для затравки длиной l_3 , участка для упорного дорнового кольца длиной l_k , участка для гильзы длиной L_T .

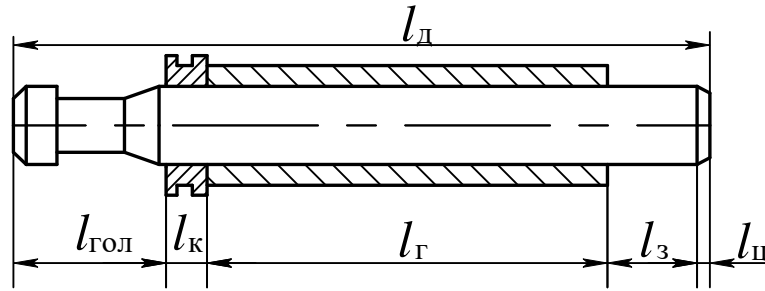


Рисунок 1.13. – Схема дорна пильгерного стана

Источник: [1; 46–48].

Для облегчения извлечения дорнов из трубы после прокатки их изготавливают чаще всего коническими [4], с конусностью в пределах 1...2 мм. Средний диаметр дорна определяют исходя из температурных условий по формуле [4]

$$\delta_{\text{д.ср.}} = \frac{d_{\text{п}}(1 + \alpha t_{\text{Т}})}{1 + \alpha t_{\text{д}}}, \quad (1.56)$$

где $t_{\text{д}}$ – температура дорна, °С; $t_{\text{Т}}$ – температура трубы, °С [4].
При температуре трубы $t_{\text{Т}} = 1000$ °С и дорна $t_{\text{д}} = 500$ °С [4]

$$\delta_{\text{д.ср.}} = 1,005d_{\text{п}}, \quad (1.57)$$

где $d_{\text{п}}$ – внутренний диаметр трубы после пильгерного стана.
Длина участка затравки [4]

$$l_{\text{з}} = \omega_{\text{ср}} \left(\left(\frac{R_{\text{о}} - R_{\text{к}}}{2} \right) \theta_{\text{б}} + R_{\text{к}} \theta_{\text{к}} \right) + l_{\text{торм}}, \quad (1.58)$$

где $\omega_{\text{ср}}$ – средний коэффициент опережения по пильгерголовке, равный 1,12...1,15; $l_{\text{торм}}$ – путь торможения, равный 50...75 мм; $R_{\text{о}}$, $R_{\text{к}}$ – радиусы бойка (начальный) и полирующего участка соответственно [4].

Также применяются цилиндрические дорны как более технологичные в изготовлении [4].

Дорны пильгерных станов изготавливают из стали марок Д, 30ХМ, их подвергают закалке с отпуском на твердость НВ 245...285 [4].

Износ дорнов имеет вид кольцевых канавок с плавными переходами, максимальная выработка – на расстоянии 400...500 мм от замка; характерны продольные трещины и сетка разгара [4].

Глава 2 ХОЛОДНАЯ ПИЛЬГЕРНАЯ ПРОКАТКА

2.1 Особенности процесса холодной пильгерной прокатки труб

Холодная пильгерная валковая прокатка труб относится к продольной периодической (шаговой) прокатке. Согласно классификации [49; 50], станы холодной пильгерной валковой прокатки относятся (рисунок 2.1) к станам с переменным радиусом ручья калибра. Их клеть движется по прямой, параллельной оси прокатки; траектории прямого и обратного ходов совпадают; обратный ход клетки может быть как рабочим, так и нерабочим [50–52]. Эти станы имеют периодическую подачу.

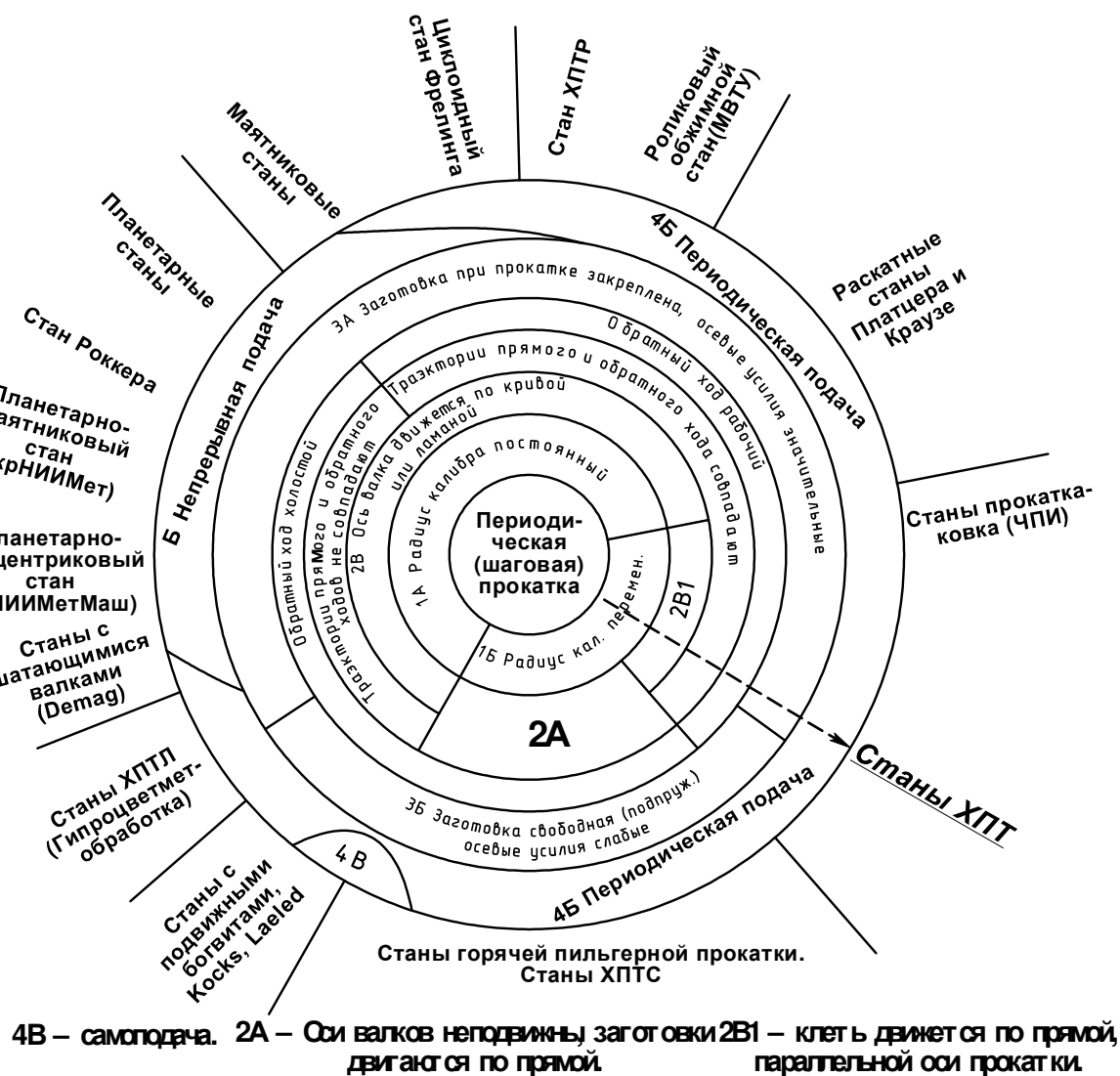


Рисунок 2.1. – Круговая диаграмма классификации процессов симметричной периодической прокатки

Источник: [47].

Способ холодной пильгерной прокатки как альтернатива процесса волочения изобретен в США в конце 20-х годов XX в. [54]. Его преимущества [50–52]:

- возможность прокатки труб с большим суммарным обжатием по площади поперечного сечения: $\varepsilon_F = 80\text{--}90\%$;
- высокая дробность деформации;
- небольшие, по сравнению с процессом волочения, расходные коэффициенты на переделку труб;
- возможность получения высокоточных труб с высокой чистотой поверхности.

Основной деформационный инструмент станов холодной пильгерной прокатки труб – конусная оправка и калибр с ручьем переменного сечения (рисунок 2.2).

Характерным для процесса холодной прокатки труб (ХПТ) является образование так называемого конуса деформации, или рабочего конуса (от сеч. 1 к сеч. 6, рисунок 2.2). Он образуется в результате постепенной, из цикла в цикл, деформации мгновенным очагом деформации (МОД) некоего объема трубы, называемого объемом подачи. Поскольку параметры ручья калибра и оправки изменяются по ходу движения клетки [55–58], то и все параметры МОД непрерывно изменяются.

Перед двойным ходом клетки конус деформации сдвигается по ходу движения клетки на величину подачи t (рисунок 2.2). Эта часть трубы с диаметром D_3 и толщиной стенки S_3 называется объемом подачи. Весь конус, вместе с объемом подачи, деформируется двойным ходом клетки. Между прямым и обратным ходами (в классической схеме ведения процесса ХПТ) трубу поворачивают на угол, не равный 90° . Далее, от подачи до подачи, продвигаясь вдоль зоны редуцирования (рисунок 2.2, сеч. 1-2), рассмотренная часть трубы обжимается по диаметру. В результате редуцирования стенка трубы утолщается. В конце зоны редуцирования толщина стенки принимает свое наибольшее значение, равное $S_p > S_3$ (рисунок 2.2).

После соприкосновения внутренней поверхности трубы с оправкой (сеч. 2, рисунок 2.2) начинается зона обжатия стенки (сеч. 2-3, рис. 2.2). Вдоль этой зоны деформации подвергается не только внешний диаметр (D_x , рисунок 2.2), но и толщина стенки трубы (S_x , рисунок 2.2) [68–72].

Доходя до сечения, обозначенного точкой 3 (рисунок 2.2), рассмотренный объем подачи трубы переходит в зону предотделки (т.е. калибровки стенки). Вдоль этой зоны конусность развертки ручья калибра должна равняться конусности оправки [73–76]. Поэтому вдоль этой зоны зазор между оправкой и ручьем калибра остается постоянным и равным необходимой толщине стенки трубы.

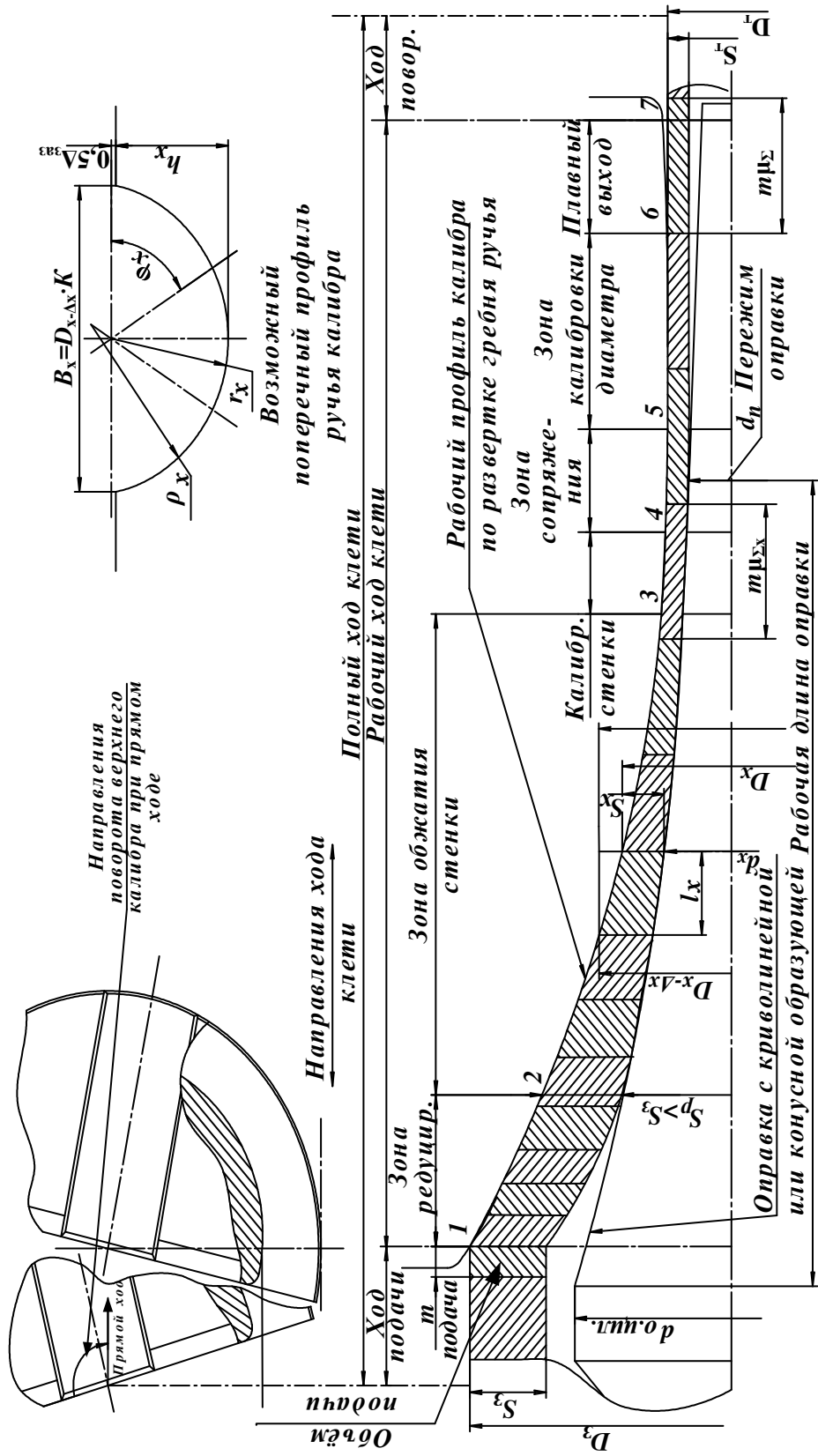


Рисунок 2.2. – Деформационный инструмент станов холодной пильгерной валковой прокатки труб

Источник: [60–66].

Основное предназначение этого участка – выполнить калибровку толщины стенки. Длина участка предотделки должна предотвращать попадание участков конуса с утолщенной стенкой в зону калибровки диаметра при максимальной возможной величине подачи [2; 76–80]. Этим предотвращается образование чрезмерной волнистости труб по толщине стенки (рисунок 2.3).

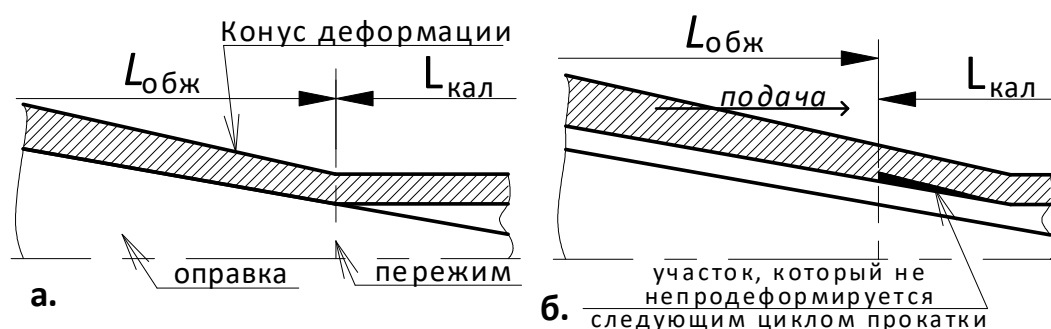


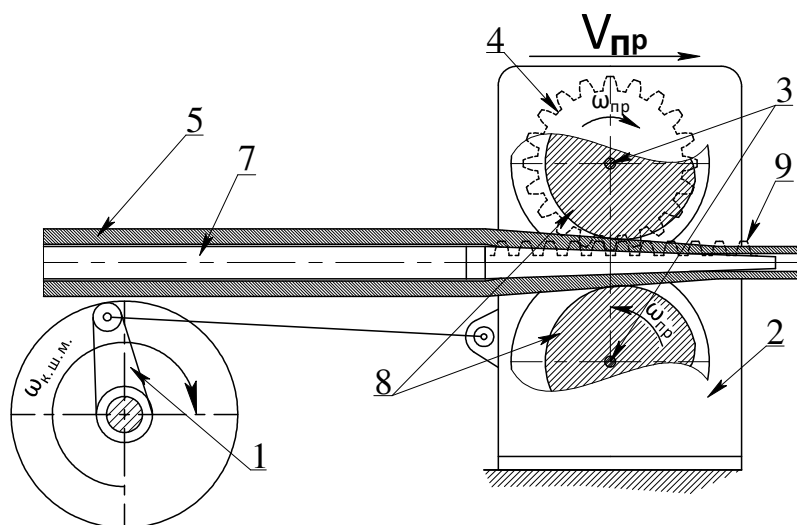
Рисунок 2.3. – Образование волнистости стенки трубы без наличия зоны предотделки в калибровке ручья калибра

Проходя через сечение 5 (см. рисунок 2.2), рассматриваемый объем подачи трубы переходит в зону калибровки диаметра. Между зонами предотделки и калибровки располагается зона сопряжения, обеспечивающая плавное сопряжение характеров изменения геометрии ручья калибра в этих зонах [60; 67]. По-другому, зона сопряжения обеспечивает плавное сочетание различных по характеру кривых разверток ручья калибра. Вдоль зоны калибровки диаметр калибра остается постоянным – таким образом обеспечивается калибровка диаметра готовой трубы. После пережима в зоне калибровки оправка не должна соприкасаться с трубой.

После зоны калибровки объем подачи трубы входит в зону плавного выхода (иначе – зона обратного конуса). Здесь не только обеспечивается плавный выход трубы из МОД, но и происходит перераспределение лишних напряжений в сечениях трубы, – частично устраняется угроза чрезмерного искривления трубы после термообработки. Зона обратного конуса имеет значительное значение в практике расчета калибровок. Первые 10 мм зоны обратного конуса следует поднимать диаметр ручья на 0,5–1,1 мм, далее по нарастающей до нужных значений диаметра в зоне поворота.

Общий принцип работы стана ХПТ показан на схеме (рисунок 2.4) [81]. Кривошипно-шатунный механизм 1 придает клетке 2 возвратно-поступательное движение. Клетка, перемещаясь таким образом, вращает валки вокруг осей 3 с помощью ведущей шестерни 4, движущейся по гребенке станины 9.

Рабочие валки стана ХПТ соединены между собой шестернями (эти шестерни на рисунке 2.4 не указаны), чтобы валки вращались синхронно.



1 – кривошипно-шатунный механизм; 2 – клеть; 3 – центр вращения валков;
 4 – ведущая шестерня; 5 – заготовка; 6 – оправка; 7 – стержень; 8 – валки с калибрами;
 9 – «гребенка»;
 $V_{пр}$ – скорость прямого хода клетки; $\omega_{пр}$ – окружная скорость вращения валков при прямом ходе клетки

Рисунок 2.4. – Работа стана ХПТ

Источник: [81; 82].

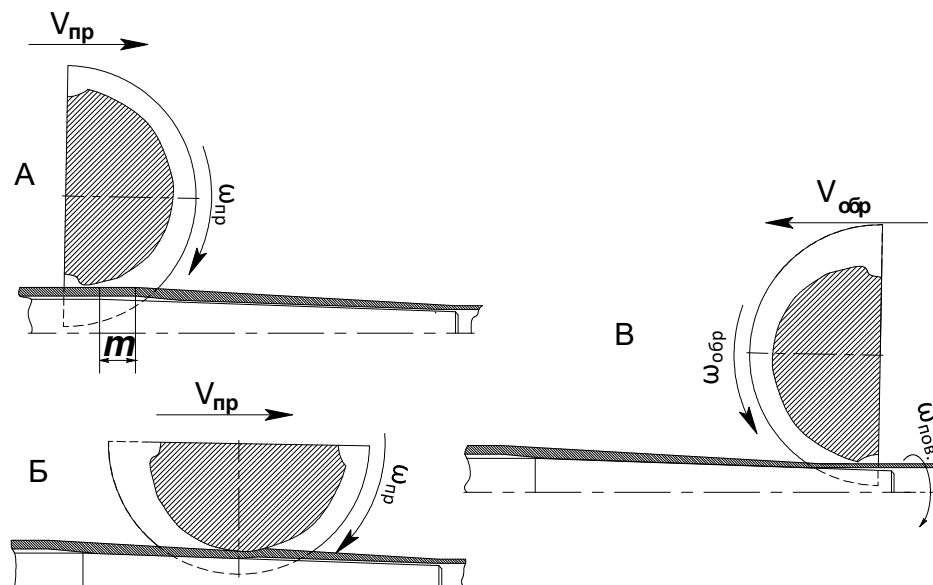
Процесс прокатки трубы в станах ХПТ в классическом случае осуществляется согласно следующей схеме (рисунки 2.5 и 2.6) [82–87]:

- перед началом прямого хода клетки конус деформации сдвигают по направлению прямого хода клетки (подают) на величину подачи t , таким образом в конус деформации поступает «свежая порция» металла трубы (рисунок 2.5, а);

- клеть, двигаясь вдоль конуса деформации, вращает валки (за счет сцепления ведущих шестерен с рейками, закрепленными на станине, см. рисунок 2.4). Постольку радиус калибра по периметру валка уменьшается, то труба подвергается заданной калибровкой инструмента режимом обжатия в каждом сечении вдоль конуса деформации (рисунок 2.5, б)

Подача и поворот трубы в более новых станах типа ХПТ может осуществляться в обоих положениях клетки.

Калибры, одновременно вращаясь и двигаясь возвратно-поступательно вдоль неподвижной оправки, изменяют параметры мгновенного очага деформации (МОД). МОД образуют совместно: соответствующие сечения неподвижной оправки и определенные, соответствующие им, сечения ручья калибров [90–92].

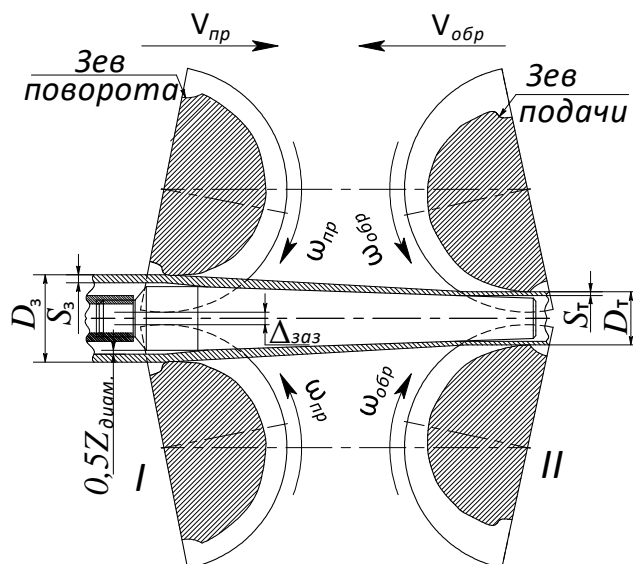


А – момент подачи; **Б** – момент прямого хода клетки; **В** – момент поворота перед обратным ходом клетки;

$V_{пр}$ – скорость прямого хода клетки; $\omega_{пр}$ – окружная скорость вращения валков при прямом ходе клетки; $V_{обр}$ – скорость обратного хода клетки; $\omega_{обр}$ – окружная скорость вращения валков при обратном ходе клетки

Рисунок 2.5. – Схема процесса деформации трубы на станет ХПТ

Источник: [88–91].



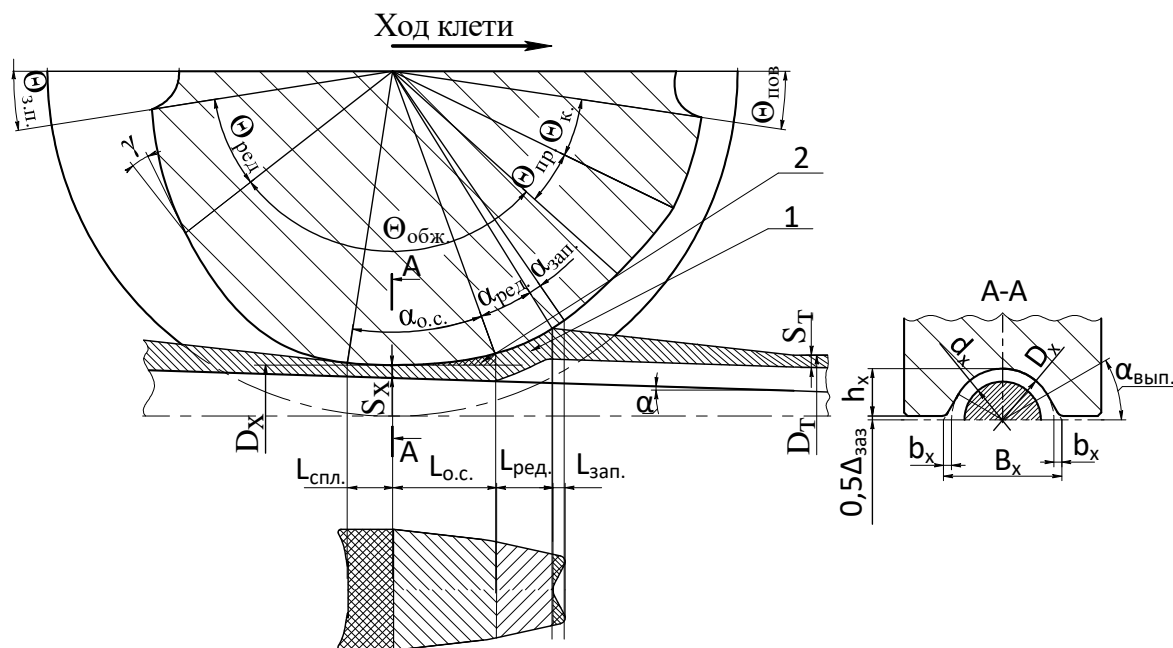
I – калибры в начале прямого хода; **II** – калибры в конце прямого хода;

$\Delta_{зая}$ – зазор между калибрами; $Z_{диам.}$ – диаметральный зазор между внутренним диаметром трубы и цилиндрической частью оправки

Рисунок 2.6. – Движения калибров стана ХПТ относительно конуса деформации

Источник: [88–91].

В результате этого процесса металл трубы образует так называемый конус деформации (рабочий конус). Иногда конус деформации называют общим очагом деформации. Это неправильно. Конус деформации – совокупность множества сечений выхода металла из МОД, т.к. деформация трубы в станах ХПТ происходит именно в МОД (см. рисунки 2.2, 2.5–2.7);



$\theta_{з.п}$, $\theta_{пов}$ – зевы подачи-поворота; $\theta_{ред}$ – зона редуцирования; $\theta_{обж}$ – зона обжатия; $\theta_{пр}$ – зона предотделки; $\theta_{к}$ – зона калибровки диаметра; S_x , D_x – толщина стенки в сечении и диаметр трубы в нем; $\alpha_{о.с}$ – угол зоны МОД, образованной из-за упругого сплющивания валков; $\alpha_{ред}$ – угол редуцирования МОД; $\alpha_{зап}$ – угол заполнения МОД металлом трубы; α , γ – углы конусности оправки и конусности образующей гребня калибра; 1 – зона редуцирования МОД; 2 – зона обжатия стенки МОД; $\alpha_{вып}$ – угол выпуска ручья калибра; b_x , B_x – развалка и ширина ручья калибра; h_x – глубина ручья калибра; $\Delta_{заз}$ – зазор между бочками калибров; d_x – диаметр оправки в сечении x

Рисунок 2.7. – Схема МОД при прямом ходе клетки стана ХПТ

Источник: [92–94].

– в конце прямого хода клетки трубу поворачивают, и клеть, двигаясь в обратном направлении, раскатывает утолщение трубы в выпусках (см. рисунок 2.5, в).

В начале конуса деформации, где внутренняя сторона трубы еще не коснулась оправки, в МОД присутствует только зона редуцирования. Этот угол (см. рисунок 2.7, угол $\theta_{р}$) называется углом редуцирования. Далее, вращаясь, валки прижимают трубу к оправке и металл, деформируясь,

входит в зону обжатия стенки конуса деформации (см. рисунок 2.7, угол Θ_0). В зоне обжатия стенки конуса деформации в МОД присутствуют две зоны: зона редуцирования; зона обжатия стенки. Далее по ходу клетки на калибрах идут углы зон предобработки (предотделки) и калибровки.

За один цикл прокатки (двойной ход) получают участок готовой трубы, который называется линейным смещением:

$$l_{\Sigma} = m\mu_{\Sigma}, \quad (2.1)$$

где $\mu_{\Sigma} = \frac{(D_3 - S_3)S_3}{(D_T - S_T)S_T}$ – суммарный коэффициент вытяжки за цикл [95–97]; m – величина подачи.

Каждое поперечное сечение трубы-заготовки последовательно многократно (по η_0 раз, где η_0 – дробность деформации) обжимается валками от размеров заготовки к размерам готовой трубы [97–104]. Деформация каждого поперечного сечения осуществляется как при прямом, так и при обратном ходах клетки.

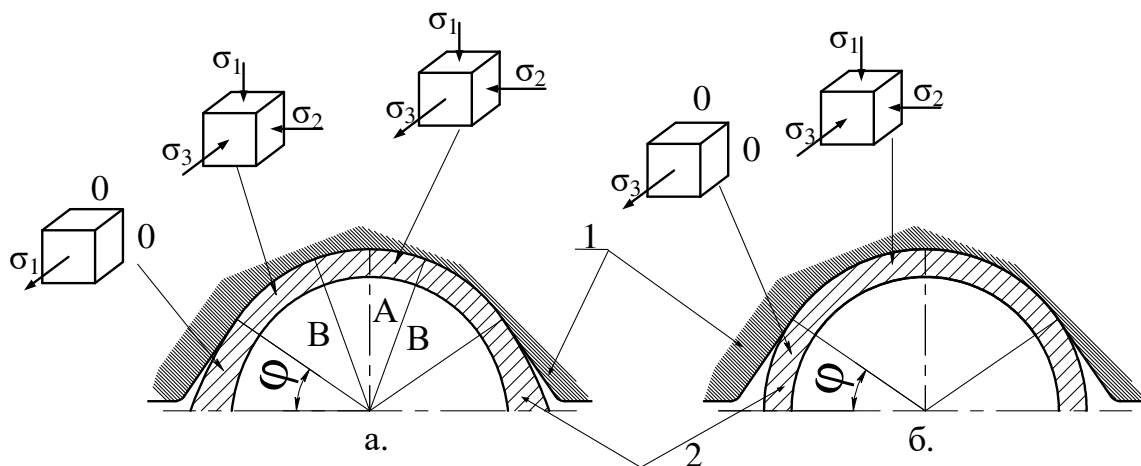
2.2 Напряженно-деформированное состояние металла при холодной прокатке труб

За цикл холодной прокатки труб на станах типа ХПТ можно совершить обжатие по площади поперечного сечения до 70...85 (иногда и до 95%), другими словами, процесс осуществляется с 14...18-кратной вытяжкой. Это возможно из-за большой дробности деформации и характерной схемы напряженного состояния металла в мгновенном очаге деформации [1]. По мнению З.А. Коффа, в очаге деформации при холодной прокатке труб действуют только сжимающие напряжения, не считая выпусков вблизи линии разъема калибров [2; 7; 9].

На рисунке 2.8 показана уточненная схема напряженного состояния металла в мгновенном очаге деформации при прямом и обратном ходах клетки. Эта схема предложена Ю.Ф. Шевакиным как итог анализа результатов большого количества проведенных экспериментальных исследований.

При обработке металлов давлением следует минимизировать действие растягивающих напряжений как снижающих пластичность деформируемого металла. Рассмотрим прямой ход клетки. Как видно из рисунка 2.8, *a*, в случае прокатки трубы в ручье с небольшой развалкой, ближе к гребню ручья, действует активное растягивающее напряжение $+\sigma_3$; оно действует в продольном направлении и вызвано внеконтактной деформацией [2]. На рисун-

ке 2.8, б при прокатке труб в ручье с большой развалкой, за исключением выпусков, наблюдается схема напряженного состояния металла, приближающаяся к неравномерному всестороннему сжатию. В выпусках калибра деформация металла протекает при напряженном состоянии, близком к линейной схеме с растягивающим напряжением в продольном направлении $+\sigma_3$ [2].



**а – при прямом ходе клетки; б – при обратном ходе клетки;
1 – ручей калибра; 2 – труба**

**Рисунок 2.8. – Схема напряженного состояния металла
(оправка не показана)**

Источник: [2].

Из выводов Ю.Ф. Шевакина [2; 77], при обратном ходе клетки наиболее вероятная схема напряженного состояния металла в поперечном сечении трубы (см. рисунок 2.8, б). Однако не исключается возможность возникновения другой схемы сочетаний НДС.

Одной схемой напряженного состояния металла нельзя объяснить факт повышенной пластичности металла при деформировании трубы в станах холодной пильгерной прокатки. Это следует объяснять суммой факторов, связанных со схемой НДС и повышенной дробностью деформации, характерных для данного процесса ОМД [2; 77]. Допустимая деформация из условий пластичности при холодной прокатке труб определяется коэффициентом дробности деформации

$$\eta_d = \frac{3l_{обж}}{m(1 + 2\mu_\Sigma)}, \quad (2.2)$$

где $l_{обж}$ – протяженность обжимной зоны ручья; m – подача; μ_Σ – суммарная вытяжка.

Предельное значение коэффициента дробности деформации зависит от материала прокатываемых труб, условий и степени деформации [2]. С увеличением дробности деформации уменьшается величина самой деформации, совершаемой за один цикл прокатки. С уменьшением – уменьшается величина остаточных напряжений в металле от его от деформации. При алгебраическом суммировании напряжений, возникших в этом цикле прокатки, с теми, которые были наведены в предыдущем цикле, величина продольного растягивающего напряжения, ограничивающего пластичность металла, уменьшается [2]. Следовательно, чем больше дробность деформации при холодной прокатке труб, тем выше пластичность металла.

Предел степени деформации заготовки при холодной прокатке без восстановления пластических свойств металла (его рекристаллизации) путем промежуточного отжига обуславливается в большинстве случаев не нарушением сплошности металла, а возрастающей нагрузкой на валки, инструмент и основные детали рабочей клетки и привод стана вследствие упрочнения металла [2].

Для повышения пластичности металла при холодной пильгерной прокатке, а также для обработки металлов и сплавов, хрупких при комнатной температуре и не поддающихся обычной холодной деформации, применяется теплая прокатка в дорекристаллизационном интервале температур [2]. Такой вид ОМД приводит к заметному снижению склонности металла к упрочнению и сопротивлению пластической деформации. Таким образом появляется возможность к увеличению режимов обжатий при деформации за проход.

2.3 Определение величины обжатия вдоль конуса деформации станов пильгерной прокатки труб

Определение большинства параметров процесса пильгерной прокатки (усилие прокатки, угол захвата, контактная площадь, калибровка инструмента и др.) зависит от точности расчета обжатия трубы по толщине стенки вдоль конуса деформации [78; 105–107]. Периодический характер холодной пильгерной прокатки обуславливает непостоянство величины обжатия вдоль конуса деформации. Между объемом подачи V_m , площадью раскатываемого сечения F_x и линейным смещением l_x существует интегральная зависимость [105]

$$V_m = \int_x^{x+l_x} F_x dx, \quad (2.3)$$

где x – координата текущего положения клетки.

Согласно правилу П.Т. Емельяненко [1–3; 5–6; 108–110], «величина обжатия в периодической части пильгерной головки равна разнице между высотой рассматриваемого сечения и высотой сечения, которое отстоит от него на таком расстоянии, при котором объем, находящийся между этими сечениями, равен объему подачи металла». И одним из важнейших вопросов является определение расстояния между этими сечениями (l_x , рисунок 2.9).

Назовем рассматриваемое сечение и сечение, отстоящее от него на такое расстояние, при котором объем, находящийся между этими сечениями, равен объему подачи металла, – сечениями объема подачи.

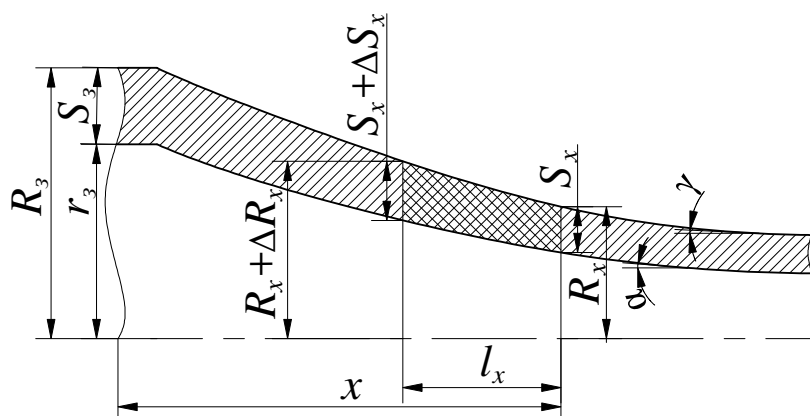


Рисунок 2.9. – Определение обжатия по толщине стенки трубы вдоль конуса деформации за цикл пильгерной прокатки

Источник: [1–3; 5; 6].

В настоящее время для определения величины l_x наиболее часто используют формулу Я.Е. Осады [1–3; 106; 107]:

$$l_x = \frac{\sqrt{S_x + 2(\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha) \frac{mS_3(D_3 - S_3)}{D_x - S_x} - S_x}}{\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha}, \quad (2.4)$$

где S_x – толщина стенки трубы в сечении; $\operatorname{tg}\gamma$ и $\operatorname{tg}\alpha$ – конусность развертки калибра и оправки на участке, соответственно.

Для расчета величины обжатия по толщине стенки трубы вдоль конуса деформации за цикл пильгерной прокатки могут использоваться две формулы:

– формула Я.Е. Осады [1–3; 106; 107]

$$\Delta S_{\Sigma x} = \sqrt{S_x^2 + 2 \cdot \frac{mS_3(D_3 - S_3)}{D_x - S_x} (\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha) - S_x}; \quad (2.5)$$

– формула Б.М. Рогова [1–3; 106; 107]

$$\Delta S_{\Sigma x} = m\mu_{\Sigma x} (\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha), \quad (2.6)$$

где $\mu_{\Sigma x} = F_3/F_x$.

В формуле Я.Е. Осады расстояние между сечениями объема подачи определяется в соответствии с зависимостью (2.4). В формуле М.Б. Рогова – по упрощенному выражению [1–3; 106; 107]

$$l_x = m\mu_{\Sigma x}. \quad (2.7)$$

Для расчета обжатия по радиусу вдоль конуса деформации используется формула, подобная формуле Б.М. Рогова [2; 77; 106; 107],

$$\Delta R_{\Sigma x} = m\mu_{\Sigma x} \operatorname{tg}\gamma. \quad (2.8)$$

Распределение обжатия вдоль конуса деформации между прямым и обратным ходами осуществляется с помощью эмпирического коэффициента $K_t = 0,3–0,4$ [2; 77; 106; 107]:

$$\Delta S_{\Sigma \text{пр}} = \Delta S_{\Sigma x} (1 - K_t), \quad (2.9)$$

$$\Delta S_{\Sigma \text{обр}} = \Delta S_{\Sigma x} K_t. \quad (2.10)$$

Согласно результатам экспериментальных исследований [2; 77; 106; 107], деформируемая во время обратного хода клетки часть металла может колебаться в пределах 20–45% (рисунок 2.10), а в некоторых случаях доходить до 50%.

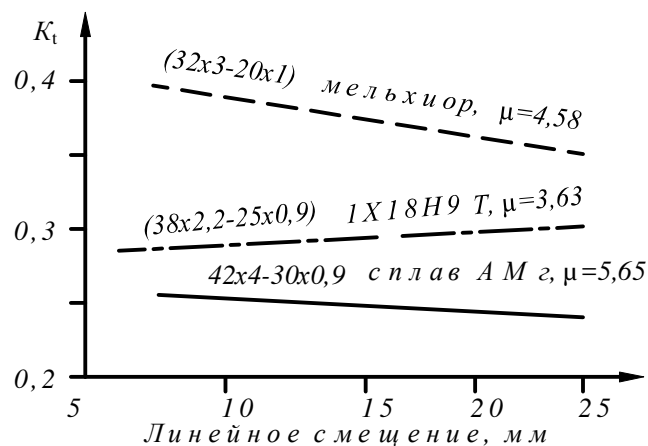
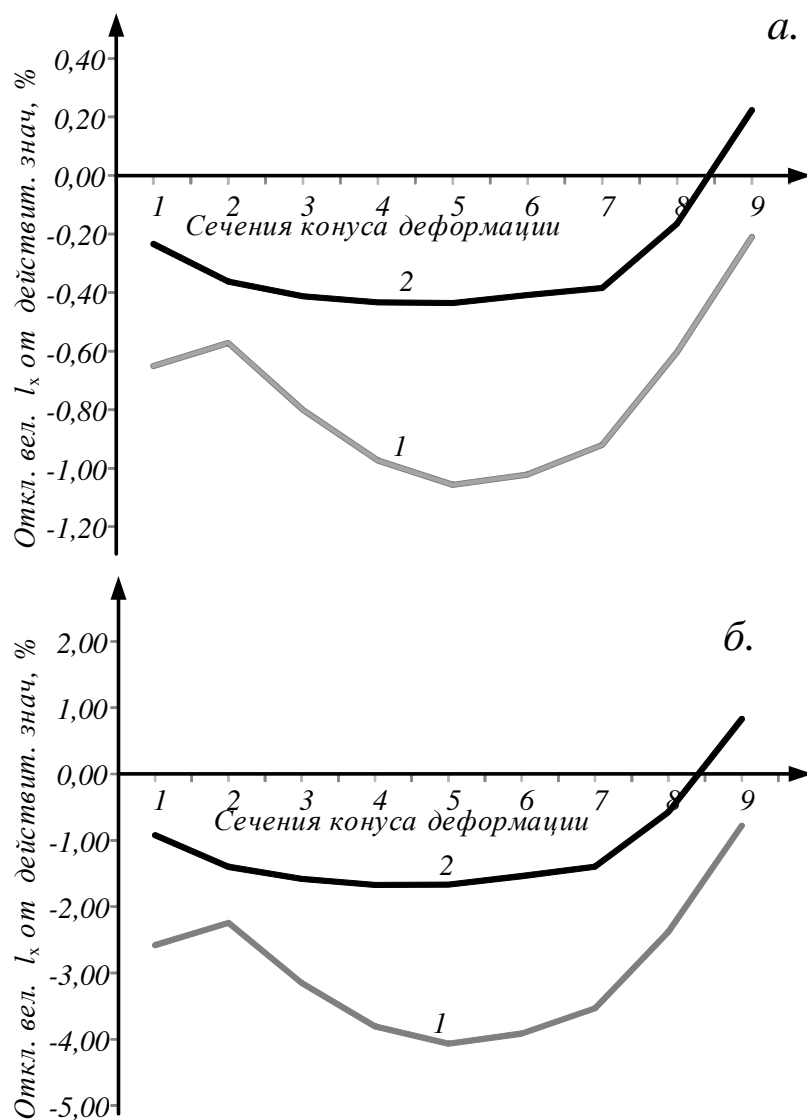


Рисунок 2.10. – Изменение коэффициента K_t в зависимости от параметров процесса ХПТ

Источник: [2].

Причем до 85% металла, который остался недеформированным после рабочего хода клетки, приходится на ту часть металла, которая не деформируется из-за наличия упругой деформации клетки [2; 77; 106; 107]. Исходя из этого, кроме изменения геометрических параметров ручья калибра (величины и угла развалки) на распределение величины обжатия между ходами клетки оказывают влияние все факторы процесса ХПТ, воздействующие на величину пружины клетки в каждом сечении конуса [2].



а – $t = 2$ мм; *б* – $t = 8$ мм; 1 – формула (2.7); 2 – формула (2.4)

Рисунок 2.11. – Точность определения величины l_x согласно расчетам, выполненным по формулам (2.4) и (2.7), по сравнению с действительным значением l_x (57x4,5–38x1,8 мм)

Источник: [108; 109].

Оценивая величину погрешности при определении расстояния между сечениями объема подачи (l_x , см. рисунок 2.9) по формулам (2.4) по Я.Е. Осаде и (2.7), упрощенной по сравнению с действительным значением (см. рисунок 2.11), можно сделать вывод, что обе формулы с увеличением величины подачи уменьшают точность определения величины l_x и ошибка может достигать 4%.

Действительное значение l_x в контрольных сечениях конуса деформации определялось расчетом объема между сечениями итерационно. Производилось интегрирование геометрических параметров конуса деформации и, таким образом, находилось такое значение l_x , при котором объем металла между контрольным сечением x и сечением $x-l_x$, равнялся объему подачи [108; 109].

Сравнивая величину ошибки определения l_x при расчете этого значения по формулам (2.4) и (2.7) с действительным значением (см. рисунок 2.10), можно сделать вывод, что формула (2.7) менее точна, чем формула (2.4). Множественные расчеты показали, что неточность расчета l_x , выполненного по формуле (2.4), находится в пределах 2,0–2,5%; неточность определения l_x , выполненного по формуле (2.7), может достигать 5,5%. С другой стороны, при расчете по формуле (2,7) величина l_x всегда была больше ее действительного значения. Последнее может быть важным при прогнозировании возможности стана осуществлять интенсивные режимы деформации без угрозы разрушения валков (или даже клетки), т.к. большие значения l_x в итоге дают большие значения величин обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации за двойной ход клетки. Как результат расчетные значения силовых характеристик процесса также будут завышенными, а не заниженными.

С целью учета влияния вышеперечисленных факторов на распределение обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации между ходами клетки в [108–110] предложено распределять обжатия между прямым и обратным ходами клетки с учетом изменения вдоль конуса деформации той части металла, которая остается недеформированной при прямом ходе (рисунки 2.12, 2.13):

$$\Delta S_{\Sigma \text{пр.}x} = \frac{m \cdot \pi (D_3 - S_3) S_3 \cdot (\text{tg} \gamma - \text{tg} \alpha)}{4 \left(\frac{0,5\pi - \alpha_{\text{вып}}}{2} (R_{\text{пр.}x}^2 - R_{\text{оп.}x}^2) + 0,5 \arcsin \left(\frac{0,5B \cdot \sin(\pi - \alpha_{\text{вып}})}{\rho} \right) (\rho^2 - (\rho - S)^2) \right) + F_{\Delta}}, \quad (2.11)$$

$$F_{\Delta} = \pi (D_i + \Delta_{\text{упр.}x}) \Delta_{\text{упр.}x}, \quad (2.12)$$

где $\Delta_{\text{упр.}x}$ – величина упругих деформаций при прямом ходе клетки (см. рисунок 2.11).

Данная зависимость позволяет нивелировать влияние эмпирического коэффициента K_i на точность расчетов распределения величины обжатия между прямым и обратным ходами. Предложенный метод также можно использовать для расчета обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации в случае ведения процесса ХПТ с подачей и поворотом перед обоими ходами клетки.

Зная общую вытяжку за цикл прокатки, величину обжатия при обратном ходе клетки можно определить [110; 111] как

$$\Delta S_{\Sigma \text{обр.}x} = \Delta S_{\Sigma x} - \Delta S_{\Sigma \text{пр.}x} \quad (2.13)$$

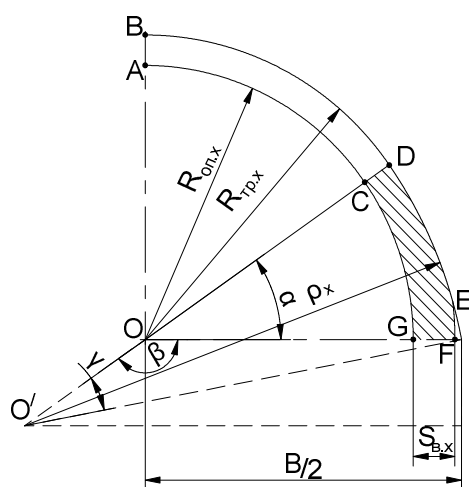
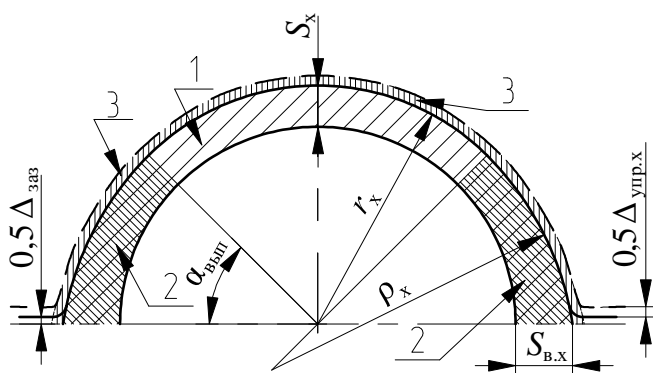


Рисунок 2.12. – К расчету площади выпусков трубы в сечениях конуса деформации стана холодной пильгерной валковой прокатки (при использовании калибра с выпусками «по радиусу»)

Источник: [88; 105–109].

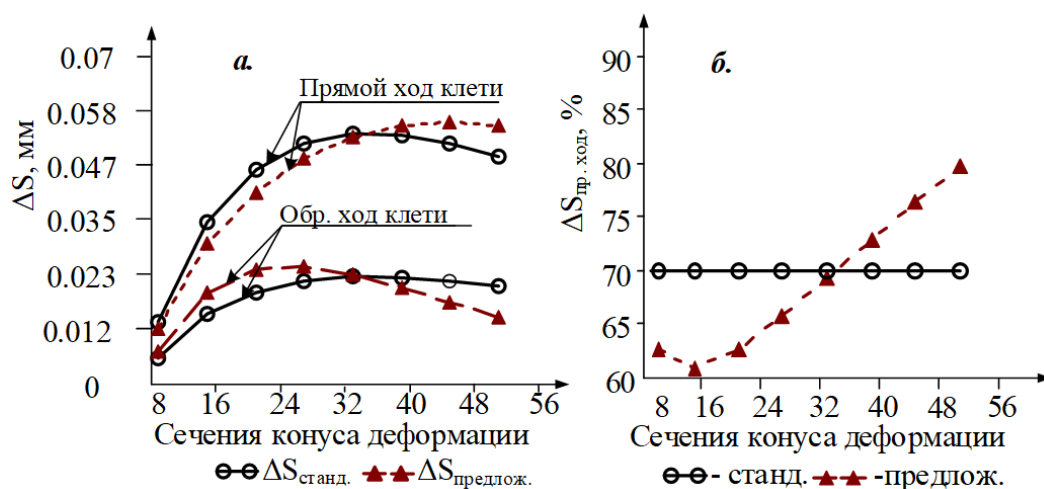


1 – часть металла с толщиной стенки согласно калибровке; 2 – недеформированная часть металла в выпусках; 3 – часть, оставшаяся недеформированной из-за наличия упругих деформаций клетки ($0,5\Delta_{\text{упр.}x}$)

Рисунок 2.13. – Схема к определению недеформированной части металла в произвольном сечении конуса деформации после рабочего хода стана ХПТ

Источник: [88].

На рисунке 2.14 показаны результаты расчетов величины обжатия трубы по толщине стенки вдоль конуса деформации по формулам (2.11)–(2.13).



a – обжатие по толщине стенки при прямом и обратном ходах клетки, мм; *б* – доля величины обжатия по толщине стенки, которая совершается при прямом ходе клетки, в отношении к общему обжатию трубы по толщине стенки вдоль конуса деформации за двойной ход клетки

Рисунок 2.14. – Результаты расчетов величины обжатия трубы по толщине стенки вдоль конуса деформации по формулам (2.11)–(2.13) (маршрут 38×3,2→25×1,65, ХПТ-32, подача $m = 8$ мм)

Источник: [88; 105–109].

Как видно из графиков (см. рисунок 2.14), распределение величины обжатия между прямым и обратным ходами не является постоянным. В первой части зоны обжатия конуса деформации из-за изменения величин развалки и пружины клетки во время прямого хода доля металла, которая остается для раскатки обратным ходом клетки, уменьшается по ходу движения клетки. Следовательно, значение эмпирического коэффициента K_i в формулах (2.9), (2.10) для повышения точности расчетов должно изменяться от 0,4 в начале зоны обжатия стенки до 0,2 на участке предотделки. Именно такие колебания коэффициента K_i были приведены в известной монографии Ю.Ф. Шевакина [2].

На рисунке 2.15 показан график изменение той доли величины обжатия по толщине стенки, которая деформируется при обратном ходе клетки, в зависимости от величины подачи [88; 105–110]. Доля величины обжатия по толщине стенки (см. рисунок 2.14), которая остается для раскатки при обратном ходе клетки, колеблется от 7,05 до 24,94%.

С увеличением величины подачи m (рисунок 2.15) объем недеформируемой части металла прямым ходом клетки возрастает. Это происходит

вследствие увеличения упругих деформаций клетки и необходимого для верного прохождения процесса ХПТ увеличения развалки калибров в контрольных сечениях калибровки ручья калибров. Если бы расчет производился не формулой (2.11), а, например, формулой (2.6), то распределение обжатий между прямым и обратным ходами осуществлялось бы коэффициентом K_t , оставляя соотношение между обжатиями при прямом и обратном ходах неизменным. Таким образом, величина металла в выпусках калибра и величина упругих деформаций при расчете не учитывались, что снижало бы точность расчетов.

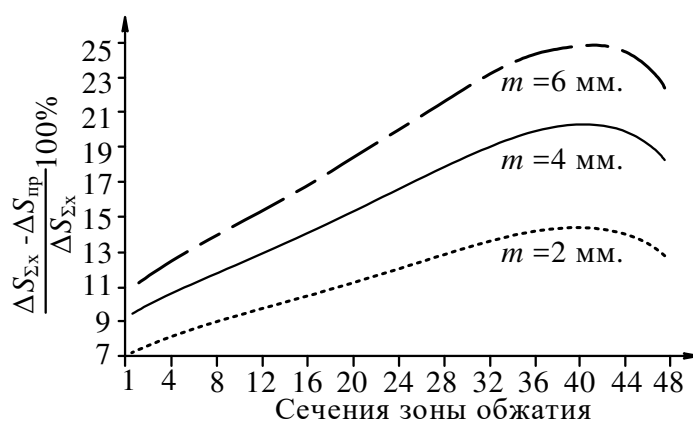


Рисунок 2.15. – Изменение доли величины обжатия по толщине стенки, которая деформируется при обратном ходе клетки, в зависимости от величины подачи (стан ХПТ-32, маршрут 38×3,2→25×1,65)

Выше в этом разделе рассматривался процесс ХПТ с подачей перед прямым ходом и поворотом перед обратными ходами клетки. В современных станах возможно вести процесс с подачей и поворотом перед обоими ходами клетки. Значит, обратный ход является рабочим и особенность деформации трубы при обратном ходе игнорировать нельзя.

Процесс определения величины обжатия при ведении процесса ХПТ с подачей и поворотом перед прямым и перед обратными ходами клетки затруднен следующими факторами [88; 105–110; 111]:

- обжатия происходят как при прямом, так и при обратных ходах;
- после обратного хода в выпусках также остается недеформированный объем металла;
- наблюдается принципиальная разница в процессах деформации прямого и обратного ходов.

Первый фактор не позволяет игнорировать упругие деформации обратного движения. Также следует учесть величину вытяжки, вызванную

величиной недеформированного металла в выпусках, оставшейся от предыдущего хода клетки.

Следует обратить внимание на особенности процессов деформации сечений конуса деформации при обратном ходе клетки стана ХПТ. Основная особенность заключается в том, что величина обжатия в периодической части пильгерной головки при обратном ходе клетки стана ХПТ равна разнице между высотой рассматриваемого сечения и высотой сечения, удаленного от него на расстояние, численно равное произведению величины подачи трубы перед обратным ходом на величину вытяжки в мгновенном очаге деформации (рисунок 2.16) [88; 106–111]. Иными словами, объем металла между этими сечениями может отличаться от объема подачи.

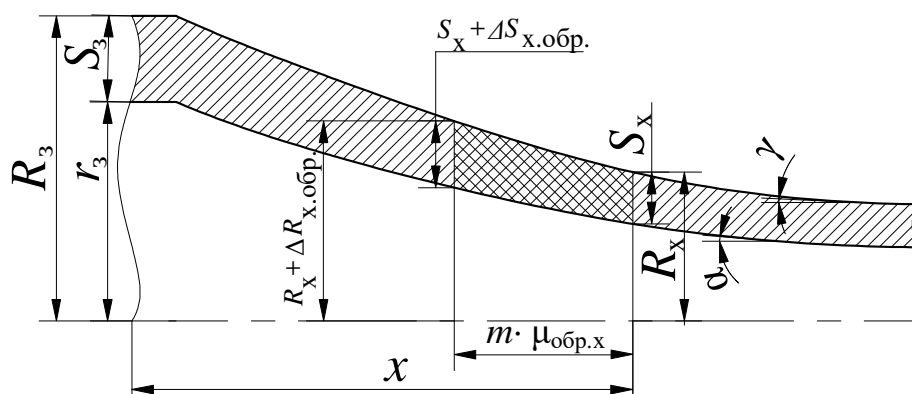


Рисунок 2.16. – Схема к определению обжатия по толщине стенки при обратном ходе клетки

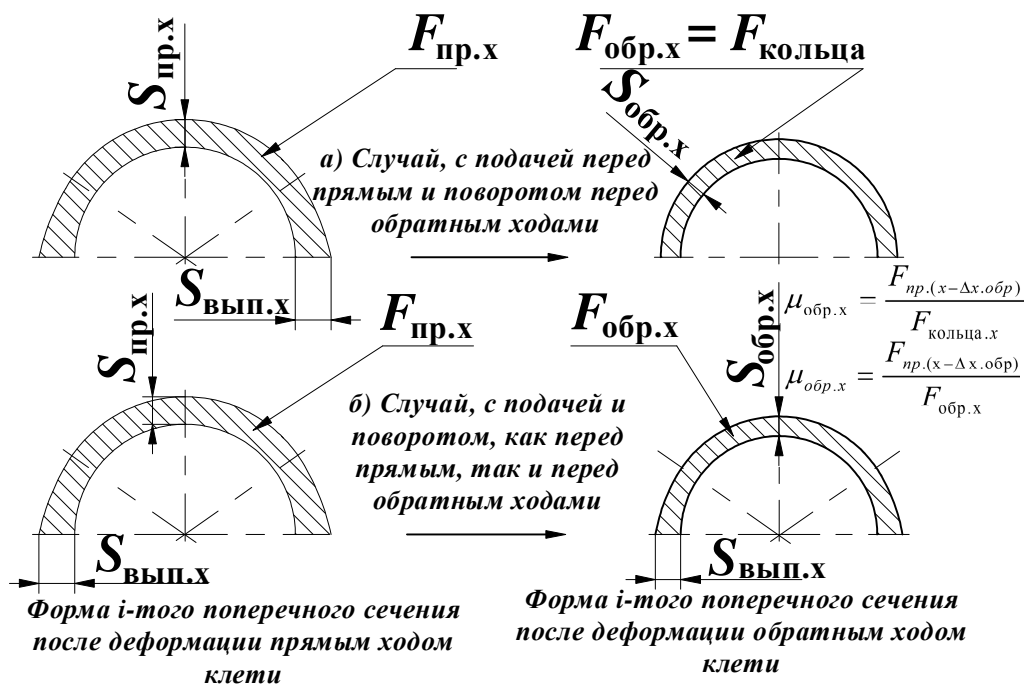
Если рассматривать формоизменение произвольно выбранного поперечного сечения конуса деформации, то в случае ведения процесса ХПТ с различными способами осуществления подачи-поворота перед прямым и обратным ходами клетки (рисунок 2.17) можно выделить следующие особенности [88; 106–111].

Случай с подачей перед прямым ходом и поворотом перед обратным:

- после прямого хода клетки форма поперечного сечения конуса имеет характерные утолщения в выпусках калибра;
- после обратного хода форму поперечного сечения конуса деформации можно приравнять к форме кольца.

Случай с подачей и поворотом в обоих положениях клетки:

- как после прямого хода клетки, так и после обратного сечения конуса будут иметь характерные симметричные утолщения в тех частях поперечного сечения, которые находились в выпусках калибра (рисунок 2.17).



$S_{пр.х}$, $S_{обр.х}$ – толщина стенки конуса деформации в вершине калибра после прямого или после обратного хода клетки стана ХПТ соответственно; $S_{вып.х}$ – толщина стенки в выпусках конкретного сечения ручья калибра; $\Delta x_{обр}$ – расстояние между сечениями конуса деформации до и после деформации обратным ходом клетки

Рисунок 2.17. – Формоизменение произвольно выбранного поперечного сечения конуса деформации, в случае ведения процесса ХПТ с различными способами осуществления подачи–поворота

Источник: [88].

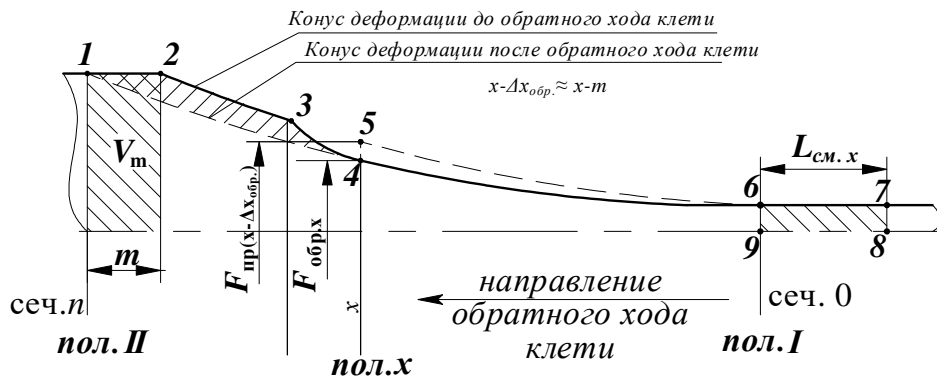
Рассмотрим изменение величины линейного смещения сечения конуса деформации при обратном ходе клетки. Если клеть находится в положении I (рисунок 2.18), то объем $V_{6-7-8-9} = 0$; по мере перемещения клетки из положения I (сечение 0) в положение II (сечение x) смещенный объем металла (V_{5-6-4}) увеличивается, растет величина линейного смещения $L_{см.х}$, увеличивается и $V_{6-7-8-9}$ [88; 106–111].

В момент, когда клеть достигнет положения II, $V_{6-7-8-9}$ будет равняться объему подачи трубы-заготовки перед обратным ходом клетки (V_m).

Согласно вышесказанному, можно сделать вывод, что

$$V_{6-7-8-9} = V_m + V_{нед.пр.ход} - (V_{1-2-3-4} - V_{нед.обр.ход}). \quad (2.14)$$

где $V_{под}$ – объем подачи перед обратным ходом клетки; $V_{нед.пр.ход}$ и $V_{нед.обр.ход}$ – недеформированные объемы металла после прямого и обратного ходов соответственно (в следствие наличия утолщений в выпусках калибра и упругих деформаций клетки).



$F_{пр.}$ и $F_{обр.}$ – площади сечения трубы после подачи (m) перед обратным ходом и после него, соответственно; $L_{см.х}$ – линейное смещение сечения 6–9 при прохождении клетки с положения 0 до положения x

Рисунок 2.18. – Схема деформации конуса обратным рабочим ходом клетки стана ХПТ

При обратном ходе клетки из-за полученной в ходе деформации величины вытяжки конус деформации сдвигается не перед движущейся клетью (как при прямом ходе клетки), а позади хода клетки [88; 106–111]. Здесь (в отличие от прямого хода) наблюдается процесс периодической прокатки с нарастающим обжатием, а не процесс пильгерования в своем общем понимании (рисунок 2.19).

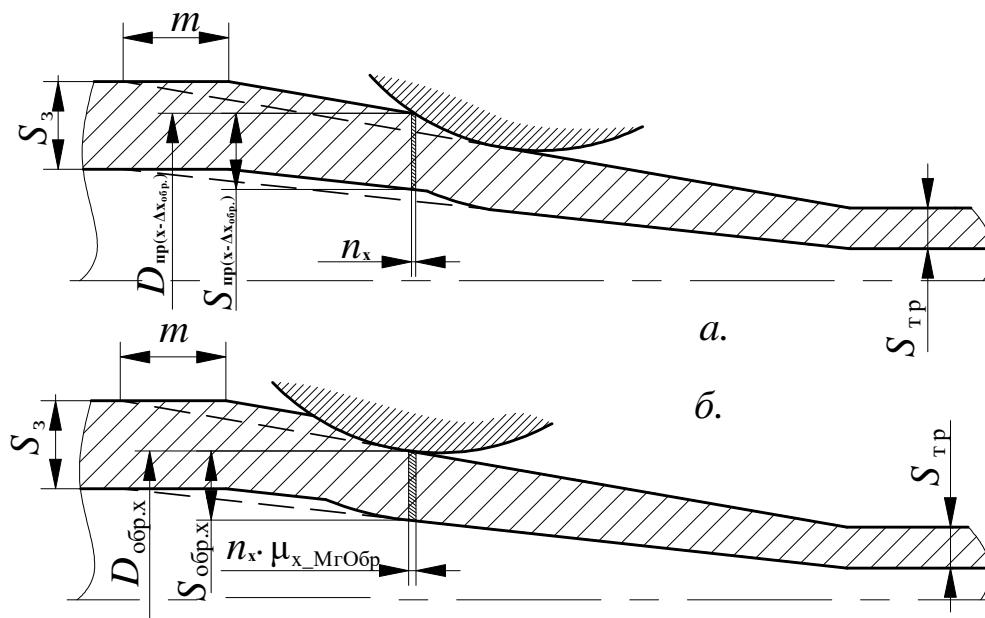


Рисунок 2.19. – Схема деформации бесконечно малого участка конуса деформации n_x обратным рабочим ходом клетки стана ХПТ (оправка не показана)

Таким образом, при обратном ходе каждый раз объем металла, обжимаясь в мгновенном очаге деформации, будет получать какую-то дискретную величину линейного смещения, характерную именно для этого положения клетки, и расстояние между сечениями до и после деформации обратным ходом будет равно $m_{обр} \cdot \mu_{x_МгОбр}$.

Данный постулат реализован в формуле [78]

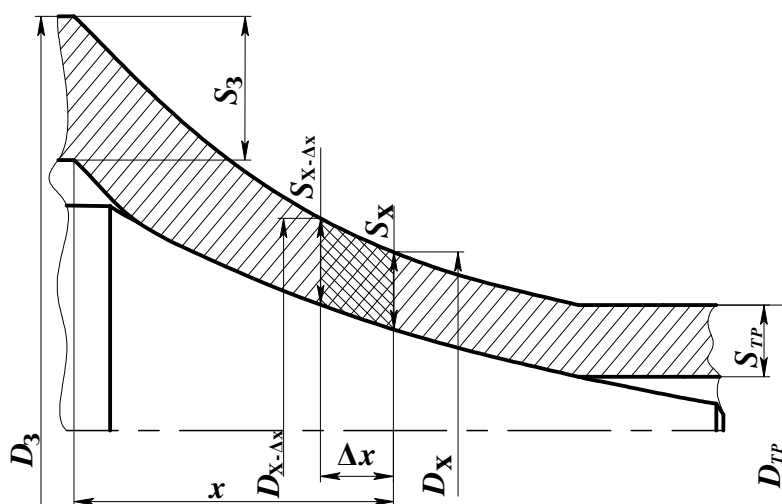
$$\Delta S_{обр} = m_{обр} \mu_{x_МгОбр} (\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha) + (\Delta_{пр,x} - \Delta_{обр,x}), \quad (2.15)$$

где $\mu_{x_МгОбр}$ – вытяжка при деформации сечения в мгновенном очаге деформации; $\Delta_{пр,x}$ и $\Delta_{обр,x}$ – упругие деформации при прямом и обратном ходах клетки; $m_{обр}$ – подача перед обратным ходом клетки.

Формула (2.15) выведена для расчета величины обжатия при ведении процесса ХПТ с подачей и поворотом в обоих положениях клетки. Обжатие вдоль конуса деформации при прямом ходе клетки в данном случае ведения процесса ХПТ [78]:

$$\Delta S_{обр} = m_{пр} \mu_{\Sigma x, пр.} (\operatorname{tg}\gamma - \operatorname{tg}\alpha) - (\Delta_{пр,x} - \Delta_{обр,x}), \quad (2.16)$$

где $\mu_{\Sigma x, пр.}$ – вытяжка в сечении вдоль конуса деформации при прямом ходе клетки; $m_{пр}$ – подача перед прямым ходом клетки.



D_x и S_x – геометрические параметры рассматриваемого сечения после деформации двойным ходом клетки; $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ – геометрические параметры рассматриваемого сечения до деформации; Δx – смещение рассматриваемого сечения за двойной ход клетки

Рисунок 2.20. – Схема к определению $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ в произвольно выбранном сечении конуса деформации стана ХПТ

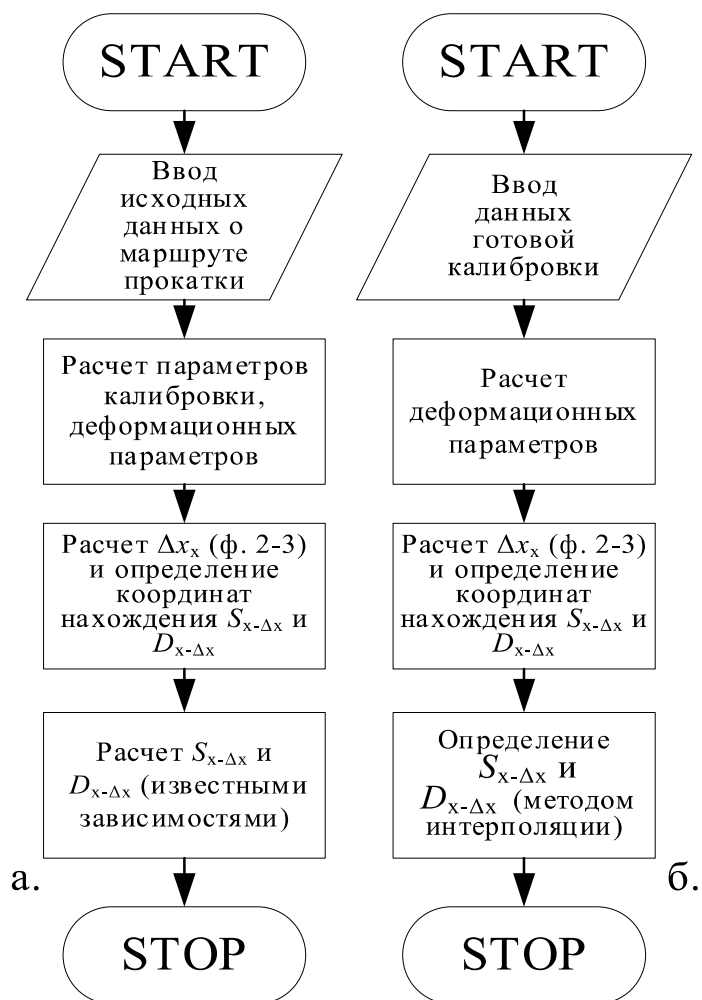
Следует отметить, что расчеты по формуле (2.15) затруднены, поскольку нет достаточно точной формулы определения $\mu_{x_МгОбр}$. Теория пильгерного процесса в этой части требует дополнительного развития [111]. Все приведенные формулы для расчета обжатия по толщине стенки и диаметру выведены с определенными допущениями, поэтому авторами [106–111; 113] предлагается *прямой*, более точный, метод определения величин $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ (см. рисунок 2.20).

Зная $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ (см. рисунок 2.20), значения ΔD_x и ΔS_x можно определить из зависимостей

$$\Delta D_{\Sigma x} = D_x - D_{x-\Delta x}, \quad (2.17)$$

$$\Delta S_{\Sigma x} = S_x - S_{x-\Delta x}. \quad (2.18)$$

На рисунке 2.21 показан алгоритм определения $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ прямым методом [106–111; 113].



а – в ходе расчета калибровки; **б** – по готовым данным калибровки

Рисунок 2.21. – Определение $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$

Источник: [106–111; 113].

Основой прямого метода является определение величины $l_x = \Delta x$ (см. рисунок 2.20). Зная величину Δx для каждой D_x и S_x , вычисляются координаты контрольных сечений, имеющих необходимые нам сечения $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$. Для нахождения значений $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ проводится интерполяция данных калибровки зависимостью типа [113–120]

$$A(t) = at^3 + bt^2 + ct + d, \quad (2.19)$$

где a, b, c, d – коэффициенты, которые рассчитываются отдельно для каждого промежутка между контрольными сечениями калибровки, t – значение аргумента, при котором рассчитывается интерполируемая функция.

В большинстве математических редакторов в той или иной мере имеется возможность автоматически проводить такие расчеты. На рисунке 2.22 показан график результатов работы программы расчета величины редуцирования трубы вдоль конуса деформации, работающей прямым методом.

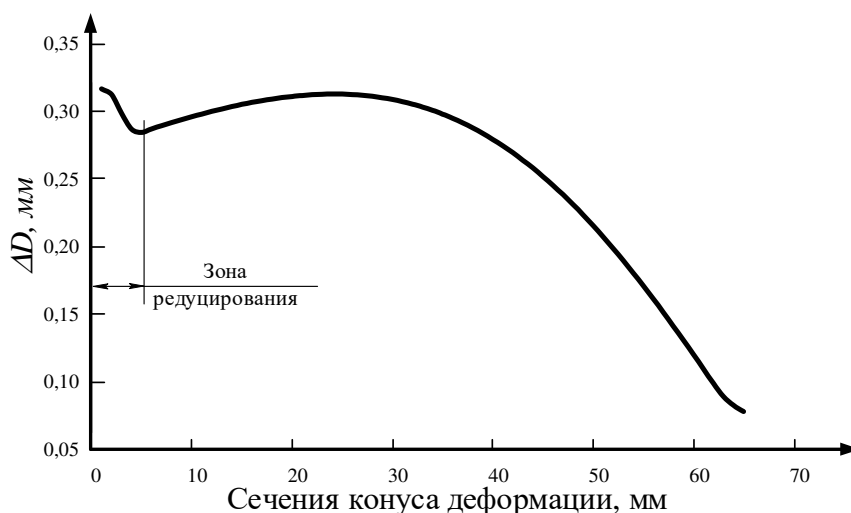


Рисунок 2.22. – График распределения вдоль рабочего конуса величины редуцирования трубы в мгновенном очаге деформации (50,8×4,75→38,11×2,2 мм, $m = 8$, ХПТ-55)

Значения $S_{x-\Delta x}$ можно рассчитать следующими способами [120]:

- $S_{x-\Delta x}$ (ф. 2.5) – определение $S_{x-\Delta x}$ по формуле (2.5);
- $S_{x-\Delta x}$ (ф. 2.6) – определение $S_{x-\Delta x}$ по формуле (2.6);
- $S_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.4) – определение $S_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21) с определением Δx по формуле Я.Е. Осады (2.4);
- $S_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.7) – определение $S_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21) с определением Δx по формуле (2.7).

Значения $D_{x-\Delta x}$ можно рассчитать следующими способами [119]:

- $D_{x-\Delta x}$ (ф. 2.8) – определение $D_{x-\Delta x}$ по формуле (2.8);
- $D_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.4) – определение $D_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21) с определением Δx по формуле Я.Е. Осады (2.4);
- $D_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.7) – определение $D_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21) с определением Δx по формуле (2.7).

Поскольку формула (2.4) определяет величину Δx в сечениях конуса деформации с большей точностью [120], а при определении величин $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ прямым методом отсутствуют упрощения, принятые при выведении формул (2.5) и (2.6), то при дальнейшем анализе основой для сравнения точности расчетов $D_{x-\Delta x}$ и $S_{x-\Delta x}$ принимается следующее:

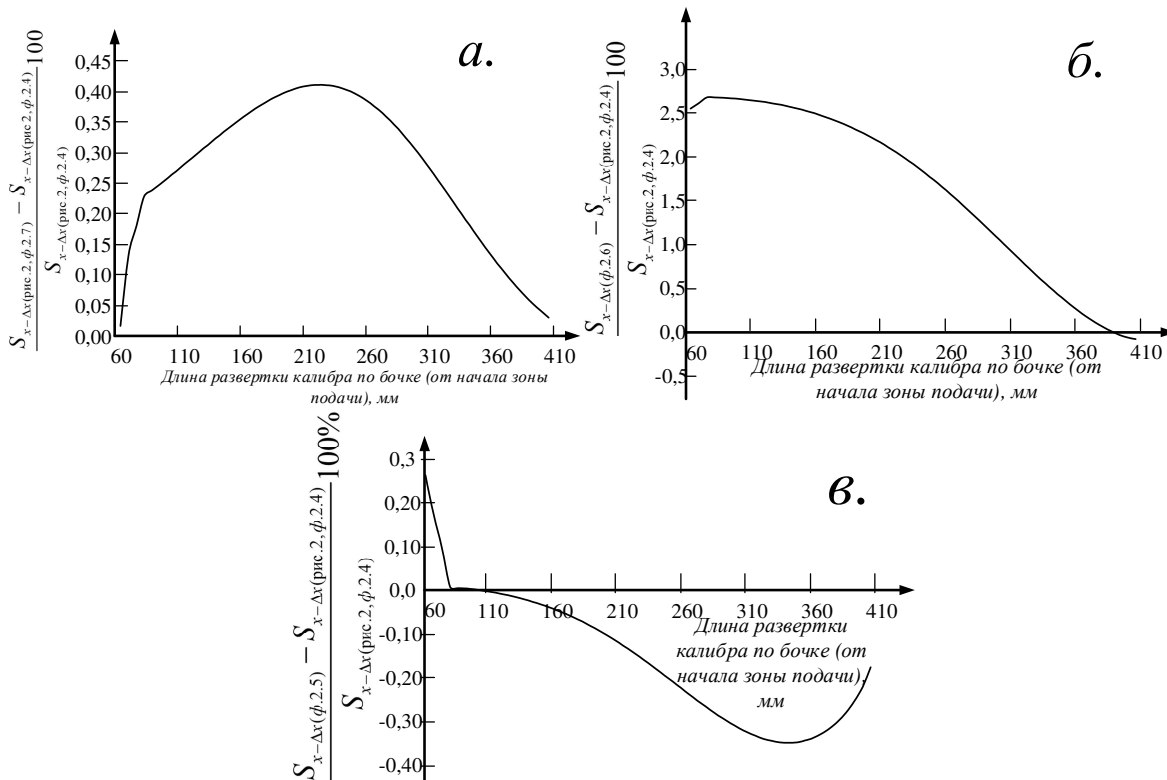
- $S_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.4) – определяем $S_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21, а), для расчета Δx используем формулу Я. Е. Осады (2.4);
- $D_{x-\Delta x}$ (рис. 2.21, ф. 2.4) – определяем $D_{x-\Delta x}$ методом прямого расчета (см. рисунок 2.21, а), для расчета Δx используем формулу Я. Е. Осады (2.4).

Для расчетов выбран маршрут прокатки труб из титанового сплава Ti-3Al-2.5V на стане ХПТ-55: $41 \times 4,4 \rightarrow 23 \times 1,95$ мм. Q -фактор за проход $Q = 1,471$, относительное обжатие по площади поперечного сечения $\varepsilon_F = 74,51\%$, относительное обжатие по толщине стенки $\varepsilon_S = 55,68\%$, относительное обжатие по внешнему диаметру $\varepsilon_D = 43,9\%$, вытяжка за проход $\mu_\Sigma = 3,92$. Расчетная величина подачи $m = 7$ мм [120].

На рисунке 2.23 показаны результаты анализа точности выбранных методов расчета толщины стенки в контрольных сечениях конуса деформации до ее деформации за двойной ход клетки $S_{x-\Delta x}$. Сравнения показаны в относительных единицах разбега точности определения $S_{x-\Delta x}$.

Как видно из графика (рисунок 2.23, а), если производить расчет величины $S_{x-\Delta x}$ прямым методом по алгоритму (см. рисунок 2.21, а), но с определением величины Δx по формуле (2.8), то получим увеличенные значения $S_{x-\Delta x}$ во всех сечениях зоны обжатия конуса деформации в сравнении с величиной $S_{x-\Delta x}$, рассчитанной тем же методом, но с определением Δx по формуле Я.Е. Осады (2.4). Однако наблюдаемое увеличение значений $S_{x-\Delta x}$ гораздо меньше 1% [120].

Если производить расчет величины $S_{x-\Delta x}$ по формуле Б.М. Рогова (2.6) (рисунок 2.23, а), то разница значений со сравниваемым методом колеблется от -0,1 до 2,67%. При расчете $S_{x-\Delta x}$ по формуле Я.Е. Осады (2.4) (рисунок 2.23, в) наблюдаются незначительные отклонения значений $S_{x-\Delta x}$, лежащие в границах $\pm 1\%$.



a – определение величины $S_{x-\Delta x}$ прямым методом расчета (см. рисунок 2.21, *a*), но с определением Δx по формуле (2.7); **б** – определение величины $S_{x-\Delta x}$ по формуле Б.М. Рогова (2.6); **в** – определение величины $S_{x-\Delta x}$ по формуле Я.Е. Осады (2.5)

Рисунок. 2.23. – Разбег значений $S_{x-\Delta x}$ в сравнении с $S_{x-\Delta x}$, рассчитанной прямым методом (см. рисунок 2.21, *a*) с определением Δx по формуле (2.4)

Источник: [120].

На рисунке 2.24 показаны графики изменения определения $\Delta D_{\Sigma x}$, рассчитанной прямым методом согласно алгоритму (см. рисунок 2.21, *a*) с определением Δx по формулам (2.4) и (2.7), и результатов расчета $\Delta D_{\Sigma x}$ при $D_{x-\Delta x}$ с определением Δx по формуле (2.8) [120].

Расчет $\Delta D_{\Sigma x}$ прямым методом согласно алгоритму (см. рисунок 2.21, *a*) с определением Δx по формулам (2.4) и (2.7) не приводит к значительной разнице итоговых значений ΔD_x . Метод определения $\Delta D_{\Sigma x}$ по формуле (2.8), т.е. упрощенной, показал меньшие значения этой величины в большинстве сечений конуса деформации, причем разница в определении $\Delta D_{\Sigma x}$ увеличивается по мере приближения к участку предотделки [120].

В целом, учитывая развитие современной компьютерной техники, применение для расчетов $\Delta D_{\Sigma x}$ и $\Delta S_{\Sigma x}$ прямого метода более перспективно [120].

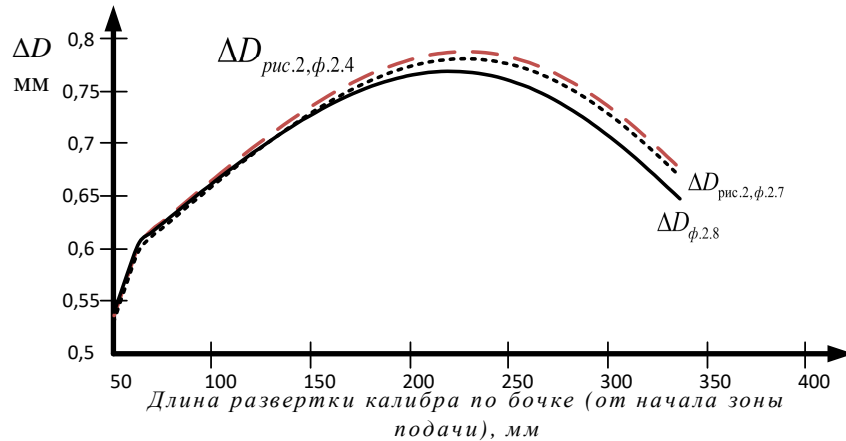
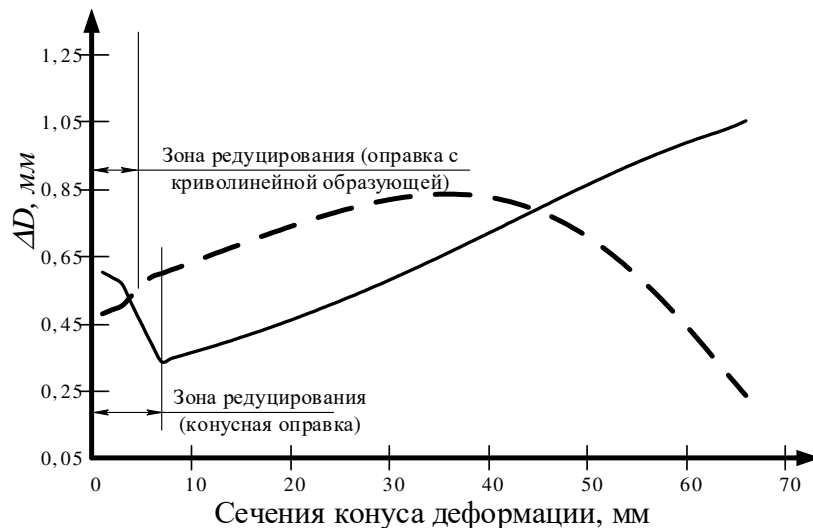


Рисунок 2.24. – Результаты расчетов распределение $\Delta D_{\Sigma x}$ вдоль конуса деформации

Источник: [120].

На рисунке 2.25 показан график влияния типа оправки на распределение $\Delta D_{\Sigma x}$ вдоль конуса деформации. Расчет производился прямым методом. Для анализа выбран маршрут прокатки труб одного из титановых сплавов $45 \times 2,1 \rightarrow 21 \times 1$ мм, расчетная величина подачи $m = 5$ мм. Это нетипичный маршрут, величина обжатия по внутреннему диаметру достигает 21,8 мм (46,6%). Относительное обжатие по толщине стенки 52,4%, а по диаметру – 58,82%.



пунктир – случай прокатки на оправке с криволинейной образующей формы рабочей поверхности ($2tga = 0,005$, степень крутизны $n = 2$); сплошная линия – случай прокатки на конусной оправке ($2tga = 0,05$)

Рисунок 2.25. – График влияния типа оправки на распределение $\Delta D_{\Sigma x}$ вдоль конуса деформации ($45 \times 2,1 \rightarrow 21 \times 1$ мм, $m = 5$)

Результаты расчетов показывают (см. рисунок 2.25), что при применении конусной оправки на всем протяжении конуса деформации наблюдается возрастание величины $\Delta D_{\Sigma x}$. Это самый нежелательный режим обжатия, т.к. в конце конуса редуцируется наклепанный металл, что недопустимо. При применении оправки с криволинейной образующей наблюдается более оптимальное распределение $\Delta D_{\Sigma x}$ с падением этой величины в конце конуса.

Как говорилось выше, на распределение величины обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации между ходами клетки влияет множество факторов процесса ХПТ. Рассчитывая $\Delta S_{пр.х}$ по формуле (2.11), можно учесть влияние на распределение $\Delta S_{\Sigma x}$ между ходами клетки величины подачи, величины угла выпуска, величины развалки, упругих деформации и пр.

Для анализа степени влияния параметров развалки и величины пружины клетки на распределение ΔS_{Σ} между прямым и обратным ходами выбран маршрут прокатки труб $50,8 \times 4,75 \rightarrow 38,1 \times 2,3$, стан ХПТ-55 [112]. Рассчитаны: калибровка, все деформационные и силовые параметры (по данной калибровке изготовлен деформационный инструмент и прокатана промышленная партия труб).

Степень влияния величины развалки на распределение ΔS_{Σ} между прямым и обратным ходами определялась следующим образом (величина пружины клетки при изменении величины развалки оставалась стандартной, согласно расчетам [113]):

- рассчитана величина $\Delta S_{пр}$ (по формуле (2.11)) при стандартной для данного маршрута величине развалки [2; 113];
- величина развалки во всех сечениях увеличена на 50 и на 100%, рассчитаны величины $\Delta S_{пр}$ для каждого случая (по формуле (2.11));
- величина развалки во всех сечениях уменьшена на 50, рассчитана величина $\Delta S_{пр}$ для этого случая (по формуле (2.11)).
- из полученных данных произведен анализ, на сколько процентов изменяется $\Delta S_{пр}$, относительно значений этой величины при стандартной величине развалки (рисунок 2.26).

Как видно из графиков, изменение величины развалки – в диапазоне от -50 до +100% от ее стандартной величины [2; 113]; изменение величины обжатия за прямой ход – от +1,39% $\Delta S_{пр}$ до -2,99% $\Delta S_{пр}$ (максимум). При увеличении развалки величина $\Delta S_{пр}$ уменьшается, таким образом увеличивая величину $\Delta S_{обр}$, но величина этих изменений незначительна.

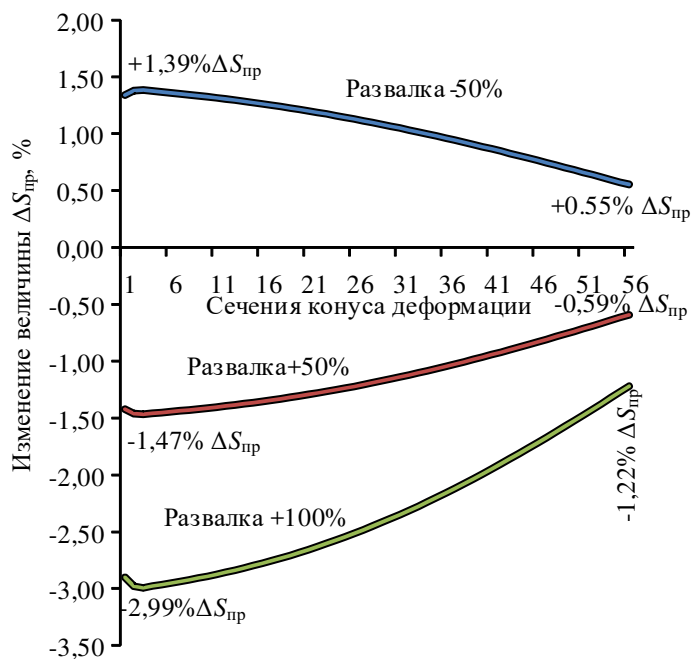


Рисунок 2.26. – Влияние развалки на величину обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации при прямом ходе клетки ($\Delta S_{пр}$)

Степень влияния величины упругих деформаций клетки на распределение ΔS_{Σ} между прямым и обратным ходами определялась следующим образом (величина развалки во всех случаях оставалась стандартной для данного случая прокатки [113]):

- рассчитана величина $\Delta S_{пр}$ (по формуле (2.11)) при стандартной для данного маршрута величине пружины клетки $\Delta_{упр}$ [2; 113];
- величина $\Delta_{упр}$ во всех сечениях увеличена на 10, 50 и на 100%, рассчитаны величины $\Delta S_{пр}$ для каждого случая (по формуле (2.11));
- величина $\Delta_{упр}$ во всех сечениях уменьшена на 10, 50 и на 90%, рассчитаны величины $\Delta S_{пр}$ для каждого случая (по формуле (2.11));
- полученные данные проанализированы, на сколько процентов изменяется $\Delta S_{пр}$ относительно значений этой величины при стандартной величине $\Delta_{упр}$ (рисунок 2.27).

Как видно из графиков, изменение величины пружины клетки от +100 до -90% ведет к изменению величины $\Delta S_{пр}$ от -12,45% $\Delta S_{пр}$ до +15,03% $\Delta S_{пр}$ (максимум). При уменьшении величины упругих деформаций величина $\Delta S_{пр}$ растет, при увеличении – уменьшается (что вполне естественно). Причем наблюдается значительное влияние величины упругих деформаций на распределение величины обжатия между прямым и обратным ходами клетки, и игнорирование этого влияния при моделировании процесса приведет к значительному искажению полученных результатов [113].

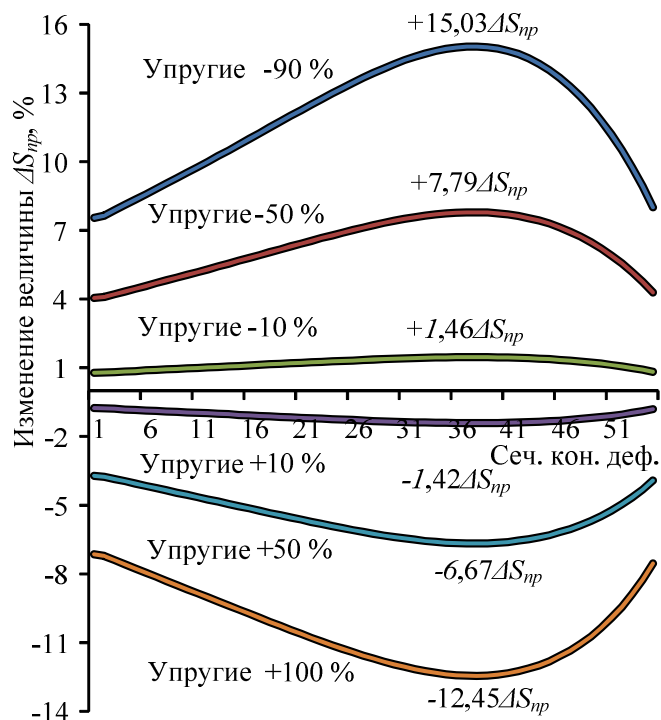


Рисунок 2.27. – Влияния $\Delta_{упр}$ на величину $\Delta S_{пр}$

Источник: [112].

2.4 Величина частных деформаций и число циклов обжатия

При холодной пильгерной прокатке различают *общую деформацию заготовки* и *деформацию каждого сечения рабочего конуса за двойной ход клетки* (т.е. частную деформацию за цикл прокатки). Кроме того, различают деформацию в мгновенном очаге деформации (МОД). Из цикла в цикл любое контрольное сечение рабочего конуса (иначе – конус деформации) продвигается вдоль него по ходу прямого хода клетки из-за совершаемой над ним деформации. Режим деформации заложен в калибровку рабочего инструмента. Каждое сечение трубы-заготовки уменьшается до сечения готовой трубы за определенное количество циклов (двойных ходов клетки), *общая деформация равняется сумме частных деформаций в каждом цикле* [3].

Параметры мгновенного очага, движущегося вдоль конуса деформации, постоянно изменяются по мере его продвижения вдоль конуса деформации. Изменяется и величина частных деформаций каждого сечения. Это одно из отличий данного процесса от продольной прокатки, где частная деформация прокатываемой полосы в период прохождения ее через валки остается неизменной и ее определение не представляет никаких затруднений [3].

Разберем принцип определения истинных значений частных деформаций при пильгерной прокатке, который основывается на гипотезе плоских сечений (рисунок 2.28).

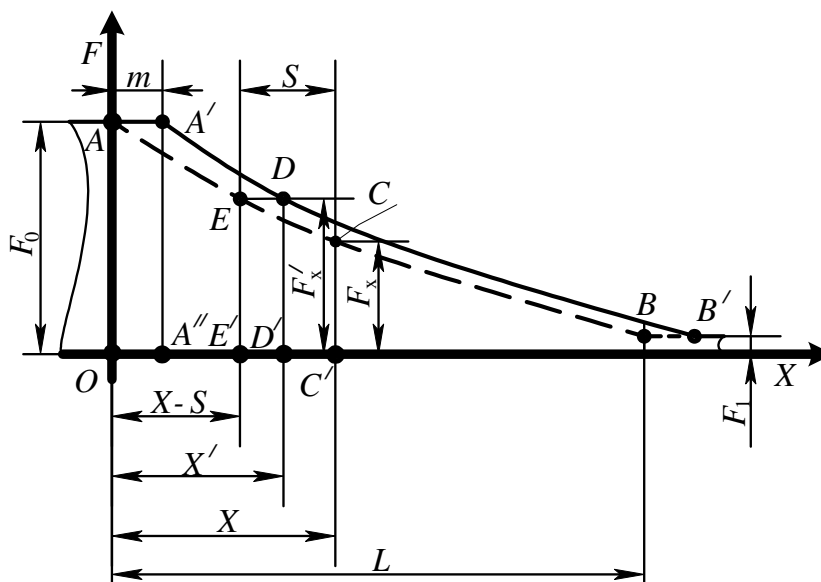


Рисунок 2.28. – К обоснованию способа определения истинных значений частной деформации при периодической прокатке

В первом приближении (если не учитывать неточность параметров геометрического сечения заготовки и другие факторы, которые могут повлиять на параметры холодной пильгерной прокатки) *в ходе установившегося процесса прокатки геометрические параметры зоны обжатия из цикла в цикл остаются неизменными* [3]. Из этого: площадь любого произвольно выбранного сечения трубы при продвижении его вдоль конуса деформации от цикла к циклу всегда будет изменяться по одному и тому же заданному закону.

Совместим начало системы координат XOY с начальным сечением зоны обжатия. По оси X , совпадающей с осью прокатки, будем отсчитывать изменения координаты площади, равной F_x , изменения величины которой отсчитываются по оси Y . Значение F_x изменяется от F_0 в начале зоны обжатия площади поперечного сечения исходной заготовки до величины F_1 в конце зоны обжатия, равной обжатию площади сечения готового продукта. Протяженность зоны обжатия с переменной площадью сечения F_x обозначим через L . Кривая AB (см. рисунок 2.28) описывает изменение величины F_x в результате прокатки, кривая $A'B'$ – то же, но до прокатки. Эти кривые при установившемся процессе тождественны, но смещены друг относительно друга параллельно оси прокатки (в начале двойного хода клетки) на величину подачи заготовки m [3].

Определим частную деформацию в каком-нибудь произвольно выбранном сечении X кривой AB с площадью поперечного сечения F_x . Перед этим сечением, но на кривой $A'B'$, найдем такое сечение X' с площадью металла F'_x , чтобы площадь F'_x была равна площади поперечного сечения F_x до деформации за двойной ход клетки. Другими словами, сечение X' после двойного хода клетки сместится в положение X , при этом площадь поперечного сечения металла уменьшится с величины F'_x до величины F_x . Абсолютное обжатие при этом будет равно [3]

$$\Delta F_x = F'_x - F_x. \quad (2.20)$$

За двойной ход клетки начальная фигура $AA'DD'O$ превратится в конечную $ACC'O$. Площадь этих фигур равна [3]

$$\text{пл. } AA'DD'O = \text{пл. } ACC'O. \quad (2.21)$$

Фигура $AA'DD'O$ состоит из двух фигур: $AA'A''O$ и $A'DD'A''$ (рисунок 2.29).

Поэтому [3]

$$\text{пл. } AA'DD'O = \text{пл. } AA'A''O + \text{пл. } A'DD'A'', \quad (2.22)$$

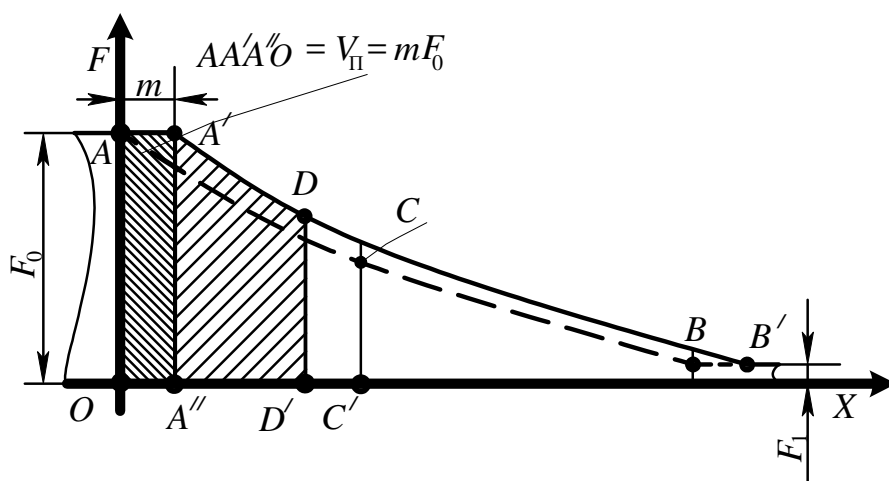


Рисунок 2.29. – К обоснованию способа определения истинных значений частной деформации при периодической прокатке

На кривой AB , описывающей конус деформации после двойного хода клетки, можно найти сечение, площадь которого равна F'_x . Т.е. на конусе деформации можно найти сечение, равное геометрическим параметрам рассматриваемого, но до деформации за двойной ход клетки. Для этого (рисунок 2.30) проведем из точки D прямую DE (параллельную оси прокатки к кривой AB). Опустим из этой точки перпендикуляр EE' на ось X [3]. Это и есть необходимое нам сечение. В итоге имеем две новые фигуры: $AEE'O$ и $ECC'E'$.

Из этих двух фигур состоит фигура $ACC'O$:

$$\text{пл. } ACC'O = \text{пл. } AEE'O + \text{пл. } ECC'E'. \quad (2.23)$$

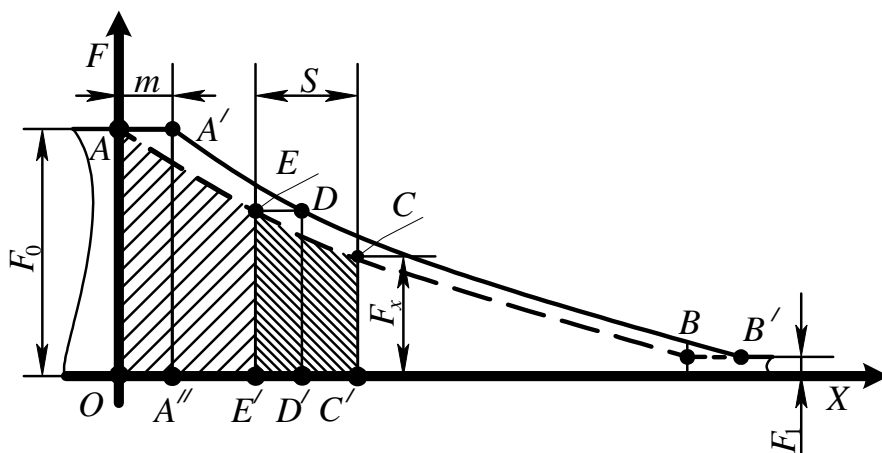


Рисунок 2.30. – К обоснованию способа определения истинных значений частной деформации при периодической прокатке

Согласно выражению (2.21), правые части равенств (2.22) и (2.23) можно приравнять между собой:

$$\text{пл. } AA'A'O + \text{пл. } A'DD'A'' = \text{пл. } AEE'O + \text{пл. } ECC'E'.$$

Легко заметить, что фигуры $AEE'O$ и $A'DD'A''$ являются подобными, но смещены друг относительно друга параллельно оси прокатки на величину подачи заготовки m [3]. Другими словами, площади фигур $AEE'O$ и $A'DD'A''$ равны (рисунок 2.31). Принимая это во внимание, из последнего равенства получим [3], что

$$\text{пл. } ECC'E' = \text{пл. } AA'A'O. \quad (2.44)$$

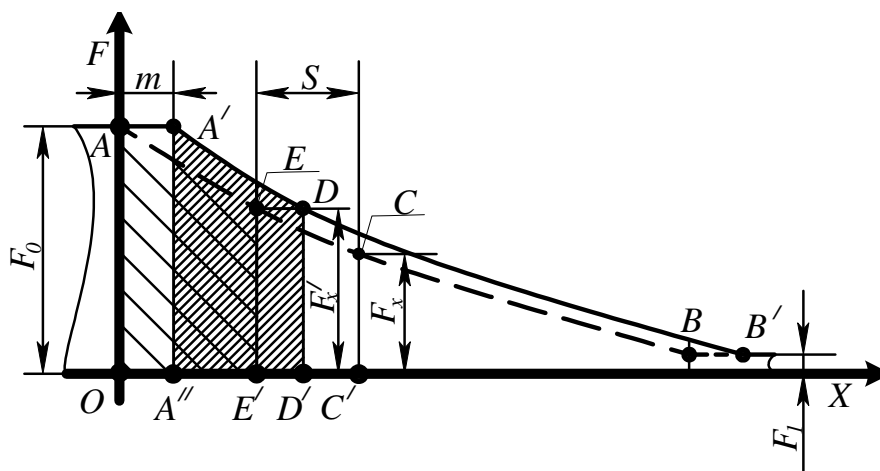


Рисунок 2.31. – К обоснованию способа определения истинных значений частной деформации при периодической прокатке

Учитывая, что фигура $AA'A''O$ равна произведению F_0t , или объему подачи металла $V_{\text{п}}$, получаем [3]:

$$\text{пл. } ECCE' = V_{\text{п}}. \quad (2.25)$$

Из (2.20) и (2.25) следует, что [3] «для определения частной деформации в каком-либо сечении X зоны обжатия надо выбрать другое сечение, находящееся от первого на таком расстоянии, при котором объем металла, заключенный между этими двумя сечениями, равен объему подачи заготовки. Тогда разность между площадью второго сечения и площадью первого будет представлять собой искомую площадь деформации в рассматриваемом сечении X ».

Исходя из этого будем определять величину обжатия за двойной ход клетки. На рисунке 2.32 изображена окончательная схема для определения частной деформации в любом сечении зоны обжатия [3]. На кривой AB штриховкой выделен объем металла, равный объему подачи заготовки $V_{\text{п}}$.

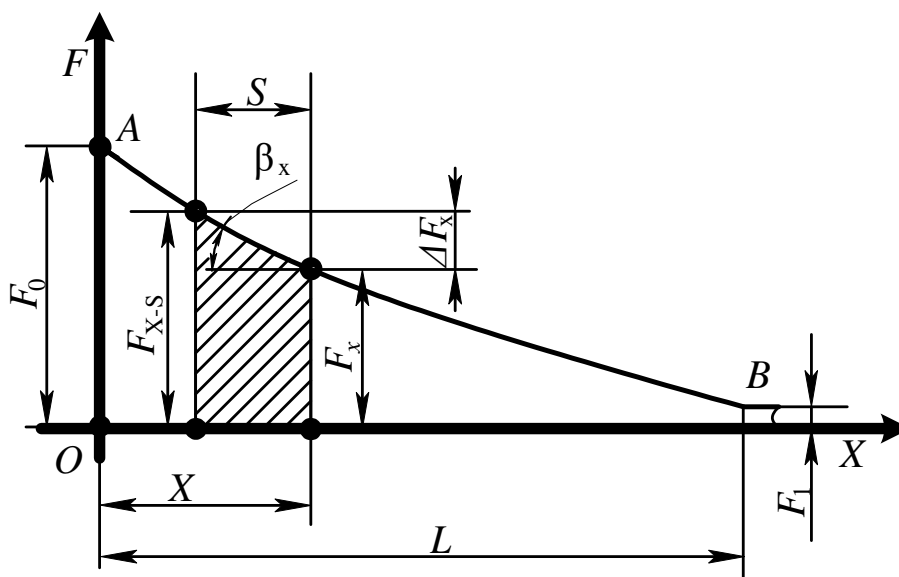


Рисунок 2.32. – К определению частных деформаций в зоне обжатия

Источник: [3].

Исходя из схемы [3],

$$\Delta F_x = F_{X-S} - F_x, \quad (2.26)$$

где S – протяженность участка зоны обжатия, объем которого равен объему подачи металла; F_{X-S} – площадь сечения на кривой AB , равная площади сечения f'_x на кривой $A'B'$ (см. рисунок 2.28).

Представим кривую AB через функцию X : $F_x = f(X)$. Тогда величину F_{X-S} можно определить как $F_{X-S} = f(X-S)$. Согласно последним трем равенствам [3]:

$$\Delta F_x = f(X - S) - f(X). \quad (2.27)$$

Если частные значения вытяжки в сечении X обозначить через λ_x , то согласно выражению (2.27),

$$\lambda_x = \frac{f(X - S)}{f(X)}. \quad (2.28)$$

Из формул (2.27) и (2.28) следует, что для определения ΔF_x и λ_x требуется определить величину S . Для этого, исходя из рассматриваемой схемы, можно записать [3]

$$\int_{X-S}^X f(X) dX. \quad (2.29)$$

Значение F_{X-S} достаточно точно можно определить из выражения [3]:

$$F_{X-S} = \sqrt{F_x^2 + 2V_{\Pi} \operatorname{tg} \beta_x}. \quad (2.30)$$

Вытяжку в свою очередь определяем из выражения [3]:

$$\lambda_x = \sqrt{1 + \frac{2V_{\Pi}}{F_x^2} \operatorname{tg} \beta_x}. \quad (2.31)$$

Согласно схеме,

$$\Delta F_x = S \cdot \operatorname{tg} \beta_x, \quad (2.32)$$

$$S = \frac{V_{\Pi}}{F_x}. \quad (2.33)$$

После подстановки этого выражения в формулу (2.32) имеем:

$$\Delta F_x = \frac{V_{\Pi}}{F_x} \cdot \operatorname{tg} \beta_x. \quad (2.14)$$

Следовательно, вытяжка равна

$$\lambda_x = 1 + \frac{V_{\Pi}}{F_x^2} \cdot \operatorname{tg} \beta_x. \quad (2.13)$$

Поскольку $\operatorname{tg}\beta_X$ образующей кривой AB равен производной функции $F_x = f(X)$, то согласно выбранной системе координат [3],

$$\operatorname{tg}\beta_X = -f'(X). \quad (2.34)$$

Тогда

$$\lambda_x = \sqrt{1 - \frac{2V_{\Pi}}{F_x^2} f'(X)}. \quad (2.35)$$

Погрешность этих формул относительно небольшая, однако для отдельных, более точных, расчетов ее может оказаться недостаточно. Кроме того, когда угол наклона касательной к кривой зоны обжатия равен нулю, вышеприведенные формулы становятся непригодными [3].

В таком случае в [3] представлен вывод более точных формул. Эти формулы действительны для расчета частных деформаций в любых случаях, в т.ч. когда угол наклона касательной к кривой зоны обжатия равен нулю (в стане, например, Сендзимира):

$$\Delta F_x = \sqrt{f^2(X) - 2V_{\Pi} \frac{\sqrt{1 + (f'(X - S))^2} - 1}{f'(X - S)}} - f(X), \quad (2.36)$$

$$\lambda_x = \sqrt{1 - \frac{V_{\Pi}}{f^2(X)} \cdot \frac{\sqrt{1 + (f'(X - S))^2} - 1}{f'(X - S)}}. \quad (2.37)$$

Но они не подходят для расчета частных деформаций в зоне калибровки (рисунок 2.33).

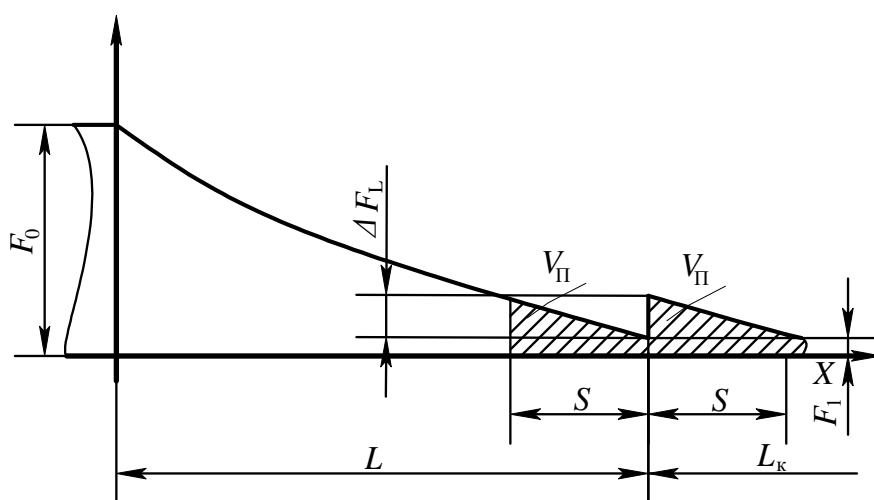


Рисунок 2.33. – К определению смещенного участка зоны обжатия в зону калибровки

Источник: [3].

Вдоль этой зоны, в отличие от зоны обжатия, площадь сечения металла остается неизменной. Однако часть недеформированного металла раскатывается именно в этой зоне.

Согласно рисунку 2.33, когда валки клетки стана присутствуют в начале зоны калибровки, перед ними находится нераскатанный участок зоны обжатия. Объем металла этого участка равен объему подачи (см. рисунок 2.33, заштрихованный участок). Именно этот объем металла раскатывается в зоне обжатия. В [3] приведен вывод следующих формул, которые позволяют рассчитать величину вытяжки и обжатия по площади поперечного сечения в зоне калибровки:

$$\Delta F_{\text{кал.х}} = -\frac{V_{\text{II}}}{F_1} f'(L), \quad (2.38)$$

$$\lambda_{\text{кал.х}} = 1 - \frac{V_{\text{II}}}{F_1^2} f'(L). \quad (2.39)$$

Любое произвольно выбранное сечение при прохождении вдоль конуса деформации обжимается некоторое количество раз (рисунок 2.34), принимая некоторую величину дробности деформации, которую можно определить по формуле [3]

$$\eta_{\text{д}} = \frac{\int_0^L f(X) dX}{V_{\text{II}}} + 1. \quad (2.40)$$

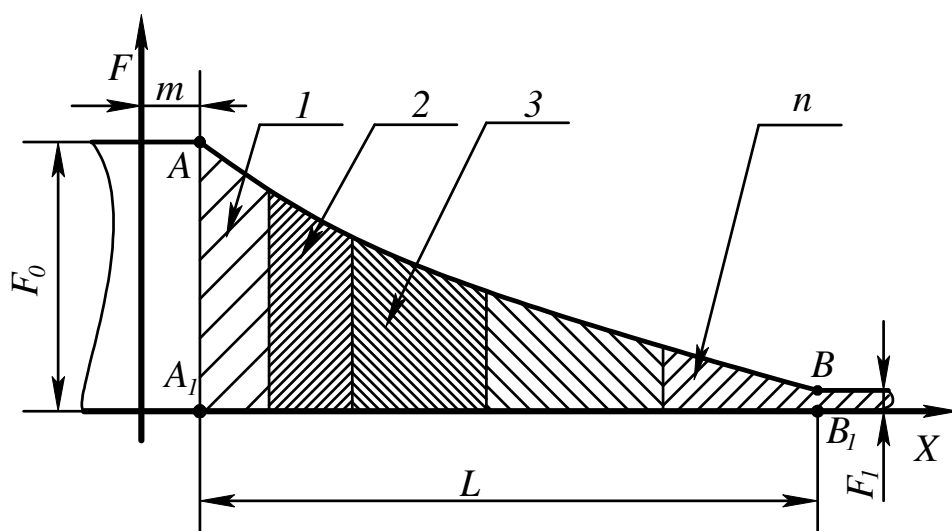


Рис. 2.34 – К определению числа циклов обжатий при периодической прокатке

Источник: [3].

Из выражения (2.40) следует, что с увеличением объема подачи V число циклов обжатия заготовки будет уменьшаться, с уменьшением $K_{\text{п}}$, наоборот, возрастать [3].

2.5 Параметры мгновенного очага деформации при пильгерной прокатке

При прокатке полосы в мгновенном очаге деформации можно выделить такие параметры [3], как:

- средняя высота очага деформации $2h_c$;
- длина очага деформации l ;
- ширина очага деформации b .

Для того чтобы параметры МОД определялись только его высотой и длиной, а также отношением его средней высоты к длине и углом касания валка с металлом, далее будем рассматривать плоскую деформацию при ширине полосы b , равной единице [3].

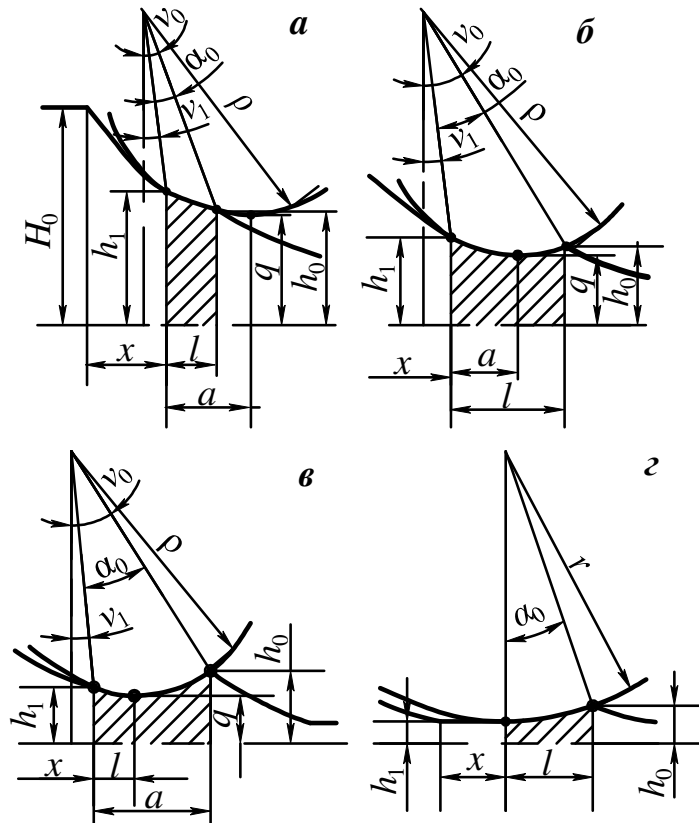
В области обычной полосовой прокатки определение формы и параметров очага деформации не представляет никаких затруднений. При определении формы и параметров очага деформации при периодической прокатке наблюдается другая картина (рисунок 2.35).

При анализе формы МОД можно выделить следующее [3]:

- в зоне обжатия высота полосы, выходящей из очага деформации, постоянно изменяется (рисунок 2.35, $a-z$), в зоне калибровки это постоянная величина;
- зона выхода металла из валков не совпадает по сечению с минимальным расстоянием между гребнями ручья калибров и лежит вне плоскости их осей;
- в сечении металла высота полосы может быть как больше, так и меньше высоты полосы в сечении выхода из валков;
- сечение входа металла в валки лежит между сечениями выхода и сечением минимального просвета в зеве валков и др.

В зоне обжатия процесс может происходить при наличии всех первых трех видов очагов деформации. При этом [3]:

- для начала зоны обжатия характерен очаг деформации первого вида;
- для средней части зоны обжатия – очаг деформации второго вида;
- для конца зоны обжатия – очаг деформации третьего вида.



***a-в* – зона обжатия; *г* – зона калибровки;
a – $h_0 < h_1$ и $l < a$; *б* – $h_0 < h_1$ и $l > a$; *в* – $h_0 > h_1$ и $l > a$; *г* – $h_0 > h_1$ и $a = 0$**

Рисунок 2.35. – Очаги деформации при периодической прокатке

Источник: [3].

Основными параметрами мгновенного очага деформации являются (рисунок 2.36):

- высота полосы $2H_1$ в сечении выхода из валков;
- высота полосы $2h_0$ в сечении входа в валки;
- проекция кривой контактной поверхности металла с валком на ось прокатки l ;
- угол касания валка с металлом α_0 ;
- угол выхода металла из валков v_1 ;
- угол входа металла в валки v_0 .

Для определения высоты полосы $2h_x$ и угла выхода v_1 обратимся к схеме на рисунке 2.36. За заданное сечение X примем плоскость осей валков [3].

Из-за явления опережения в плоскости осей валков скорость выхода полосы превышает окружную скорость валков [3]. Если в этой плоскости взять точку M и принять, что расстояние от оси валка O_v до точки M равно

катающему радиусу p_k , то в точке M скорость полосы и окружная скорость валков радиусом p_k будут одинаковыми. В этом случае точка M будет представлять собой мгновенный центр вращения валка [3]. На рисунке 2.36 точка выхода металла из очага деформации обозначена буквой N . В этой точке кривая AB профиля зоны обжатия и кривая CD профиля валка должны иметь общую касательную $k-k$. Чтобы найти точку N , необходимо из мгновенного центра вращения валка M провести прямую MN , нормальную к касательной $k-k$ [3].

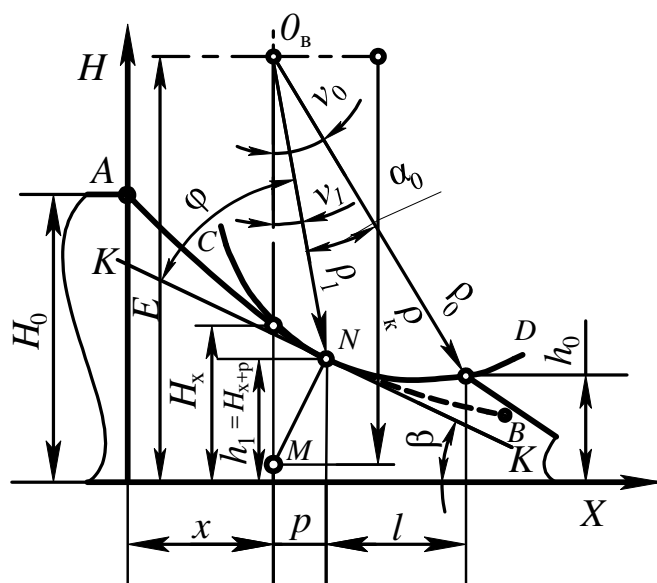


Рисунок 2.36. – К определению сечения выхода металла из валков

Источник: [3].

Из вышеизложенного можно записать [3]:

$$h_1 = H_{x+p}, \quad (2.41)$$

$$\operatorname{tg} \beta = -\frac{dH_{x+p}}{dX} = -H'_{x+p}, \quad (2.42)$$

$$\operatorname{tg} \varphi = \left(\frac{\rho}{\frac{d\rho}{dv}} \right)_{v=v_1} = \frac{\rho_1}{\rho'_1}, \quad (2.43)$$

$$\rho_1 \cos v_1 = E - H_{x+p}, \quad (2.44)$$

$$\beta + v_1 + \varphi = \frac{\pi}{2}. \quad (2.45)$$

При совместном решении уравнения (2.42), (2.43) и (2.45) получим [3]

$$\frac{\rho'_1 + \rho_1 H'_{X+p}}{\rho_1 - \rho'_1 H'_{X+p_1}} = \operatorname{tg} v_1, \quad (2.46)$$

где H_{X+p} – половина высоты полосы зоны обжатия в сечении $X+p$; p – расстояние от плоскости осей валков до сечения выхода полосы из валков; β – угол между осью прокатки и общей касательной в точке N к кривым AB и CD ; H'_{X+p} – производная функция H в сечении $X+p$; ρ_1 – радиус-вектор в точке N кривой CD профиля валка; φ – угол между радиусом-вектором и касательной в точке N к кривой CD профиля валка; ρ'_1 – производная радиуса-вектора ρ по углу v в точке N кривой CD профиля валка; E – расстояние от оси валка до оси прокатки.

Полученные выражения (2.40)–(2.46) позволяют вычислить значения h_1 , p , v_1 и ρ_1 .

Анализируя вышеприведенное, можно сделать вывод, что чем больше разница между катающим радиусом ρ_k и радиусом гребня калибра в плоскости осей валков, тем больше удалено от этой плоскости сечение выхода очага деформации [3].

Далее приводятся вычисления угла выхода v_1 и угла касания валка с металлом α_0 , а также длины очага деформации l . Для этого предположим, что профиль валка CD и профиль зоны обжатия AB (см. рисунок 2.36) являются аналитически заданными [3] (что соответствует большинству случаев прокатки). Из этого:

$$l = (E - h_0) \operatorname{tg} v_0 - (E - h_0) \operatorname{tg} v_1, \quad (2.47)$$

$$\alpha_0 = v_0 - v_1, \quad (2.48)$$

$$E - h_0 = \rho_0 \cos v_0. \quad (2.49)$$

Таким образом, определив угол входа v_0 с помощью уравнения (2.49) (перед этим необходимо определить значение h_0) и подставив это значение в выражения (2.47) и (2.48), определяем величины l и α_0 .

Далее, принимая гипотезу плоских сечений, а также ширину полосы равной единице, приведем вывод выражения для определения высоты полосы $2h_0$ (рисунок 2.37) [3].

Здесь кривая 2-8 соответствует профилю зоны обжатия до деформации, а кривая 1-7 – после [3]. Эти кривые тождественны, но смещены одна относительно другой на величину подачи металла m . В ходе деформации

Кривые 1-7 и 2-8 являются тождественными, поэтому фигуры 1-3-4-4'-1' и 2-5-5'-2' тоже будут тождественными. Значит [3],

$$\text{Площадь}_{1-3-4-4'-1'} = \text{Площадь}_{2-5-5'-2'}. \quad (2.54)$$

При совместном решении выражений (11.45) и (11.46) [3]

$$\text{Площадь}_{3-6-6'-4'-4} = \text{Площадь}_{1-2-2'-1'}.$$

Площадь фигуры 1-2-2'-1' равна половине объема подачи. Поэтому [3]

$$\text{Площадь}_{3-6-6'-4'-4} = V/2. \quad (2.55)$$

На рассматриваемой схеме фигуры 1-2-2'-1' и 3-6-6'-4'-4, равные по своей площади половине объема подачи, показаны штриховкой [3].

Фигура 3-6-6'-3', равная по своей площади половине объема очага деформации, состоит из фигур 3-4-4'-3' и 3-6-6'-4'-4. Поэтому, обозначив объем очага деформации через $V_{о.д.}$, можно записать [3]:

$$\text{Площадь}_{3-4-4'-3'} + \text{Площадь}_{3-6-6'-4'-4} = V_{о.д.}/2,$$

или, принимая во внимание уравнение (2.55) [3],

$$V_{о.д.} = V_{\Pi} + 2 (\text{Площадь}_{3-4-4'-3'}). \quad (2.56)$$

Площадь фигуры 3-4-4'-3', ограниченной отрезком 3-4 кривой 1-7, представляет собой часть объема зоны обжата. Обозначив эту часть через $V_{з.о.}$, будем иметь [3]:

$$\text{Площадь}_{3-4-4'-3'} = V_{з.о.}/2. \quad (2.57)$$

Согласно последним двум равенствам [3], $V_{о.д.} = V_{\Pi} + V_{з.о.}$

Обозначив далее высоту сечения 4 зоны обжата через $H_{з.о.}$ [3]:

$$\left. \begin{aligned} V_{о.д.} - V_{з.о.} &= V_{\Pi} \\ H_{з.о.} &= h_0 \end{aligned} \right\}. \quad (2.58)$$

Полученная система уравнений (2.58) позволяет определить высоту полосы $2h_0$ в сечении входа [3]. Эта система выведена для очага деформации, изображенного на рисунке 2.33, а [3]. Анализ показывает, что она справедлива также для очага деформации, изображенного на рисунке 2.35, б. Очагу деформации, изображенному на рисунке 2.35, в, отвечает [3] система уравнений

$$\left. \begin{aligned} V_{\text{о.д.}} + V_{\text{з.о.}} &= V_{\text{П}} \\ H_{\text{з.о.}} &= h_0 \end{aligned} \right\} \quad (2.59)$$

Объединяя уравнения (2.58) и (2.59), запишем:

$$\left. \begin{aligned} V_{\text{о.д.}} \pm V_{\text{з.о.}} &= V_{\text{П}} \\ H_{\text{з.о.}} &= h_0 \end{aligned} \right\} \quad (2.60)$$

Заменим в принятых системах координат величины $V_{\text{о.д.}}$ и $V_{\text{з.о.}}$ их интегральными выражениями:

$$\int_0^l h dx - \int_X^{X+C} H dx = \frac{V_{\text{П}}}{2}, \quad (2.61)$$

а по системе (2.59):

$$\int_0^l h dx + \int_{X-C}^X H dx = \frac{V_{\text{П}}}{2}. \quad (2.62)$$

Уравнения (2.59)–(2.62) представляют собой математическое выражение обобщенной методики, позволяющей найти параметры очага деформации при любой его форме [3].

Рассматривая зону калибровки (рисунок 2.38), $2h_0$ в сечении входа может быть найдена из выражения

$$\left. \begin{aligned} V_{\text{о.д.}} \pm V_{\text{з.о.}} &= V_{\text{П}} - V_{\text{з.к.}} \\ H_{\text{з.о.}} &= h_0 \end{aligned} \right\} \quad (2.63)$$

где $V_{\text{з.о.}}$ – объем металла, заключенный между начальным сечением зоны калибровки и сечением зоны обжатия, в котором $H_{\text{з.о.}} = h_0$; $V_{\text{з.к.}}$ – объем металла, заключенный между начальным сечением зоны калибровки и сечением выхода металла из валков [3].

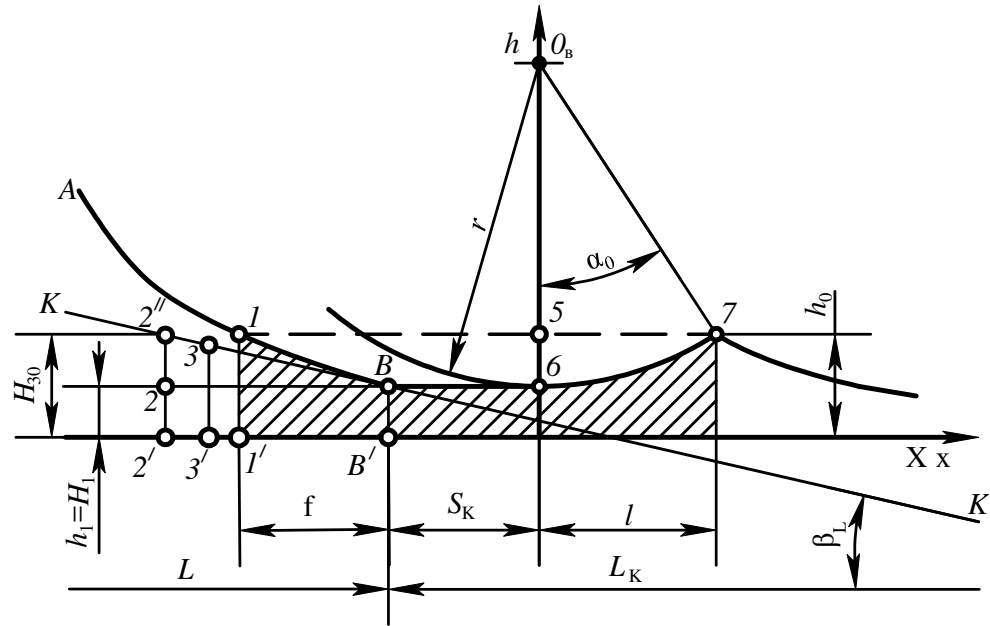
Объем $V_{\text{з.к.}}$ определяем по формуле

$$V_{\text{з.к.}} = 2H_1 S_K,$$

где $2H_1$ – высота полосы конечного продукта; S_K – расстояние от конца зоны обжатия до плоскости осей валков.

При переходе к интегральным выражениям вместо уравнений (2.63) получим [3]:

$$\int_0^l h dx + \int_{L-f}^L H dx = \frac{1}{1} (V_{\text{П}} - V_{\text{з.к.}}). \quad (2.64)$$



**Рисунок 2.38. – К определению сечения входа
в зоне калибровки**

Источник: [3].

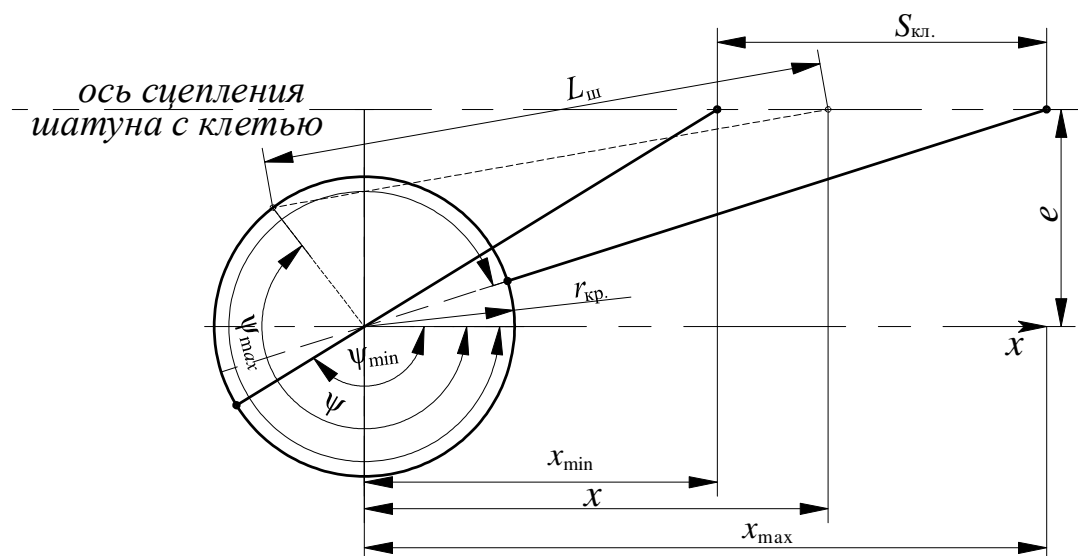
Зависимости (2.61), (2.62) и (2.64) являются точными или условно точными, так как они выведены при определенных допущениях, к которым, например, относится гипотеза плоских сечений [3].

Глава 3 КИНЕМАТИЧЕСКИЕ УСЛОВИЯ ДЕФОРМАЦИИ

3.1 Кинематика движения клетки стана холодной пильгерной прокатки труб

Клеть станов холодной пильгерной прокатки совершает возвратно-поступательное движение вдоль линии прокатки. В результате в каждый данный момент прокатки скорость выхода конуса деформации из ручья калибра равна скорости движения клетки (одна из особенностей процесса) [9; 88; 106].

На рисунке 3.1 приведена схема движения клетки.



$r_{кр}$ – радиус кривошипа; e – величина эксцентриситета; $L_{ш}$ – длина шатуна

Рисунок 3.1. – Кинематическая схема движения клетки

Источник: [88; 106].

Согласно [88; 106; 121], уравнение движения клетки в полярных координатах (отсчет угла ψ ведется по часовой стрелке):

$$x = \sqrt{L_{ш}^2 - (e + r_{кр} \cdot \sin \psi)^2} + r_{кр} \cdot \cos \psi. \quad (3.1)$$

Экстремальные значения этой функции имеют следующий вид (см. рисунок 3.1) [88; 106]:

$$x_{\min} = \sqrt{(L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}})^2 - e^2}, \quad (3.2)$$

$$x_{\max} = \sqrt{(L_{\text{ш}} + r_{\text{кр.}})^2 - e^2}. \quad (3)$$

При этом [88; 106]

$$\sin \psi_{\max} = -\frac{e}{L_{\text{ш}} + r_{\text{кр.}}}, \quad (3.4)$$

$$\sin \psi_{\min} = \frac{e}{L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}}}. \quad (3.5)$$

Длина рабочего хода клетки [88; 106]

$$S_{\text{кл.}} = \sqrt{(L_{\text{ш}} + r_{\text{кр.}})^2 - e^2} - \sqrt{(L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}})^2 - e^2}. \quad (3.6)$$

Координата положения клетки (x) при любом возможном значении угла поворота кривошипа (ψ) [88; 106]:

$$x = \sqrt{L_{\text{ш}}^2 - \left(e + r_{\text{кр.}} \cdot \sin \left(\psi + \arcsin \frac{e}{L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}}} \right) \right)^2} + r_{\text{кр.}} \cdot \cos \left(\psi + \arcsin \frac{e}{L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}}} \right) - \sqrt{(L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}})^2 - e^2}. \quad (3.7)$$

При условии равномерного вращения шатуна

$$\psi = \omega \cdot t = \text{const}, \quad (3.8)$$

где t – время; ω – угловая скорость вращения кривошипа.

Тогда уравнение приобретает вид [88; 106]

$$x = \sqrt{L_{\text{ш}}^2 - \left(e + r_{\text{кр.}} \cdot \sin \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}}} \right) \right)^2} + r_{\text{кр.}} \cdot \cos \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}}} \right) - \sqrt{(L_{\text{ш}} - r_{\text{кр.}})^2 - e^2}. \quad (3.9)$$

Откуда скорость движения клетки [88; 106]

$$v = v_h = -r_{кр.} \cdot \omega \left\{ \frac{\cos \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{ш} - r_{кр.}} \right) \cdot \left(e + r_{кр.} \cdot \sin \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{ш} - r_{кр.}} \right) \right)}{\sqrt{L_{ш}^2 - \left(e + r_{кр.} \cdot \sin \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{ш} - r_{кр.}} \right) \right)^2}} + \sin \left(\omega \cdot t + \arcsin \frac{e}{L_{ш} - r_{кр.}} \right) \right\}. \quad (3.10)$$

Катающий радиус ($\rho_{к.е.}$) при горячей пильгерной прокатке (когда конус деформации свободный, а клеть неподвижна) связан со скоростью выхода металла из клетки [88; 106]:

$$v_h = \frac{2 \cdot \pi \cdot \rho_{к.е.} \cdot n}{60}, \quad (3.11)$$

где n – частота вращения вала пильгерстана.

Для холодной пильгерной прокатки (рисунок 3.2), где конус деформации зажат неподвижно, а клеть движется по линии прокатки [123–125], уравнение принимает вид (рисунок 3.3) [88; 106]:

$$v_h = v = \frac{2 \cdot \pi \cdot \rho_{в.ш.} \cdot n_{ш}}{60}, \quad (3.12)$$

где $\rho_{в.ш.}$ – радиус ведущей шестерни; $n_{ш}$ – частота вращения шестерни (количество ходов клетки в единицу времени).

Угол отклонения клетки от мертвого положения в зоне подачи (рисунок 3.4) [88; 106]

$$\psi_{доп} = \arcsin \frac{e}{L_{ш} - r_{кр.}}. \quad (3.13)$$

Длина хода клетки с мертвого положения (рисунок 3.4) [88; 106]

$$x_1 = -r_{кр.} \cdot \cos(30^\circ - \psi_{доп}) + \sqrt{L_{ш}^2 - \left(e - r_{кр.} \cdot \sin(30^\circ - \psi_{доп}) \right)^2}, \quad (3.14)$$

$$S_1 = -r_{кр.} \cdot \cos(30^\circ - \psi_{доп}) + \sqrt{L_{ш}^2 - \left(e - r_{кр.} \cdot \sin(30^\circ - \psi_{доп}) \right)^2} - \sqrt{\left(L_{ш} - r_{кр.} \right)^2 - e^2}. \quad (3.15)$$

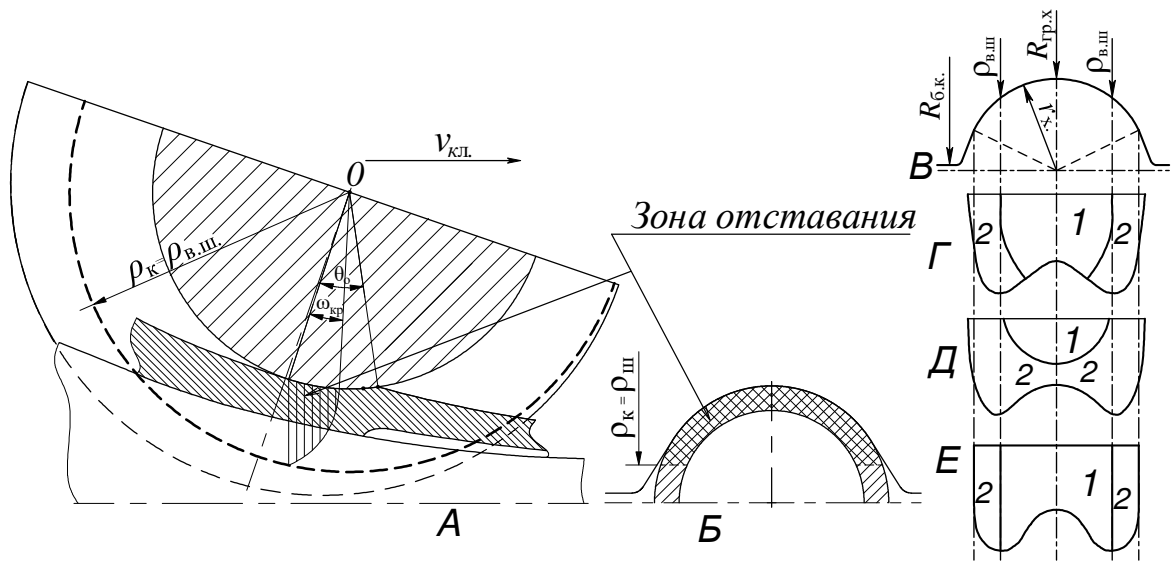


Рисунок 3.2. – Зона опережения (2) и отставания (1) в процессе холодной пильгерной валковой прокатки

Источник: [2; 7; 126].

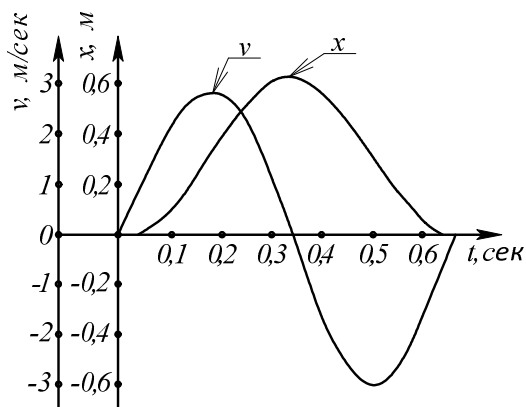


Рисунок 3.3. – График изменения во времени пути и скорости движения рабочей клетки

Источник: [2; 7; 106].

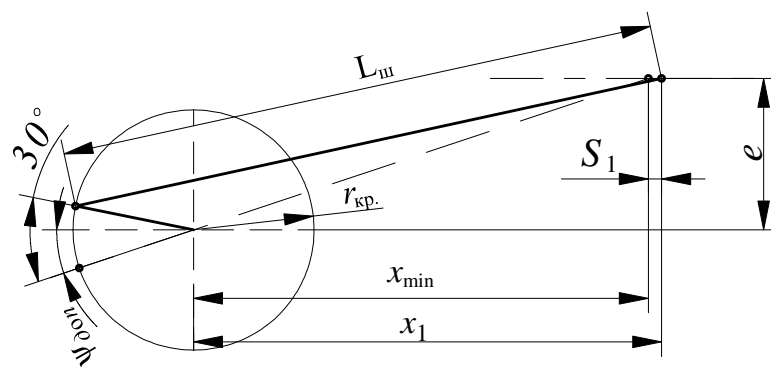


Рисунок 3.4. – Схема движения клетки при подаче заготовки

Источник: [2; 7; 106].

Угол отклонения клетки от мертвого положения в зоне подачи (рисунок 3.5) [88; 106]

$$\psi_2 = 30^\circ - \arcsin \frac{e}{L_{\text{ш}} + r_{\text{кр.}}} \quad (3.16)$$

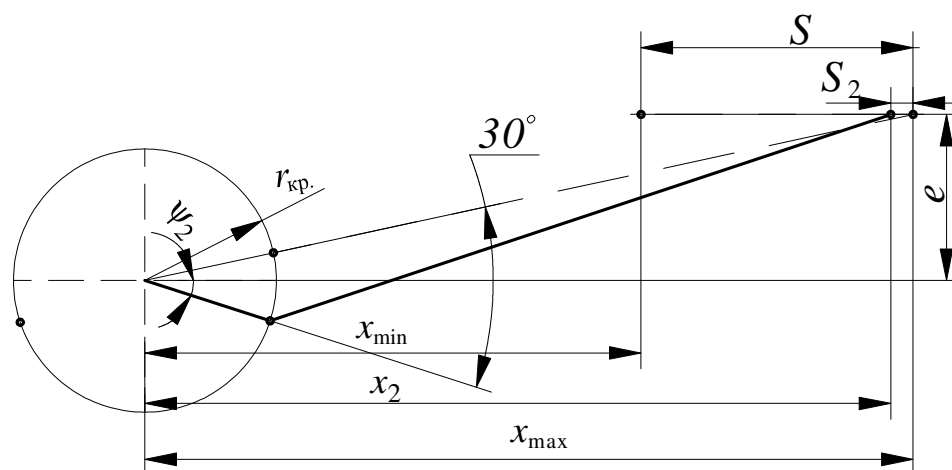


Рисунок 3.5. – Схема движения клетки при повороте заготовки

Источник: [2; 7; 106].

Длина хода клетки при выходе из мертвого положения (см. рисунок 3.5) [88; 106]:

$$x_2 = r_{\text{кр.}} \cdot \cos(\psi_2) + \sqrt{L_{\text{ш}}^2 - (e + r_{\text{кр.}} \cdot \sin(\psi_2))^2}, \quad (3.17)$$

$$S_2 = \sqrt{(L_{\text{ш}} + r_{\text{кр.}})^2 + e^2} - \left(r_{\text{кр.}} \cdot \cos(\psi_2) + \sqrt{L_{\text{ш}}^2 - (e + r_{\text{кр.}} \cdot \sin(\psi_2))^2} \right). \quad (3.18)$$

3.2 Определение катающего радиуса при холодной пильгерной прокатке труб

При холодной пильгерной прокатке различают естественный катающий радиус $\rho_{\text{к.е.}}$ (тот, который создавался бы в случае, когда металл движется вдоль закрепленной клетки как в процессе горячей пильгерной прокатки) и принудительный, равный начальному радиусу ведущей шестерни: $\rho_{\text{к.}} = \rho_{\text{в.ш.}}$ [127–129]. При этом естественный катающий радиус (ЕКР) изменяется вдоль ручья калибра, а принудительный (который задается начальным диаметром ведущей шестерни) остается постоянным. Важно правильно выбрать оптимальное значение начального радиуса ведущей шестерни (т.е. принудительного катающего радиуса), т.к. от этого зависит множество силовых и деформационных параметров процесса (при изменении $\rho_{\text{в.ш.}}$ меняется даже длина конуса деформации) [129–131].

Определение оптимальных параметров ведущей шестерни дополнительно усложняется тем (рисунок 3.6), что радиус калибра изменяется вдоль конуса деформации (рисунок 3.6, сплошная линия), изменяется и естественный катающий радиус (рисунок 3.6, пунктир), тогда как радиус ведущей шестерни остается постоянным (рисунок 3.6, точки). Из-за разницы естественного и принудительного катающего радиусов и возникают осевые усилия.

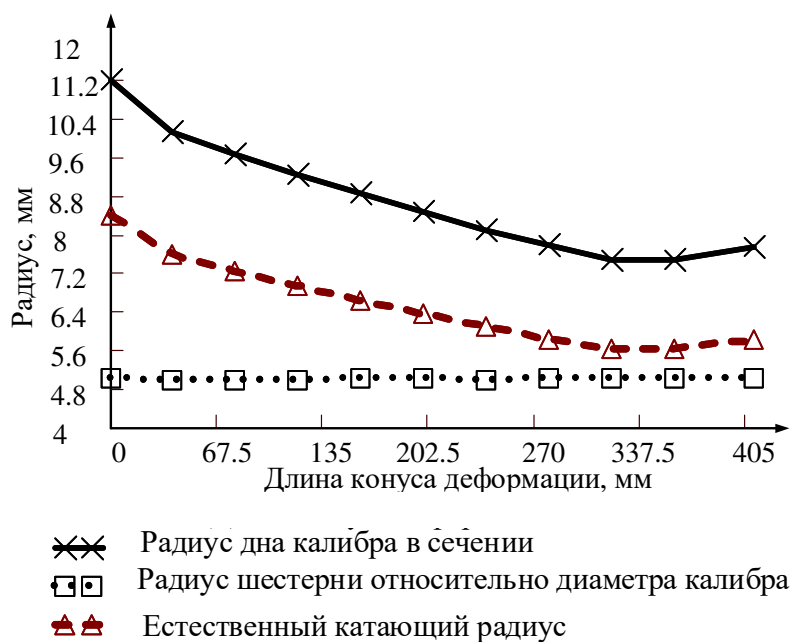


Рисунок 3.6. – Сравнение естественного и принудительного катающего радиуса при прокатке труб на стане ХПТ-32 по маршруту 22×1,5→15×0,9

Источник: [127–129].

Случай прокатки, когда естественный катающий радиус равен принудительному (т.е. начальному радиусу ведущей шестерни), показан на рисунке 3.7, а, где результирующая давления проходит через центр вращения вала. Если радиус шестерни ($\rho_{в.ш.}$) будет больше естественного катающего ($\rho_{к.е.}$) (рисунок 3.7, б), то угол отклонения результирующей ($\varphi_{пр}$) будет больше необходимого естественного ($\varphi_{ес}$). При $\rho_{в.ш.} < \rho_{к.е.}$ (рисунок 3.7, в) будет наблюдаться обратная картина. В обоих случаях результирующая не проходит через центр вала, и осевые усилия растут. Это происходит из-за того, что при увеличении радиуса шестерни увеличивается длина зоны опережения и уменьшается зона отставания [3].

Рассматривая направления результирующего давления и кривые (АВ), разделяющие зоны мгновенного очага деформации при обратном ходе клетки (рисунок 3.8, б), можно сделать вывод, что здесь наблюдается

та же картина. Различия лишь в том, что возникают не растягивающие, а сжимающие напряжения. При $\rho_{в.ш.} > \rho_{к.е.}$ (рисунок 3.8, б) они увеличиваются, при $\rho_{в.ш.} < \rho_{к.е.}$ (рисунок 3.8, в) уменьшаются [3]. Следует также заметить, что при $\rho_{в.ш.} > \rho_{к.е.}$ зона опережения увеличивается, при $\rho_{в.ш.} < \rho_{к.е.}$ наблюдается обратная зависимость.

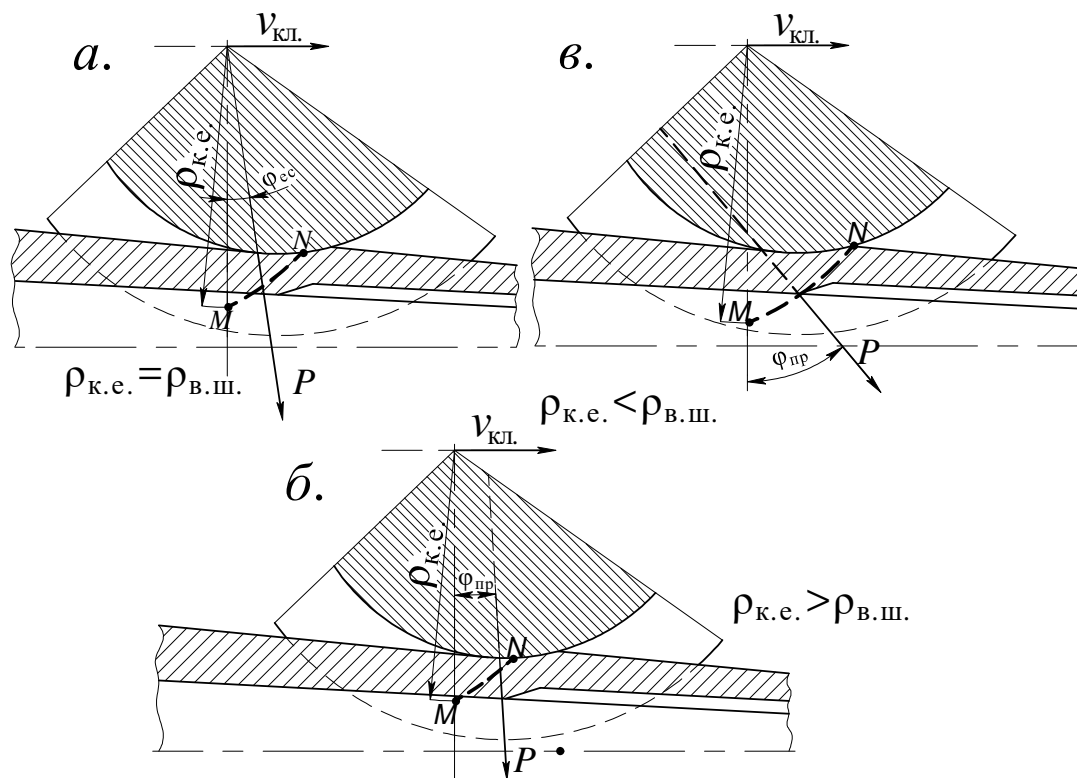


Рисунок 3.7. – Направление равнодействующей давления металла на валки при прямом ходе клетки

Источник: [3].

М.И. Гришпун и В.И. Соколовский [8] предложили определять оптимальную величину естественного катающего радиуса вдоль конуса деформации из равенства относительных продольных скоростей на передней и задней границах очага деформации. После значительных упрощений естественный катающий радиус рекомендовано определять по зависимости

$$\rho_{к.е.} = R_{б.к.} - K \cdot r_x \quad (3.19)$$

где $K = 0,8-0,82$ [8], (по другим источникам $K = 0,75-0,82$); r_x – радиус калибра в сечении ручья.

При определении осевых усилий Ю.Ф. Шевакиным [2] была разработана методика определения величины радиуса начальной окружности ведущей шестерни в сечениях конуса деформации из условия определения

осевых усилий, равных нулю. Однако она не может быть реализована на станах ХПТ существующих промышленных конструкций. Величину осевых усилий на станах ХПТ традиционных конструкций возможно только оптимизировать.

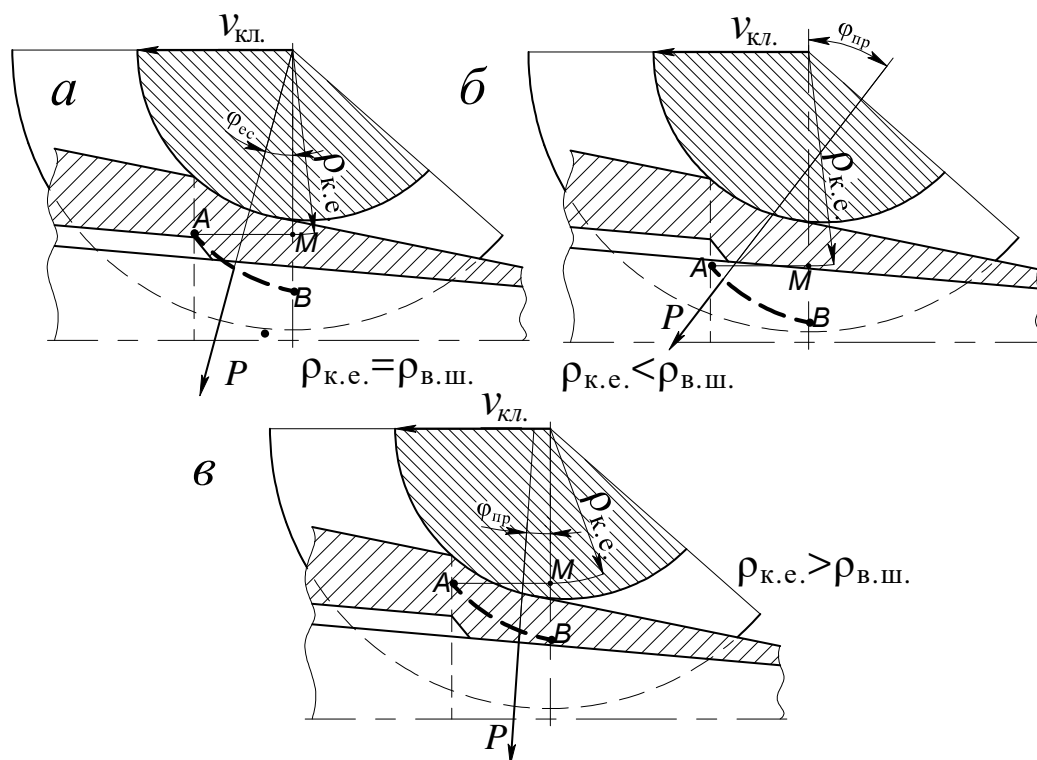


Рисунок 3.8. – Направление равнодействующей давления металла на валки при обратном ходе клетки

Источник: [3].

В источниках [53; 69; 133–137] указаны следующие, возможные для использования, зависимости для определения радиуса начальной окружности ведущей шестерни (рисунок 3.9):

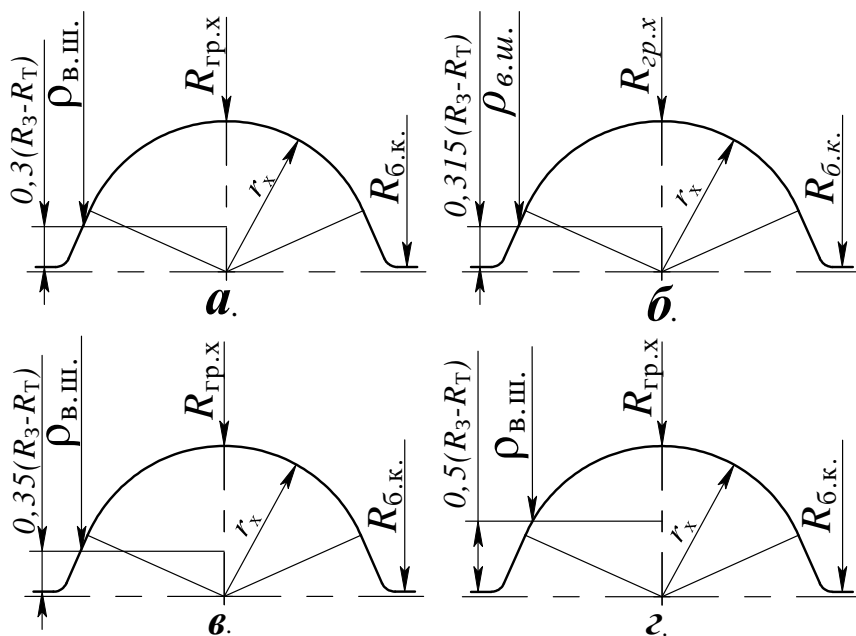
$$\rho_{в.ш.} = D_{б.к.} - \frac{1}{3}(D_3 - D_T), \quad (3.20)$$

$$\rho_{в.ш.} = D_{б.к.} - 0,7(D_3 - D_T)0,45, \quad (3.21)$$

$$\rho_{в.ш.} = D_{б.к.} - 0,7(D_3 - D_T)\frac{1}{2}, \quad (3.22)$$

$$\rho_{в.ш.} = D_{б.к.} - \frac{1}{2}(D_3 - D_T), \quad (3.23)$$

где $\rho_{в.ш.}$ – радиус ведущей шестерни; $D_{б.к.}$ – диаметр бочки калибра; D_3 – диаметр заготовки; D_T – диаметр готовой трубы.



a – положение радиуса начальной окружности ведущей шестерни по формуле (3.20);
б, в, г – по формулам (3.21)–(3.23) соответственно; $R_{гр.х}$ – диаметр гребня калибра в сечении x ; r_x – радиус ручья калибра в сечении

Рисунок 3.9. – Графическая интерпретация нахождения принудительного катающего радиуса по формулам (3.20)–(3.23)

Источник: [27–29].

В прокатных цехах наиболее часто имеются готовые таблицы выбора значения $\rho_{в.ш.}$. Для конкретного прохода выбор одного из имеющихся стандартных значений $\rho_{в.ш.}$ производится по полусумме диаметров трубы-заготовки и готовой трубы. Однако при прокатке маршрутов с переходными (крайними) значениями полусумм и при прокатке нестандартных маршрутов часто наблюдается значительная величина осевых усилий. Так, например, трубы по маршруту $25 \times 2,8 \rightarrow 16 \times 1,6$ мм по инструкции необходимо катать с $\rho_{в.ш.} = 280$ мм, но принудительный катающий радиус при этом лежит выше естественного катающего на всей длине конуса (рисунок 3.10). Кроме того, разница между ними растет вдоль конуса и достигает максимума в пережиге.

Назначая шестерню с начальным диаметром 290 мм (рисунок 3.11), получаем более подходящие условия прокатки с падающей разницей между естественным и принудительным катающими радиусами.

Радиус начальной окружности ведущей шестерни (рисунок 3.12) по методу Ю.Ф. Шевакина [2] связан с рядом расчетов, которые на приводятся.

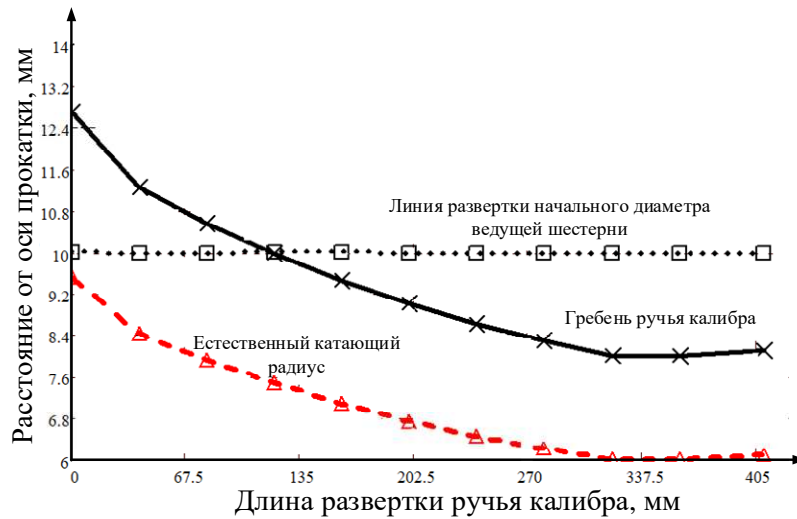


Рисунок 3.10. – Положение катающих радиусов относительно развертки гребня калибра при $\rho_{в.ш} = 280$

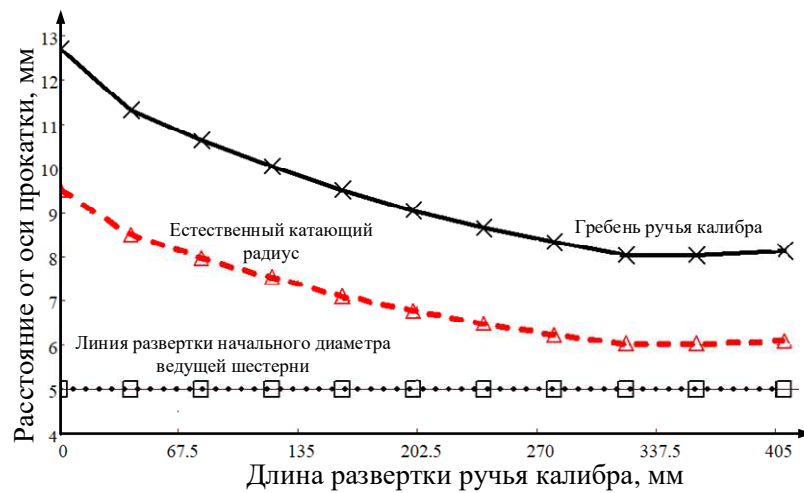


Рисунок 3.11. – Положение катающих радиусов относительно развертки гребня калибра при $\rho_{в.ш} = 290$

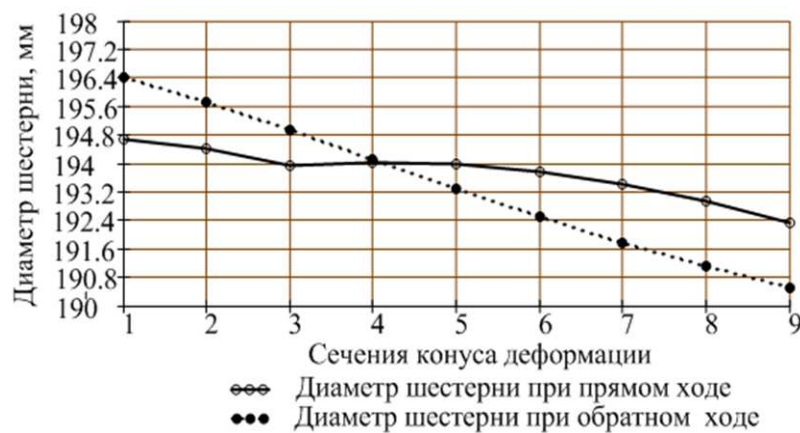


Рисунок 3.12. – Необходимый диаметр ведущей шестерни, диаметр бочки калибра – 211 мм ($26 \times 1,7 \rightarrow 19,05 \times 0,99$ мм, КРВ-25)

На рисунке 3.12 показан результат расчета необходимого радиуса ведущей шестерни по данной методике [2]. На графике представлен ряд значений $\rho_{в.ш}$ отдельно для прямого и обратного ходов клетки при использовании калибра диаметром бочки в 211 мм. Расчет производился для прокатки труб по маршруту $26 \times 1,7 \rightarrow 19,05 \times 0,99$ на стане КРВ-25. В источнике как оптимальное значение $\rho_{в.ш}$ предлагается выбирать усредненное значение из полученных.

Из вышеизложенного становится ясно, что естественный катающий радиус в лучшем случае будет равен начальному радиусу ведущей шестерни только в одном сечении конуса деформации (рисунок 3.13).

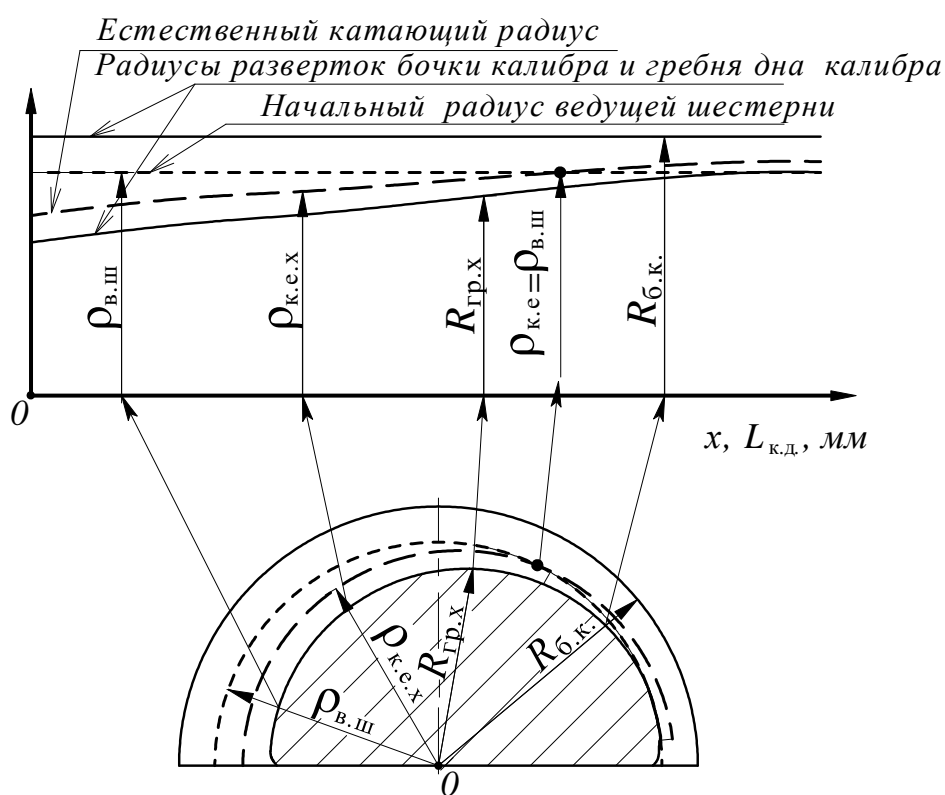


Рисунок 3.13. – Схема распределения вдоль конуса деформации $L_{к.д}$ величин естественного катающего $\rho_{к.е.х}$ и принудительного катающего (начального радиуса ведущей шестерни) $\rho_{в.ш}$ радиусов относительно радиуса бочки калибра $R_{б.к.}$ и радиуса дна калибра $R_{гр.х}$

Действия осевых усилий в станах стандартной конструкции не избежать, их величину можно только оптимизировать (рисунок 3.14).

Одна из возможностей более тонкой оптимизации кинематических условий деформации – изменять не только начальный радиус ведущей шестерни, но и радиус бочки калибра (рисунок 3.15). При этом радиус бочки калибра возможно изменять с шагом в 0,5 или даже в 0,25 мм.

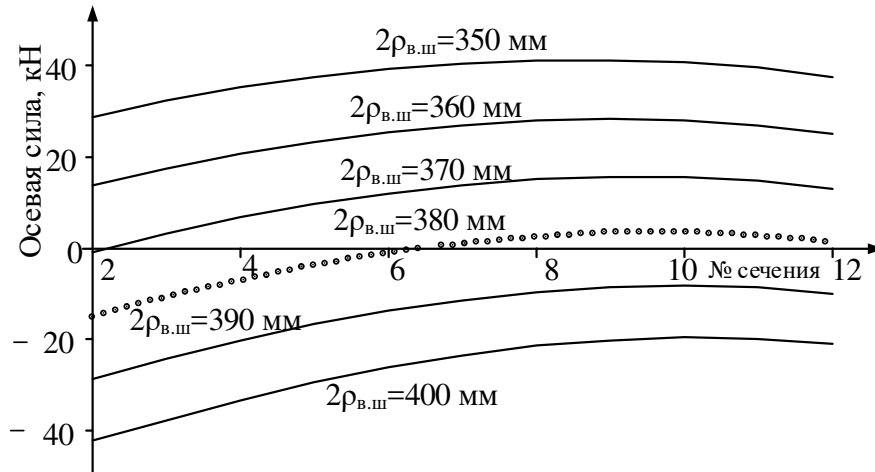


Рисунок 3.14. – Влияние радиуса ведущей шестерни на характер распределения осевых сил вдоль конуса деформации (ХПТ-75, 85×14,5→60×7 мм, сплав Gr 2, $m = 6$ мм)

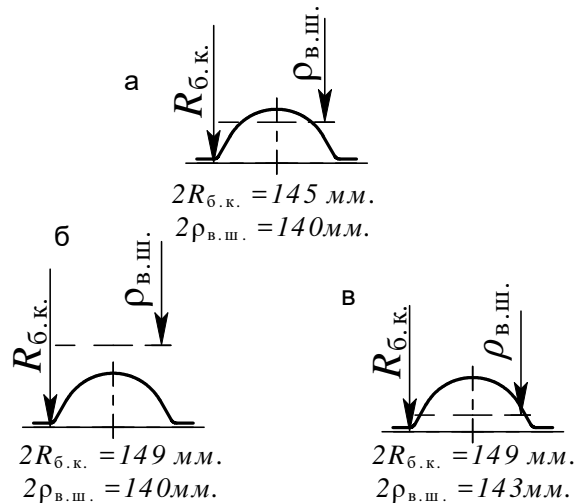


Рисунок 3.15. – Изменение места прохождения принудительно катающего радиуса относительно поперечного сечения ручья калибра при изменении радиуса бочки калибра (а, б) и радиуса ведущей шестерни (б, в) (сечение зоны калибровки, маршрут 8,9×0,75→6, 35×0,44 мм, стан КРВ-25)

Для такого случая фирма «Маннесман Demag Meер» имеет методику расчетов параметров ведущей шестерни и калибра (метод SKW) в зависимости от коэффициента скольжения:

$$F_{SL} = \frac{D_W - D_R}{(D_L + D_F)0,45}, \quad (3.24)$$

где F_{SL} – коэффициент скольжения, %; D_W – диаметр бочки калибра, мм; D_R – начальный диаметр шестерни, мм; D_L – внешний диаметр трубы-заготовки, мм; D_F – внешний диаметр готовой трубы, мм.

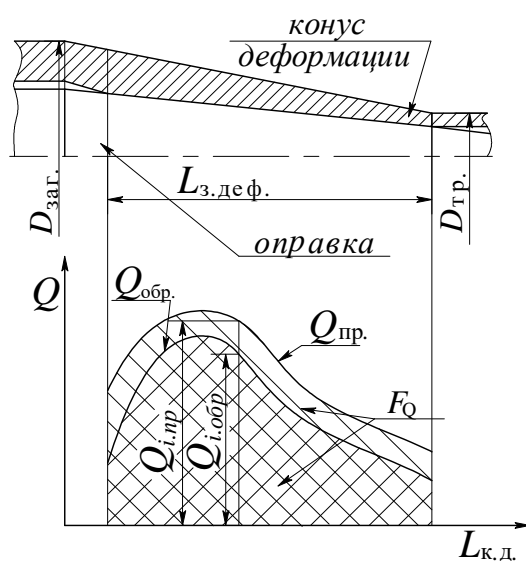
В методе SKW коэффициент скольжения должен принимать значения в диапазоне от 0,7 до 0,9.

В целом, большинство формул для определения величины принудительного катающего радиуса (т.е. начальной окружности ведущей шестерни) сводятся к виду [55; 128–132]

$$\rho_{в.ш.} = D_{б.к.} - k(D_3 - D_T), \quad (3.25)$$

где $\rho_{в.ш.}$ – радиус ведущей шестерни; $D_{б.в.}$ – диаметр бочки валка; D_3 – диаметр заготовки; D_T – диаметр готовой трубы; k – эмпирический коэффициент, принимающий значения от 0,35 до 0,5 (по разным источникам).

Авторы работ [128–132] представили свой метод расчета рационального соотношения принудительного катающего радиуса калибра и радиуса бочки валков станов холодной прокатки труб, основанный на глубоком анализе осевых усилий (рисунок 3.16), определяемых на основе всех основных параметров процесса (метод минимума работ).



$Q_{i,пр.}$ и $Q_{i,обр.}$ – значение осевых сил в контрольных точках при прямом и обратном движениях клетки; $L_{к.д.}$ – длина конуса деформации

Рисунок 3.16. – Распределение значений осевой силы вдоль конуса деформации стана холодной пильгерной прокатки труб

Данный метод назван интегральным. В нем кинематические условия деформации оптимизируют подбором величины диаметра бочки калибра (или ведущей шестерни) с последующим контролем суммы площадей трапеций, образованных функциями распределения осевых сил в сечениях конуса деформации:

$$F_Q = \left| \int_0^{L_{к.д}} Q_{i.пр} dl \right| + \left| \int_0^{L_{к.д}} Q_{i.обр} dl \right|, \quad (3.26)$$

где $L_{к.д}$ – длина конуса деформации; $Q_{i.пр}$, $Q_{i.обр}$ – значения осевых сил при прямом и обратном ходах клетки в контрольных точках конуса деформации.

Интегральный метод состоит из следующих основных шагов [128–132] (рисунок 3.17):

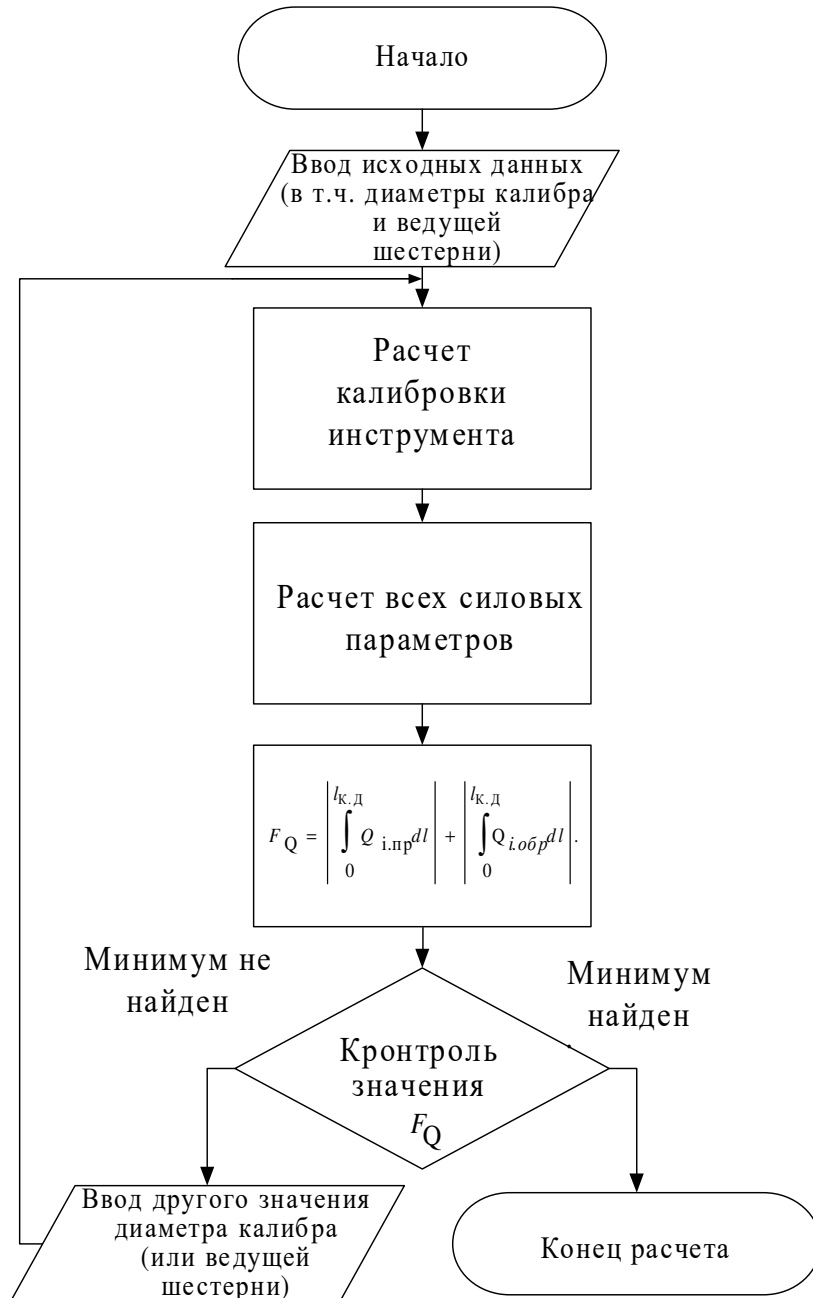


Рисунок 3. 17. – Алгоритм ведения расчета рационального соотношения катающего радиуса и радиуса бочки вала станов холодной пильгерной валковой прокатки труб интегральным методом

- рассчитываем калибровку рабочего инструмента, все деформационные параметры, изменения механических свойств металла и, как результат, распределение осевых сил вдоль конуса деформации при прямом и обратном ходах в контрольных сечениях рабочего конуса;
- находим (для прямого и обратного ходов) площадь криволинейных трапеций, образованных функциями значений осевых сил;
- суммируем модули значений вышеупомянутых площадей (далее – сумма площадей);
- меняя радиус валков, находим минимум значений величин площадей вышеуказанных криволинейных трапеций.

Интегральный метод оптимизации кинематических условий деформации опробован и неоднократно использовался в ходе прокатки промышленных партий труб из титановых сплавов.

Для примера рассмотрим расчет рационального радиуса валка стана КРВ-25 при прокатке трубы по маршруту $26 \times 1,7 \rightarrow 19,05 \times 0,99$ мм при использовании шестерни с начальным диаметром 196 мм. При моделировании процесса выбрана коническая оправка с конусностью 0,015, распределение толщины стенки вдоль конуса деформации – согласно сплайну Безье.

Длина зоны редуцирования – 50 мм, зоны предотделки – 20 мм. Общая длина развертки ручья калибров – 370 мм (70 мм длина зоны калибровки и обратного конуса в сумме).

На рисунке 3.18 показано распределение значений диаметра калибра вдоль конуса деформации. Для анализа были выбраны следующие значения диаметров бочки валка: 209, 210, 211, 212, 213 мм.

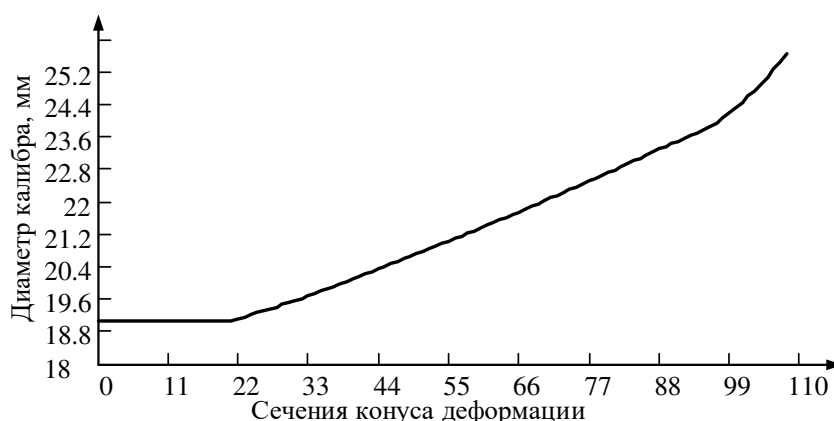


Рисунок 3.18. – Схема распределения диаметра калибра вдоль конуса деформации стана КРВ-25 при прокатке трубы по маршруту $26 \times 1,7 \rightarrow 19,05 \times 0,99$ мм

Как значения суммы площадей, так и значения максимальных осевых сил уменьшаются при изменении диаметра шестерни от 209 до 211 мм. При дальнейшем изменении диаметров от 211 до 213 мм наблюдается рост вышеупомянутых значений. Рациональные значения диаметра шестерни – 211 мм. В таблице 3.1 приведены результаты расчетов максимального значения осевой силы при прямом и обратном ходах, а также суммы площадей.

Таблица 3.1 – Результаты расчета оптимального диаметра бочки калибра для прокатки трубы из сплава Gr-2, маршруту 26×1,7→19,05×0,99, стан КРВ-25

Диаметр калибра, мм	Коэффициент скольжения (метод SKW)	Осевые усилия при прямом ходе, кН*	Осевые усилия при обратном ходе, кН*	$F_{\text{общ}} \times 10^3$
209	0,6413	11,5	10,4	9
210	0,6906	6,7	7,8	3,9
211	0,7399	5,97	5,2	2,6
212	0,7892	8,8	4,6	4,8
213	0,8386	12,26	5,46	9,3

Примечание. * модуль значения.

На рисунке 3.19 показаны графики распределения осевых сил (для прямого и обратного ходов) для диаметра калибра 211 и 212 мм.

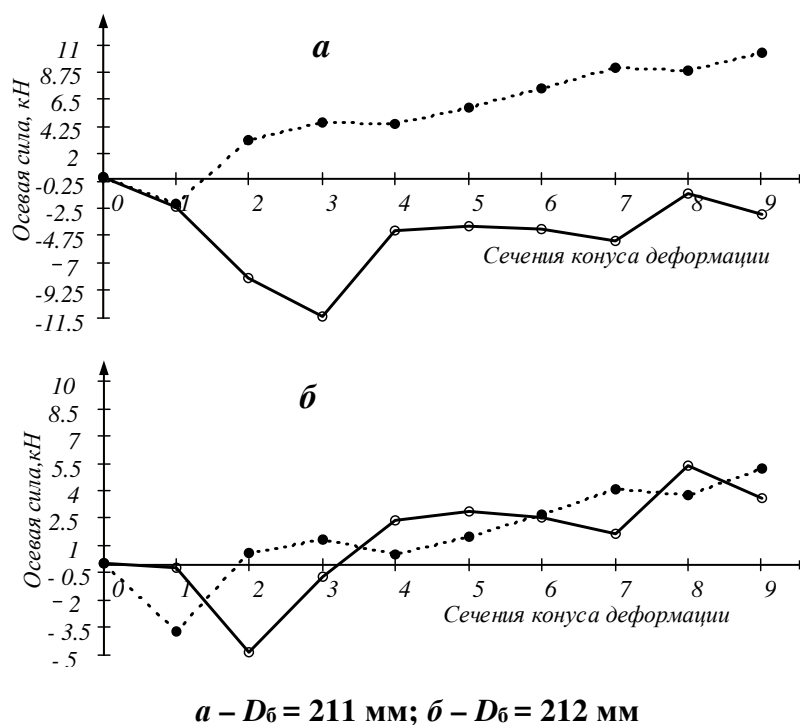


Рисунок 3.19. – Распределение осевых сил вдоль конуса деформации (маршрут 26×1,7→9,05×0,99 мм, стан КРВ-25)

Согласно графикам, минимум сил при прямом ходе наблюдается при выборе калибра диаметром 211 мм, при обратном – 212 мм.

После анализа общей интенсивности распределения нагрузок по величине площадей графиков сил можно утверждать, что наиболее рациональным является выбор калибра с диаметром в 211 мм (см. таблицу 3.1, рисунок 3.20).

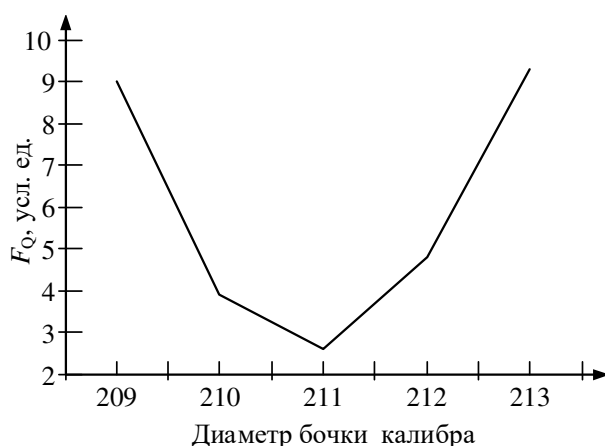


Рисунок 3.20. – Зависимость величины суммы модулей площадей криволинейных трапеций от диаметра калибра (2_{р.в.ш.}= 196 мм, маршрут 26×1,7→19,05×0,99 мм, КРВ-25)

Применение интегрального метода в заводских условиях и результаты расчетов величины начального диаметра ведущей шестерни показывают, что для создания оптимальных кинематических условий деформации коэффициент k в формуле (3.25) должен принимать значения, иногда незначительно выходящие за границы диапазона 0,35...0,50. При этом коэффициент скольжения по методу SKW (см. таблицу 3.1) изменяется в значительных пределах. Но предложенный метод всегда дает оптимальные результаты.

Для дальнейших экспериментальных исследований (в заводских условиях на стане КРВ-25) избран маршрут 20×2,6→14,12×1,67 мм (сплав ТІЗАL2.5V, начальный диаметр ведущей шестерни 196 мм). В ходе расчетов калибровки через малое значение обжатия по внутреннему диаметру трубы выбрана коническая оправка с конусностью 0,01. Распределение толщины стенки вдоль конуса деформации – сплайн Безье (рисунок 3.21). На рисунке 3.22 показана разбивка зон конуса деформации.

Результаты моделирования влияния диаметра шестерни на параметры процесса приведены в таблице 3.2 и на графиках (рисунок 3.23). При моделировании диаметры шестерен менялись с 207 до 211 мм с шагом в 1 мм.

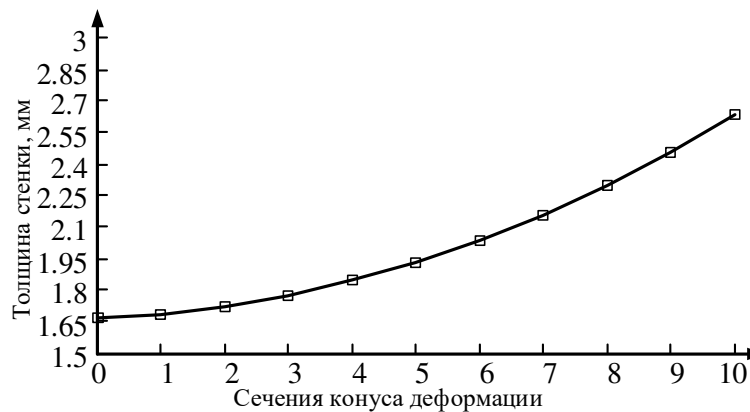


Рисунок 3.21. – Распределение толщины стенки при прокатке трубы (маршрут 20×2,6→14,12×1,67 мм, стан КРВ-25, сплав ТІЗАL2.5V, начальный диаметр ведущей шестерни 196 мм)

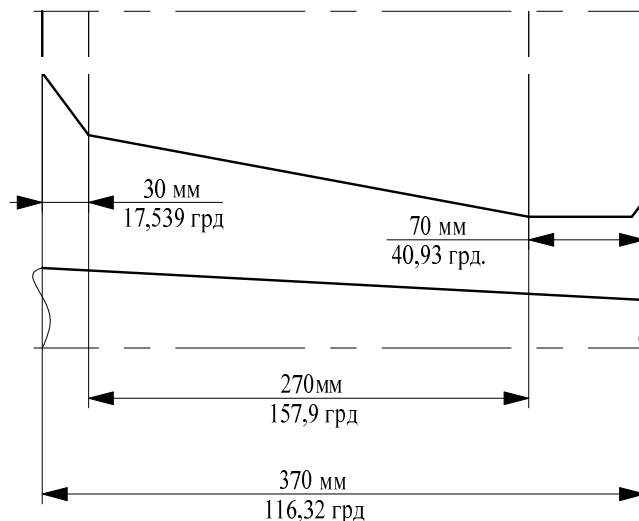


Рисунок 3.22. – Разбивка конуса деформации (маршрут 20×2,6→14,12×1,67 мм, КРВ-25, сплав ТІЗАL2.5V, начальный диаметр ведущей шестерни 196 мм)

Таблица 3.2. – Результаты расчетов осевой силы при прямом и обратном ходах, а также суммы площадей для разных диаметров бочки вала при прокатке трубы, маршрут 20×2,6→14,12×1,67, стан КРВ-25, сплав ТІЗАL2.5V

Диаметр калибра, мм	Максимальные осевые силы, кН*	Сумма площадей, усл. ед.
207	5,9	5,3
208	5,56	3,2
209	3,04	2,5
210	7,2	8,6
211	12,4	12,5

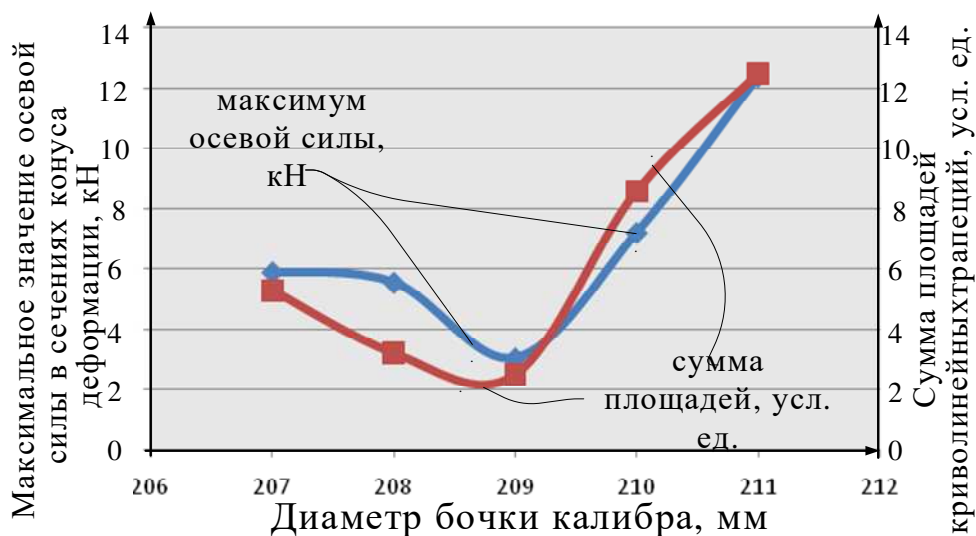


Рисунок 3.23. – Зависимость величины суммы модулей площадей криволинейных трапеций (образованных функциями изменения осевых сил) от диаметра калибра при использовании ведущей шестерни диаметром 196 мм (маршрут 20×2,6→14,12×1,67 мм, КРВ-25, сплав ТІЗАL2.5V)

При изменении диаметра шестерни с 207 до 209 мм сумма площадей уменьшилась с 5,3 до 2,5. При этом максимум осевой силы тоже упал с 5,9 до 3,04 кН.

Дальнейшее изменение диаметра ведущей шестерни с 209 мм до 211 мм дало увеличение суммы площадей с 2,5 до 12,5. Аналогичным образом вела себя и максимальная осевая сила, ее значения повысились с 3,04 до 12,4 кН.

По результатам расчетов выбран диаметр бочки вала 209 мм. Результаты экспериментальной прокатки показали работоспособность интегрального метода и достоверность предположений. Прокатка велась ровно, без видимых осевых сил, отсутствовало налипание металла на инструмент.

Далее приведено сравнение результатов расчетов интегральным методом с результатами расчетов по методу SKW. Для этого представим формулу (3.25) в следующем виде:

$$D_{б.к.} = \rho_{в.ш.} + K(D_3 + D_T), \quad (3.27)$$

где $\rho_{в.ш.}$ – радиус ведущей шестерни; D_3 – диаметр заготовки; D_T – диаметр готовой трубы; K – коэффициент ($K = 0,405 \dots 0,315$).

Тогда

$$D_{бв} = \rho_{в.ш.} + 0,383(D_3 + D_T). \quad (3.28)$$

При расчетах методом SKW получаем значения диаметров валков от 206,75 до 209,82 мм. При этом рациональным является диаметр вала

209 мм (т.е. значение, более близкое к максимальному). В случае прокатки (маршрут 26×1,7→19,05×0,99 мм, КРВ-25, диаметр ведущей шестерни 196 мм) формула (3.25) приобретает вид

$$D_{\text{б.в.}} = \rho_{\text{в.ш.}} + 0,334(D_3 + D_T). \quad (3.29)$$

Расчеты по методу SKW дают значения диаметров валков от 210,19 до 214,25 мм. Оптимальное значение диаметра – 211 мм (т.е. среднее).

Интересные результаты дает исследование параметров маршрутов с повышенными обжатиями, например, стан КРВ-25, маршрут 34×3,2→16,1×1,55 мм (сплав ТІЗАL2.5V, начальный диаметр ведущей шестерни 189 мм). В ходе расчетов калибровки избрана оправка с криволинейной образующей внешней поверхности.

Величина начальной конусности оправки (рисунок 3.24), исходя из условий получения трубы большей точности по геометрическим параметрам, – 0,05. Степень крутизны оправки – 2,5 (выбрана из необходимости более благоприятного распределения обжатия по диаметру).

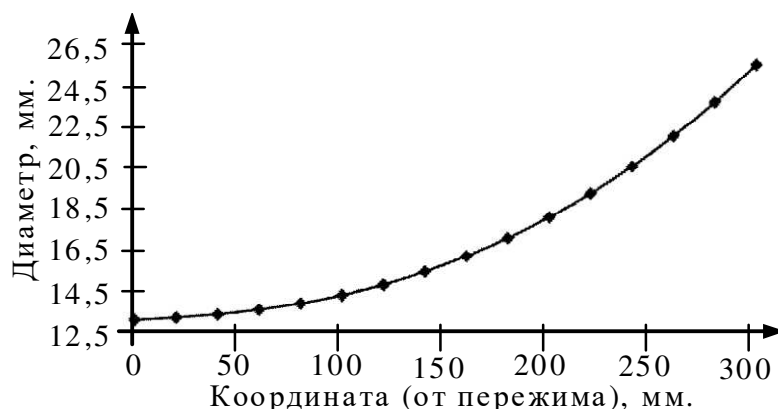


Рисунок 3.24. – Диаметры оправки стана КРВ-25 (маршрут 34×3,2→16,1×1,55 мм, сплав ТІЗАL2.5V)

Результаты моделирования влияния диаметра шестерни на контролируемые параметры приведены в таблице 3.3 и на графиках на рисунке 3.25. При моделировании диаметры шестерен менялись с 205 до 209 мм с шагом в 1 мм.

Расчеты по методу SKW дают значение диаметров валков от 204,8 до 209,3 мм.

Изменение диаметра шестерни с 205 до 209 мм показало увеличение суммы площадей с 43,73 до 82,3 усл. ед. Максимальные осевые усилия вели себя аналогично. В итоге рациональным диаметром признан диаметр в 205 мм (т.е. минимальное значение).

В этом случае формула (3.25) приобретает вид

$$D_{б.в.} = \rho_{в.ш.} + 0,32(D_3 + D_T). \quad (3.30)$$

Таблица 3.3. – Результаты расчетов осевой силы при прямом и обратном ходах, а также суммы площадей для разных диаметров бочки валка при прокатке трубы, маршрут 34×3,2→16,1×1,55 мм, стан КРВ-25

Диаметр калибра, мм	Максимальная осевая сила, кН	Сумма площадей, усл. ед.
205	55,5	43,73
206	64,3	46,2
207	73,1	51,9
208	81,2	72,9
209	91,1	82,3

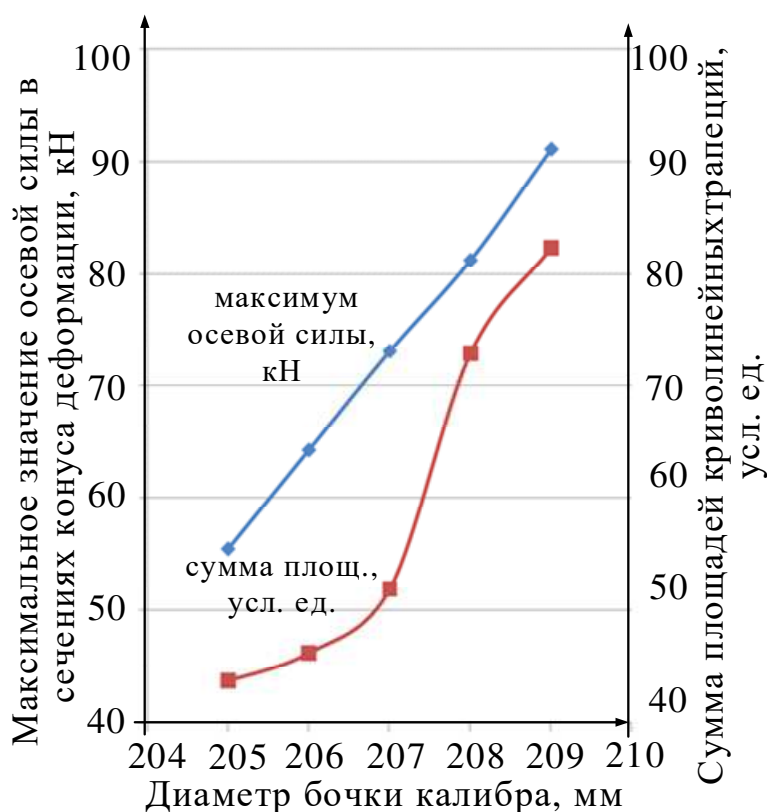


Рисунок 3.25. – Зависимость величины суммы модулей площадей криволинейных трапеций от диаметра калибра при использовании ведущей шестерни диаметром 189 мм (маршрут 34×3,2→16,1×1,55 мм, КРВ-25)

Следующий анализируемый случай – прокатка труб по маршруту 31×2,1→25,5×0,79 мм (ведущая шестерня диаметром 189 мм).

При изменении диаметра валков от 208 до 210 мм (таблица 3.4, рисунок 3.26) как осевые усилия, так и сумма площадей падают (осевая сила с 17,9 до 5,729 кН, сумма площадей – с 11,8 до 4,3). Далее, при

изменении величины диаметра до 211 мм, значения возрастают (осевая сила до 10,72 кН, сумма площадей до 10,8 усл. ед.).

Таблица 3.4. – Результаты расчетов осевой силы при прямом и обратном ходах, а также суммы площадей для разных диаметров бочки валка при прокатке трубы маршрутом 31x2,1→25,5x0,79 мм на стане КРВ-25

Диаметр калибра, мм	Максимальная осевая сила, кН	Сумма площадей, усл. ед.
208	17,9	11,8
209	14,53	5,95
210	5,729	4,3
211	10,72	10,8

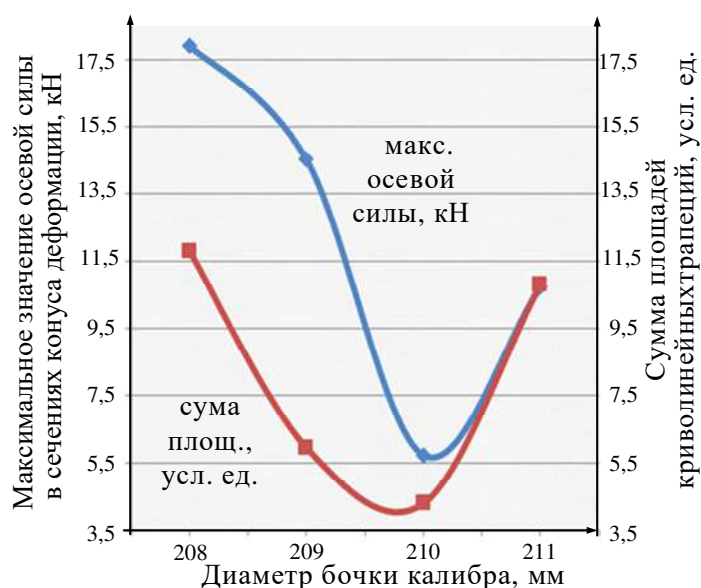


Рисунок 3.26. – Зависимость величины суммы модулей площадей криволинейных трапеций (образованных функциями изменения осевых сил) от диаметра калибра при использовании ведущей шестерни диаметром 189 мм (маршрут 31x2,1→25,5x0,79 мм, КРВ-25)

В этом случае формула (3.25) приобретает вид:

$$D_{б.в.} = \rho_{в.ш} + 0,367(D_3 + D_T). \quad (3.31)$$

Метод SKW дает значение диаметров валков от 206,8 мм до 211,9 мм. Рациональный диаметр – 210 мм (т.е. значение между средним и максимальным).

Анализируя формулы (3.31)–(3.36) можно сделать вывод об универсальности рассмотренного метода определения оптимальной величины диаметра калибра. В одних случаях оптимальным является среднее значение из диапазона диаметров, рассчитанных методом SKW (20x2,6→14,12x1,67 мм,

абсолютное обжатие 54%), в других – минимальное ($34 \times 3,2 \rightarrow 16,1 \times 1,55$ мм, абсолютное обжатие 77,1%) или значение, близкое к максимальному. Данный метод позволяет учесть большинство параметров прокатки при выборе рационального соотношения диаметра вала и принудительного катающего радиуса станов холодной пильгерной валковой прокатки труб.

Используя описанный метод, возможно создать наиболее благоприятные кинематические условия деформации вдоль всего конуса деформации станов холодной пильгерной валковой прокатки труб. Данный метод был применен при расчете ряда калибровок для прокатки труб из титановых сплавов на стане КРВ-25. Ряд прокаток промышленных партий труб в заводских условиях на валках, радиус бочки которых определяли интегральным методом, показал, что процесс прокатки протекал без видимых влияний осевых сил.

3.3 Оптимизация кинематических условий деформации в станах с приводом движения клетки через рычажную систему

Сегодня широко используются два типа станов холодной пильгерной прокатки с приводом движения клетки через рычажную систему: станы холодной пильгерной валковой прокатки (ХПТ) и станы холодной пильгерной роликовой прокатки (ХПТР). Подвижная клетка обоих типов станов приводится в движение кривошипно-шатунным механизмом. Валки станов, в которых используется процесс ХПТ, вращаются ведущими шестернями, катающимися по зубчатой рейке. Кинематические условия в данном процессе деформации задаются величинами диаметров ведущих шестерен и бочки калибра.

Клетки станов типа ХПТР имеют две части, которые двигаются относительно друг друга: корпус (приводится в движение кривошипно-шатунным механизмом) и сепаратор (приводится в движение кулисным механизмом) [138; 139]. Здесь кинематические условия деформации задаются диаметрами цапф роликов (в общем случае), диаметром бочки ролика и параметрами настройки кулисного механизма [138; 140].

За последние годы появились станы холодной прокатки труб типа ХПТР-380-8, ХПТ-450 и др. [141–146]. В конструкции этих станов используется кулисный механизм. Эти станы позволяют вести процесс прокатки с переменной величиной принудительного катающего радиуса вдоль конуса деформации [142–146]. Переменная величина принудительного катающего радиуса позволяет нивелировать осевые усилия, если он будет равен рациональному катающему радиусу во всех сечениях вдоль конуса деформации.

На рисунке 3.27 показана схема кулисного механизма стана ХПТР.

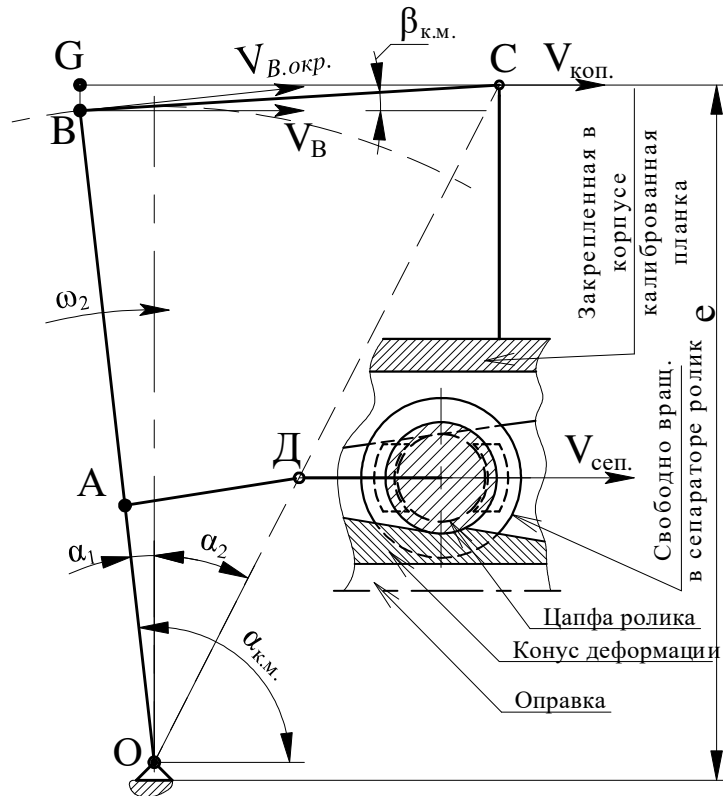


Рисунок 3.27. – Рычажная система стана ХПТР

Источник: [162; 163].

Согласно рисунку, система представляет собой дезаксиальный кривошипно-шатунный механизм. Для него справедливо [147–150]

$$V_{\text{корп}} = \frac{OB \cdot \omega_2 \cdot \sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}{\cos \beta_{\text{к.м.}}}, \quad (3.32)$$

где OB – общая длина кулисы; ω_2 – окружная скорость кулисы; $\alpha_{\text{к.м.}}$ – переменный угол между горизонталью и кулисой; $\beta_{\text{к.м.}}$ – переменный угол между верхней тягой и горизонталью.

Скорость поступательного движения роликов при прокатке зависит от скорости движения рабочей клетки и отношения величины катающего радиуса к радиусу цапф [138; 140; 151; 152]:

$$V_{\text{рол}} = \frac{V_{\text{корп}}}{1 + \frac{R_{\text{ц}}}{\rho_{\text{к}}}}, \quad (3.33)$$

где $R_{\text{ц}}$ – радиус цапф ролика; $\rho_{\text{к}}$ – катающий радиус.

Как правило, станы ХПТР имеют постоянную величину одного из размеров рычага OB (или OA , или AB). Настройка рычага определяется по формуле

$$OA = \frac{OB}{\frac{R_{\text{ц}}}{\rho_{\text{к}}} + 1}. \quad (3.34)$$

Для станов типа ХПТР необходимый для нормального ведения процесса катающий радиус («естественный») в любом произвольном сечении конуса деформации x можно определить по упрощенной формуле

$$\rho_{\text{к.х.}} = R_i - kR_{\text{д.к.}}, \quad (3.35)$$

где $k = 0,14-0,17$ [138; 153]; R_i – идеальный радиус ролика; $R_{\text{д.к.}}$ – радиус дна ручья ролика.

Длина плеча BC , а также плеча OC регулируется исходя из подобия треугольников OBC и OAD с целью сохранения постоянства скоростей корпуса и сепаратора. Между скоростями движения сепаратора и движения корпуса, катающим радиусом и радиусом цапф существует зависимость [138; 153]

$$\frac{\rho_{\text{к.х.}}}{\rho_{\text{к.х.}} + R_{\text{ц}}} = \frac{V_{\text{сеп.}}}{V_{\text{корп.}}} \quad (3.36)$$

Значение угла $\beta_{\text{к.м.}}$ можно найти из схемы, представленной на рисунке 3.27 [154–156]:

$$\sin \beta_{\text{к.м.}} = \frac{BG}{BC}, \quad (3.37)$$

$$BG = e - OB \cos \alpha_1. \quad (3.38)$$

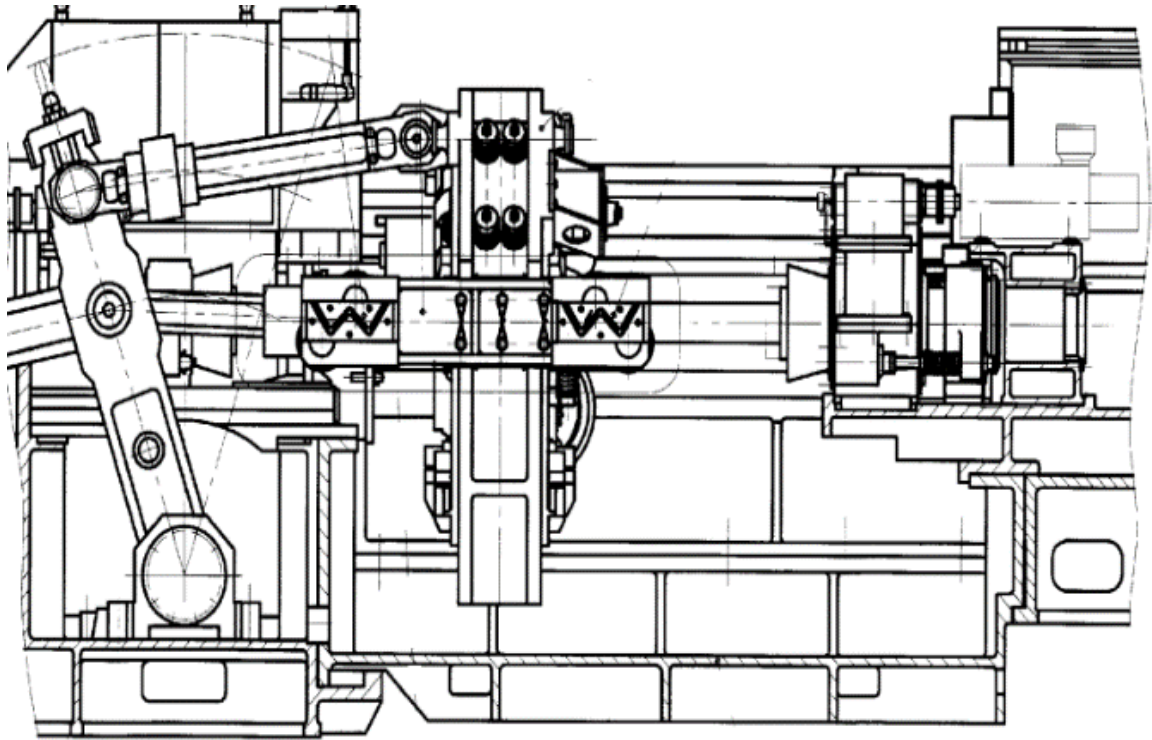
Эксцентриситет кулисного механизма [157–161] (эта величина является неизменной вдоль всего конуса деформации, но зависит от величины настройки плеча OC) можно найти (см. рисунок 3.27) как

$$e = OC \cos \alpha_2. \quad (3.39)$$

Угол $\beta_{\text{к.м.}}$ [94; 159]

$$\beta_{\text{к.м.}} = \arcsin \left(\frac{e - OB \cos \alpha_1}{BC} \right). \quad (3.40)$$

В настоящее время появились ряд станов ХПТ, в поводе клетки которых используется рычажная система (рисунок 3.28).



**Рисунок 3.28. – Клеть стана ХПТ,
в поводе клетки которой используется рычажная система**

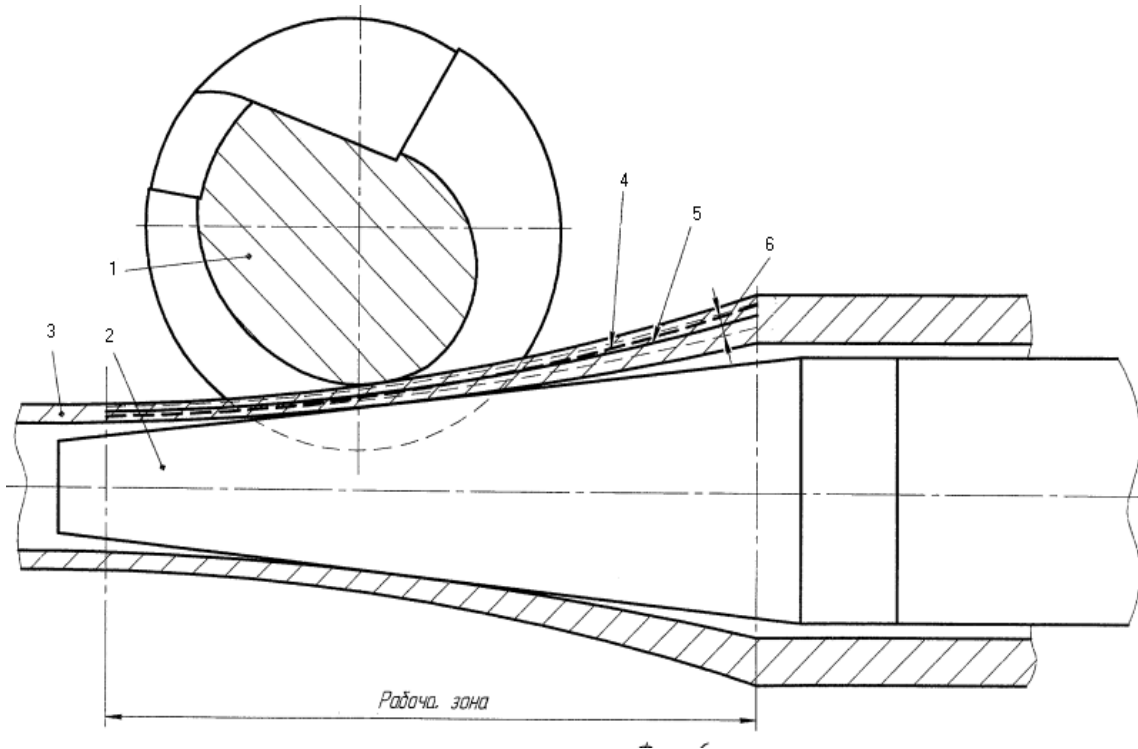
Источник: [141–146].

Такое выполнение конструкции повода клетки позволяет добиться необходимого изменения катающего радиуса вдоль конуса деформации (рисунок 3.29). Однако метода, который позволяет точно определить величину изменения катающего радиуса вдоль конуса деформации, нет.

Из вышеизложенного можно сделать вывод, что несогласование настройки плеч *OC* и *BC* приводит к несогласованию скоростей движения сепаратора и корпуса. Характер влияния данного несогласования на изменения величины принудительного катающего радиуса вдоль конуса деформации исследован недостаточно.

Учитывая, что конструкция клетки станов холодной пильгерной прокатки с использованием кулисного механизма находит свое дальнейшее развитие, как такая, которая создает необходимое распределение кинематических условий деформации вдоль конуса деформации станов холодной пильгерной валковой прокатки труб. Решение данного вопроса является актуальным.

Цель данной части работы – теоретическое исследование влияния настройки рычажной системы станов ХПТР на изменение катающего радиуса.



1 – валок; 2 – оправки; 3 – конус деформации; 4, 5 – катающие радиусы; 6 – отклонение катающего радиуса от расчетного

Рисунок 3.29. – Распределение катающего радиуса вдоль конуса деформации стана ХПТ, в повороте клетки которого используется рычажная система деформации

Источник: [142–146].

Для определения зависимости изменения величины катающего радиуса от величины плеча OC представим формулу (3.32) в виде [162; 163]:

$$\omega_2 = \frac{V_{\text{корп}} \cos \beta_{\text{к.м.}}}{OB \cdot \sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})} \quad (3.41)$$

где $V_{\text{корп}}$ – скорость движения корпуса; $\beta_{\text{к.м.}}$ – угол наклона плеча BP рычажной системы к горизонтали; $\alpha_{\text{к.м.}}$ – угол наклона плеча OB (кулиса рычажной системы) к горизонтали.

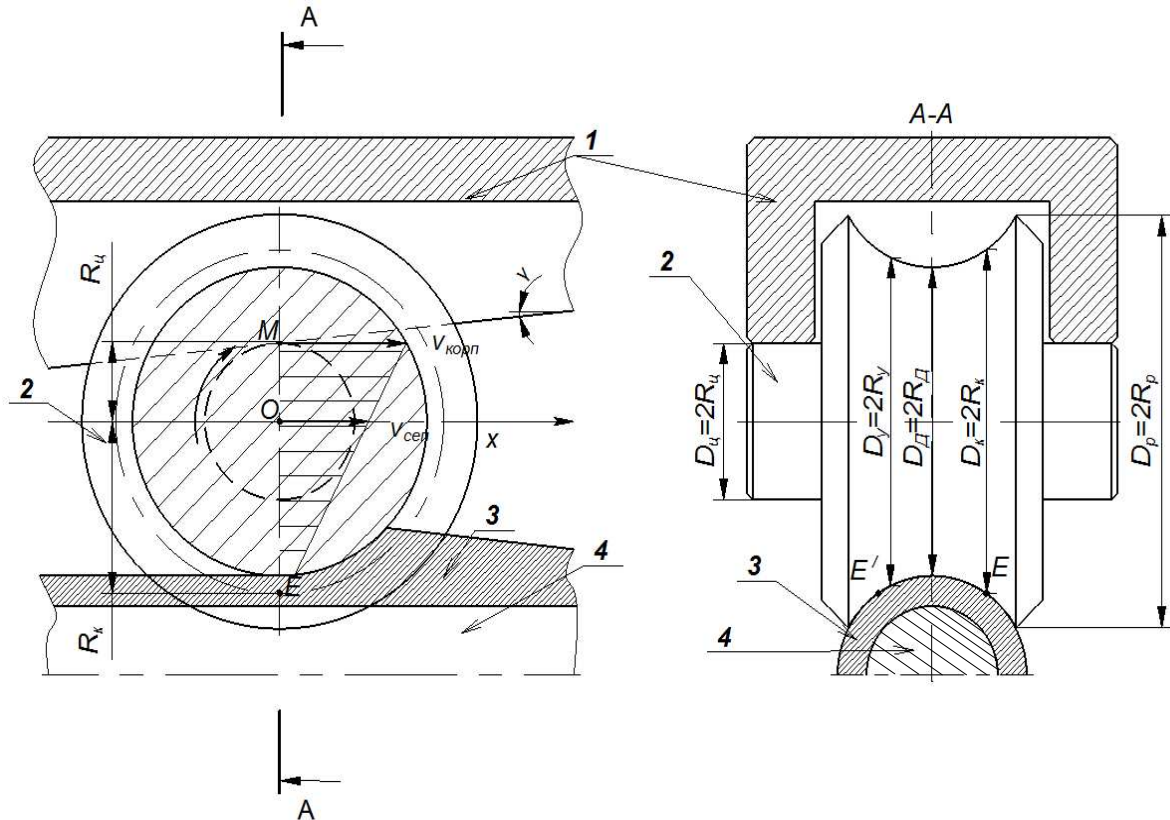
Согласно рисунку 3.30, окружная скорость точки A кулисы [162; 163]

$$V_{\text{А.окр.}} = OA \cdot \omega_2, \quad (3.42)$$

где ω_2 – окружная скорость движения кулисы (OB).

Объединяя (3.41) и (3.42), получим [189; 190]:

$$V_{\text{А.окр.}} = OA \cdot \frac{V_{\text{корп}} \cos \beta_{\text{к.м.}}}{OB \cdot \sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})} \quad (3.43)$$



1 – планка; 2 – ролик; 3 – металл трубы; 4 – оправка;
 D_u – диаметр цапф; R_u – радиус цапф; D_k – катающий диаметр;
 $R_k = r_k$ – катающий радиус; D_p – диаметр ролика по бочке;
 R_p – радиус ролика по бочке

Рисунок 3.30. – Кинематика рабочего ролика стана ХПТР

Источник: [9].

Проанализировав рисунок 3.30, можно сделать следующий вывод [162; 163]:

$$V_{\text{cep}} = V_{\text{А.окр}} \cdot \cos \alpha_1. \quad (3.44)$$

Объединяя (3.43) и (3.44), получим [162; 163]:

$$V_{\text{cep}} = \frac{OA \cdot V_{\text{корп}} \cdot \cos \beta_{\text{к.м.}} \cdot \cos \alpha_1}{OB \cdot \sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}. \quad (3.45)$$

Для упрощения формулы вводим в (3.44) переменную $K_{\text{пер}} = \frac{\cos \beta_{\text{к.м.}} \cdot \cos \alpha_1}{\sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}$.

Тогда (3.44) принимает вид [189; 190]:

$$V_{\text{cep}} = \frac{OA}{OB} V_{\text{корп}} K_{\text{пер}}. \quad (3.45)$$

где
$$K_{\text{пер}} = \frac{\cos \beta_{\text{к.м.}} \cdot \cos \alpha_1}{\sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}$$

Таким образом, величина плеча OC будет учитываться через величину угла $\beta_{\text{к.м.}}$. По сути, мы отслеживаем влияние несогласования величин углов $\alpha_{\text{к.м.}}$ и $\beta_{\text{к.м.}}$ на величину принудительного катающего радиуса, который и задает необходимые кинематические условия деформации в станах холодной пильгерной валковой прокатки.

Введем в формулу (3.45) величину катающего радиуса, представив (3.33) в следующем виде [162; 163]:

$$\rho_{\text{к.х.}} V_{\text{корп}} = V_{\text{сеп}} \rho_{\text{к.х.}} + V_{\text{сеп}} R_{\text{ц}}, \quad (3.46)$$

$$\rho_{\text{к.х.}} (V_{\text{корп}} - V_{\text{сеп}}) = V_{\text{сеп}} R_{\text{ц}}, \quad (3.47)$$

$$\rho_{\text{к.х.}} = \frac{V_{\text{сеп}} R_{\text{ц}}}{(V_{\text{корп}} - V_{\text{сеп}})}. \quad (3.48)$$

Подставляем (3.45) в (3.48), получаем закономерность, описывающую изменение величины катающего радиуса в зависимости от параметров кулисного механизма стана ХПТР:

$$\rho_{\text{к.х.}} = \frac{\frac{OA}{OB} V_{\text{корп}} K_{\text{пер}} R_{\text{ц}}}{\left(V_{\text{корп}} - \frac{OA}{OB} V_{\text{корп}} K_{\text{пер}} \right)}, \quad (3.49)$$

где
$$K_{\text{пер}} = \frac{\cos \beta_{\text{к.м.}} \cdot \cos \alpha_1}{\sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}$$

После ряда изменений (3.49) предлагается к использованию в виде [189; 190]

$$\rho_{\text{к.х.}} = \frac{OA \cdot K_{\text{пер}} R_{\text{ц}}}{(OB - OA \cdot K_{\text{пер}})}, \quad (3.50)$$

где
$$K_{\text{пер}} = \frac{\cos \beta_{\text{к.м.}} \cdot \cos \alpha_1}{\sin(\alpha_{\text{к.м.}} + \beta_{\text{к.м.}})}; \beta_{\text{к.м.}} = \arcsin\left(\frac{e - OB \cos \alpha_1}{BC}\right); e = OC \cos \alpha_2.$$

Далее приведены результаты расчетов того, как изменение величины плеча OC влияет на распределение катающего радиуса вдоль конуса деформации. Для примера выбран маршрут прокатки трубы $23 \times 1,8 \rightarrow 21 \times 1,2$ мм (стан ХПТР 15-30). Для ведения расчетов была создана программа, результаты работы которой представлены на рисунке 3.31.

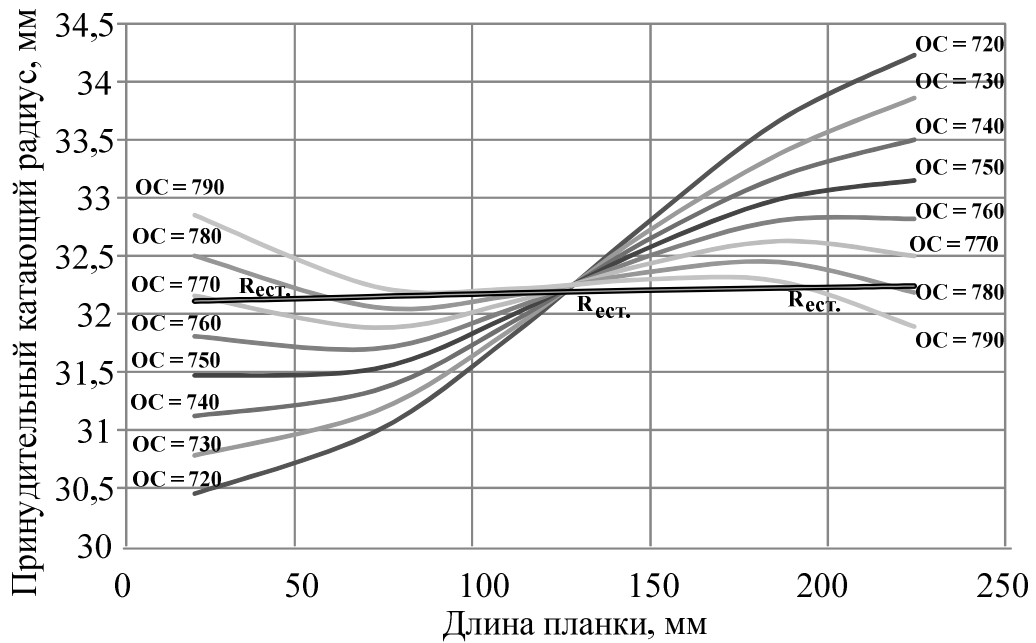


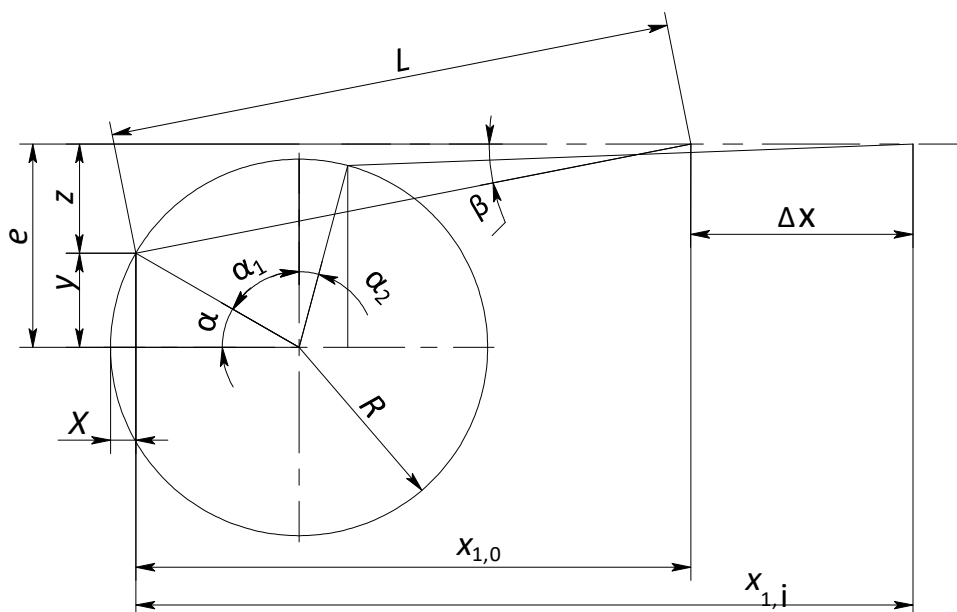
Рисунок 3.31. – Изменение величины принудительного катающего радиуса вдоль зоны обжатия конуса деформации в зависимости от изменения величины плеча OC (маршрут $23 \times 1,8 \rightarrow 21 \times 1,2$, стан ХПТР 15-30)

Из графика (см. рисунок 3.31) видно, что для данного прохода наиболее благоприятная настройка плеча OC – настройка с длиной плеча в 780 мм (проверено на практике в заводских условиях). Дальнейший анализ графиков показывает, что величина принудительного катающего радиуса вдоль конуса деформации изменяется. Характер изменения зависит в т.ч. и от величины плеча OC . Изменение величины этого плеча приводит к несогласованию величин изменения углов α и β (рисунок 3.32), а значит, к тому, что «серьга» AD перестает быть параллельной тяге BC (см. рисунок 3.27). Как результат – несогласование скоростей корпуса и сепаратора.

В таблице 3.4 показано изменение углов α и β (рисунок 3.32) в случае прокатки трубы $23 \times 1,8 \rightarrow 21 \times 1,2$ мм на стане ХПТР 15-30 ($OC = 720$ мм). Величины углов α и β не согласованы.

Характер изменения вдоль конуса деформации значений других углов кулисного механизма также важен (далее в этом разделе будут выведены формулы, с помощью которых можно определить их значения в любой точке конуса деформации). Все значения углов из формулы (3.50) выведены в отдельную формулу, которая определяет величину коэффициента пересчета ($K_{пер}$).

Это сделано для удобства анализа, что в большей степени влияет на изменение кинематических условий процесса ХПТР: изменение углов или изменение величины плеч кулисы (в каждом частном случае) [189; 190].



L – длина плеча BP (см. рисунок 3.27); β – угол отклонения плеча BC от горизонтали (см. рисунок 3.27); X_{1i} – расстояние, которое определяет положение точки C (см. рисунок 3.27) рычажной системы; e – дизаксиал системы; R – радиус кривошипа; y и z – координаты, которые показывают изменение расположения точки B (см. рисунок 3.27) рычажной системы

Рисунок 3.32. – Схема кривошипно-шатунного механизма

Длина плеча $OC = 720$ мм может быть оптимальной (см. рисунок 3.32) для прокатки трубы-заготовки диаметром 26 мм в готовую трубу диаметром 15,2 мм в случае использования ролика со сменным радиусом ручья с соответствующей переработкой конструкции стана (рисунок 3.33). Переработка заключается в том, что ролик не должен свободно катиться по планке, ручей ролика должен изменять свои параметры (как в станах типа ХПТ).

Таблица 3.4. – Характер изменения величин углов α и γ (см. рисунок 3.32) в случае прокатки трубы $23 \times 1,8 \rightarrow 21 \times 1,2$, стан ХПТР 15-30 ($OC = 720$ мм)

Δx	690,58	616,833	494,994	433,349	371,387
β	31,789	16,7435	7,7915	5,1265	3,237
α	29,4265	14,29	5,1995	2,4815	0,551
Δx	309,143	246,631	183,857	120,817	36,346
β	2,013	1,404	1,3935	1,9835	3,7285
α	-0,7015	-1,325	-1,336	-0,752	1,053

В формулу (3.50) входят углы α_1 и α_2 , значение которых необходимо определять во всех контрольных положениях клетки (указанных контрольными точками калибровки).

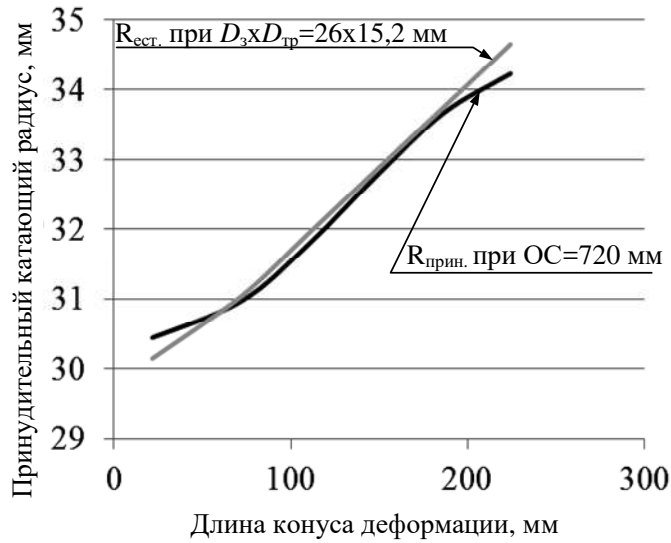
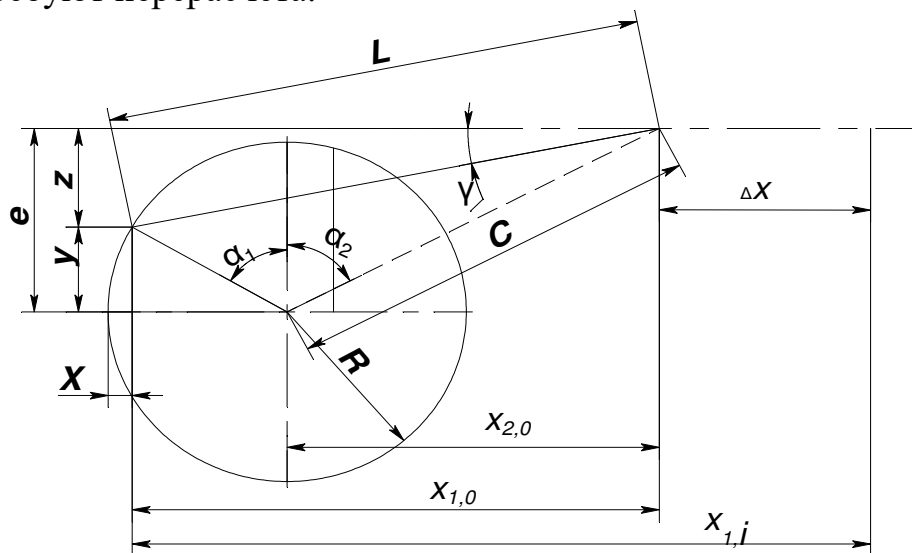


Рисунок 3.33. – Изменение величины принудительного и естественного катающих радиусов вдоль зоны обжатия конуса деформации при прокатке трубы-заготовки диаметром 26 мм в готовую трубу диаметром 15,2 мм (стан ХПТР 15-30 с соответствующей реконструкцией)

Источник: [189; 190].

На рисунке 3.34 показана схема кривошипно-шатунного механизма, которым, по сути, и является рычажная система станков ХПТР и им подобных. Во время движения клетки многие параметры этого механизма меняются и требуют перерасчета.



α_1 – угол, определяющий положение кривошипа относительно вертикали (OB , рисунок 3.27); C – кратчайшее расстояние от точки O к точке C (OC см. рисунок 3.27); α_2 – угол, определяющий положение прямой C относительно вертикали (см. рисунок 3.27); $X_{2,0}$ – расстояние, определяющее положение C относительно точки O по горизонтали (см. рисунок 3.27)

Рисунок 3.34. – Схема к определению размера C рычажной системы

Согласно рисунку 3.34, положение клетки можно определить как

$$X = R - R \cdot \cos \alpha. \quad (3.51)$$

где X – расстояние, которое определяет положение точки B (см. рисунок 3.27) рычажной системы; R – радиус кривошипа (OB , см. рисунок 3.27).

Угол, который определяет конкретное положение шатуна,

$$\alpha = \arccos \left(1 - \frac{X}{R} \right). \quad (3.52)$$

Кроме того:

– расстояние, которое определяет положение точки C (см. рисунки 3.27 и 3.34) рычажной системы, равно

$$X_1 = L \cos \beta; \quad (3.53)$$

– отклонение точки B (см. рисунки 3.27 и 3.34) от линии дезаксиала можно определить как

$$z = e - y, \quad (3.54)$$

$$z = e - R \cdot \sin \alpha. \quad (3.55)$$

Для вывода формулы для расчета значения угла α (см. рисунки 3.27 и 3.34), который определяет положение тяги (OB , см. рисунок 3.27), из соотношения между размерами L , z и $X_{1,0}$ имеем:

$$L^2 = z^2 - X_{1,0}^2, \quad (3.56)$$

откуда:

$$X_{1,0}^2 = L^2 - z^2. \quad (3.57)$$

Поскольку $z = e - R \cdot \sin \alpha$, то

$$X_{1,0}^2 = L^2 - (e - R \cdot \sin \alpha)^2. \quad (3.58)$$

Следовательно,

$$\alpha = \arcsin \left(\frac{e - \sqrt{L^2 - X_{1,0}^2}}{R} \right). \quad (3.59)$$

Далее определим размер OC (обозначаем его как C). Размер C (OC) определим из зависимости (см. рисунок 3.21):

$$C^2 = e^2 + X_{2,0}^2. \quad (3.60)$$

Окончательно сформулируем зависимость, позволяющую определять величину угла α_2 (см. рисунки 3.34, 3.25):

$$\tan \alpha_2 = \frac{X_{2,0}}{e}, \quad (3.61)$$

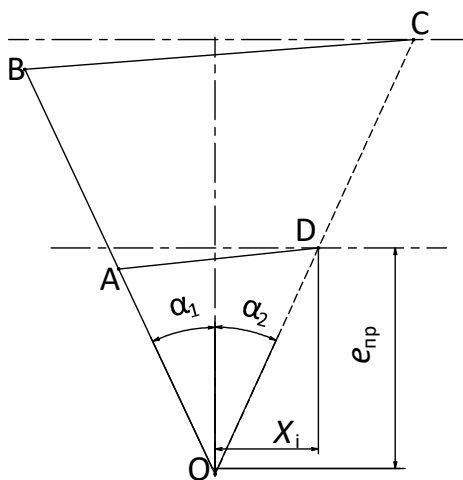
$$\alpha_2 = \text{atan} \left(\frac{X_{2,0}}{e} \right). \quad (3.62)$$

Угол α_1 определяется из суммы углов $\alpha_1 + \alpha_2$ (см. рисунок 3.35):

$$\alpha_1 + \alpha_2 = \arccos \left(\frac{R^2 + C^2 - L^2}{2RC} \right). \quad (3.63)$$

Окончательно зависимости для определения углов α_1 и α_2 (см. рисунок 3.35) имеют вид

$$\alpha_{1i} + \alpha_{2i} = \arccos \left(\frac{OA^2 + OD_i^2 - AD^2}{2OA \cdot OD_i} \right). \quad (3.64)$$



$e_{\text{пр}}$ – расстояние, определяющее положение линии прокатки;

X_i – расстояние, определяющее текущее положение клетки (см. рисунок 3.27)

Рисунок 3.35. – Схема к определению размеров углов рычажной системы

Расстояние от точки OB до точки крепления «серьги» рычажной системы к сепаратору

$$OD_i^2 = e_{\text{пр}}^2 + X_i^2. \quad (3.65)$$

Угол, который определяет положение прямой C (размер OC , см. рисунок 3.27) относительно вертикали (см. рисунки 3.27, 3.34, 3.35):

$$\alpha_{2i} = \arctan\left(\frac{X_i}{e_{\text{пр}}}\right). \quad (3.66)$$

Величину плеча BC можно определить из зависимости

$$BC = \sqrt{OB^2 + OC^2 - 2 \cdot OB \cdot OC \cdot \cos(\alpha_1 + \alpha_2)}. \quad (3.67)$$

Координата $X_{2,i}$ определяется из формулы

$$X_{2,i} = \sqrt{C_i^2 - e^2} = \sqrt{OC_i^2 - e^2}. \quad (3.68)$$

Исходными данными для расчетов величины катающего радиуса станов ХПТР вдоль конуса деформации в данном случае являются:

- геометрические параметры заготовки;
- геометрические параметры готовой трубы;
- распределение контрольных зон по опорной планке;
- параметр T (рисунок 3.36);
- величины настройки рычагов OA , OB , AD , OC ;
- дизаксиал линии прокатки относительно точки OB ;
- начальные значения углов α_1 и α_2 (из паспорта стана);
- радиус цапф роликов;
- идеальный радиус роликов;
- геометрические параметры калибровки рабочего инструмента.

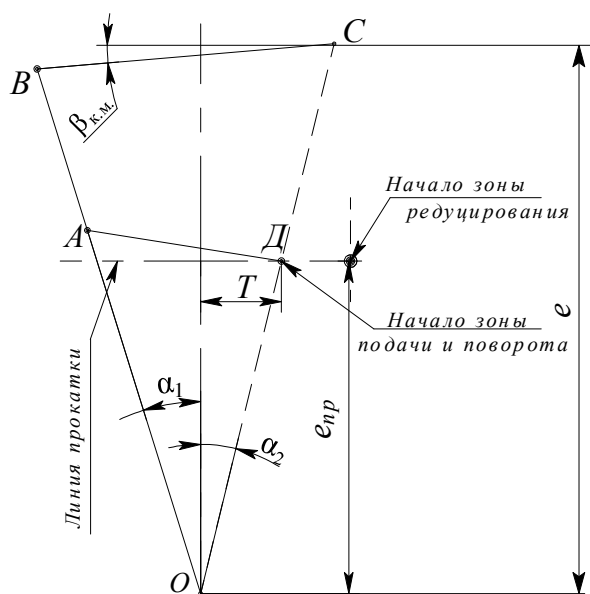


Рисунок 3.36. – Схема рычажной системы стана ХПТР (в этом положении клетки углы α_1 и α_2 принимают начальные для расчетов значения)

Сначала по формуле (3.34) уточняют параметр настройки величины BC (как правило, в настройках, которые предлагаются для стана, этот параметр указан для каждого маршрута независимо от калибровки инструмента, исходя только из общего обжатия по диаметру трубы; поэтому он нуждается в уточнении для каждого частного случая калибровки):

$$BC = \sqrt{OB^2 + OC^2 - 2 \cdot OB \cdot OC \cdot \cos(\alpha_1 + \alpha_2)}. \quad (3.69)$$

Рассчитывается дизаксиал точки C рычажной системы:

$$e = OC \cdot \cos(\alpha_2). \quad (3.70)$$

Рассчитывается коэффициент перерасчета координат контрольных сечений калиброванной планки на конус деформации:

$$k = \frac{(R_{ид} - R_{тр}) + 0,145R_{тр}}{R_{ц}}, \quad (3.71)$$

где $R_{ид}$ – идеальный радиус ролика; $R_{тр}$ – радиус готовой трубы; $R_{ц}$ – радиус цапф.

Расчеты координат контрольных сечений конуса деформации стана ХПТР относительно его рычажной системы ($X_{2,i}$, см. рисунок 3.34):

$$X_{2,i} = X_i + T, \quad (3.72)$$

где X_i – расстояние к сечению по конусу деформации (см. рисунки 3.35, 3.37); T – параметр рычажной системы (см. рисунок 3.36).

Далее рассчитываются значения величины OD в контрольных сечениях (см. рисунок 3.23):

$$OD_i = \sqrt{X_{2i}^2 + e_{пр}}, \quad (3.73)$$

где $e_{пр}$ – дизаксиал линии прокатки относительно плеча OB (см. рисунок 3.35).

Значение величины угла отклонения от вертикали линии OC в контрольных сечениях рассчитывается согласно зависимости

$$\alpha_{2i} = \arctan\left(\frac{X_{2i}}{e_{пр}}\right). \quad (3.74)$$

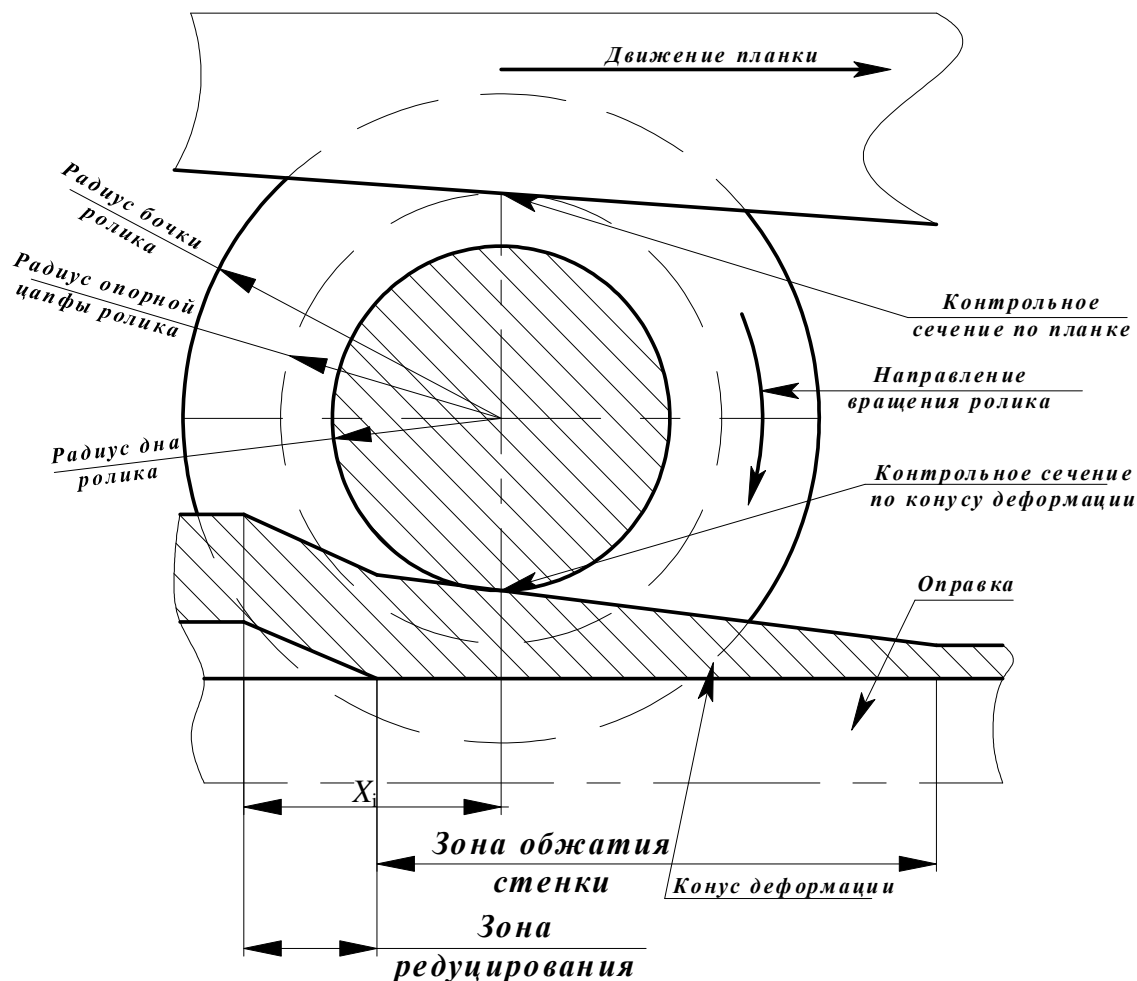


Рисунок 3.37. – Схема конуса деформации стана ХПТР

Значение параметра OC рычажной системы в контрольных сечениях

$$OC_i = \frac{e}{\cos(\alpha_{2i})}. \quad (3.75)$$

Значение величины угла α (угол отклонения от вертикали линии OB) в контрольных сечениях рассчитывается согласно зависимости

$$\alpha_{1,i} = \arccos\left(\frac{OB^2 + OC_i^2 - BC^2}{2OB \cdot OC_i}\right) - \alpha_{2,i}. \quad (3.76)$$

Значение величины угла β (угол отклонения линии BC от горизонтали в контрольных сечениях) согласно зависимости

$$\beta_i = \arcsin\left(\frac{e - OB \cos \alpha_{1,i}}{BC}\right). \quad (3.77)$$

Значение величины коэффициента K (к формуле (3.50)), учитывающего влияние углов рычажной системы на смену величины катающего радиуса в контрольных сечениях:

$$K_{\text{пер},i} = \frac{\cos \beta_i \cdot \cos \alpha_{1,i}}{\sin \left(\left(\frac{\pi}{2} + \alpha_{1,i} \right) + \beta_i \right)}. \quad (3.78)$$

Величина принудительного катающего радиуса в контрольных сечениях рассчитывается как [162; 163]

$$\rho_{k,i} = \frac{OA \cdot K_{\text{пер},i} R_{\text{ц}}}{(OB - OA \cdot K_{\text{пер},i})}. \quad (3.79)$$

На рисунке 3.38 показаны результаты расчетов изменения величины принудительного катающего радиуса вдоль зоны обжатия конуса деформации от величины плеча OC , выполненных описанным методом (маршрут $16,5 \times 1,78 \rightarrow 14 \times 0,85$ мм, стан ХПТР 15-30).

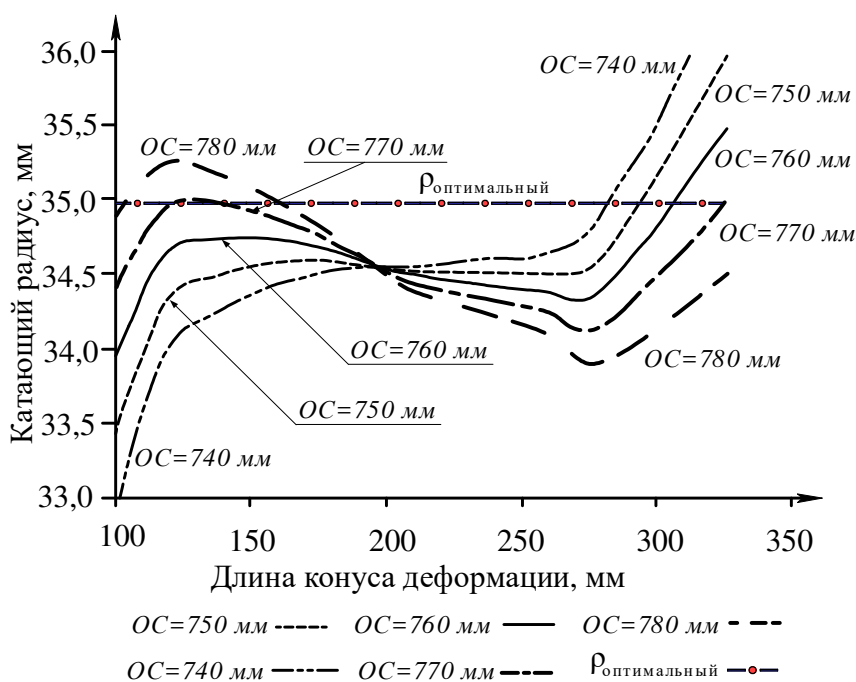


Рисунок. 3.38. – Изменение величины принудительного катающего радиуса вдоль зоны обжатия конуса деформации в зависимости от изменения величины плеча OC ($23 \times 1,8 \rightarrow 21 \times 1,2$ мм, стан ХПТР 15-30)

На рисунке 3.39 показана упрощенная схема метода расчетов величины принудительного катающего радиуса станов ХПТР вдоль конуса деформации с учетом влияния параметров настройки рычажной системы.

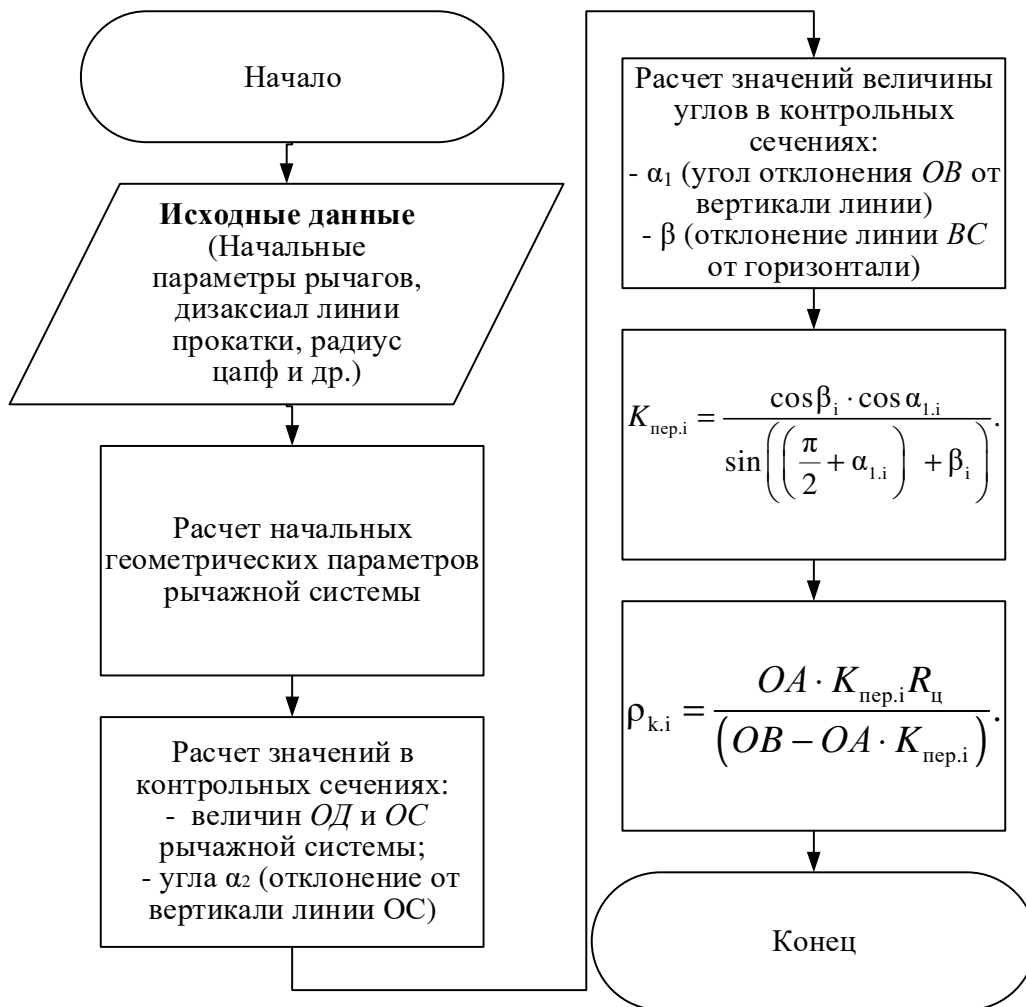


Рисунок 3.39. – Схема метода расчета изменения величины принудительного катающего радиуса станов ХПТР вдоль конуса деформации с учетом влияния параметров настройки рычажной системы

После введения исходных данных (параметры рычагов и углов в начале движения клетки) сравнением с табличным уточняется значение параметра BC . Необходимый дизаксиал точки C рассчитывается относительно уточненного значения BC .

Для расчетов величин плеча OC , углов α_2 , α_1 и β рычажной системы в контрольных точках конуса деформации необходимо найти координаты контрольных сечений относительно рычажной системы. После расчетов этих параметров есть возможность расчетов выведенного коэффициента K , учитывающего влияние изменения углов рычажной системы на принудительный катающий радиус. Последним рассчитывается величина этого радиуса в контрольных сечениях конуса деформации (рисунок 3.39) [162; 163].

Таким образом, при холодной пильгерной прокатке труб в станах с приводом клетки через рычажную систему при настройке имеется воз-

возможность изменять характер распределения катающего радиуса вдоль конуса деформации. При этом, используя для контроля характера распределения принудительного катающего радиуса вдоль конуса деформации вышеописанную методику, можно достигнуть наиболее оптимальных кинематических условий деформации.

3.4 Обзор конструкций станов ХПТ, разработанных с целью оптимизации кинематических условий деформации

Как отмечалось ранее, величина $\rho_{к.е.х}$ изменяется вдоль рабочего конуса (см. рисунок 3.13) вместе с изменением геометрических параметров ручья калибра. Разница между естественным и принудительным катающими радиусами вызывает значительные осевые силы, действующие на рабочий конус и оправку. Эти силы отрицательно влияют как на качество труб, так и на оборудование стана [162–164].

В настоящее время предложено множество возможных конструкций приводов движения рабочей клетки станов ХПТ, позволяющих в той или иной степени приблизить величину $\rho_{в.ш.}$ к $\rho_{к.е.}$. Часть из них связана с изменениями параметров ведущих шестерен и шестеренных реек (рисунок 3.40) [166–169]. В данном случае для минимизации осевых сил необходимо, чтобы при движении клетки между перемещением x клетки и углом поворота φ рабочих валков соблюдалась зависимость [165]

$$\frac{dx}{d\varphi} = (0,995...1,005)\rho_{к.е.х}. \quad (3.80)$$

В станах стандартной конструкции (см. рисунок 3.40) соблюдается следующая зависимость [166]:

$$\frac{dx}{d\varphi} = \rho_{в.ш.}. \quad (3.81)$$

Этого можно достигнуть, используя, например, шестеренную рейку с переменным шагом, в расчете геометрических параметров которой используется скорректированная методика [164]. Также возможен вариант с постоянным шагом зубьев шестерни и рейки, но следует использовать ведущую шестерню с переменным радиусом центроиды круглой шестерни [165] (рисунок 3.41).

Недостаток этих методов в том, что для каждого возможного маршрута необходимо иметь свой комплект ведущих шестерен и реек. Это экономически неэффективно.

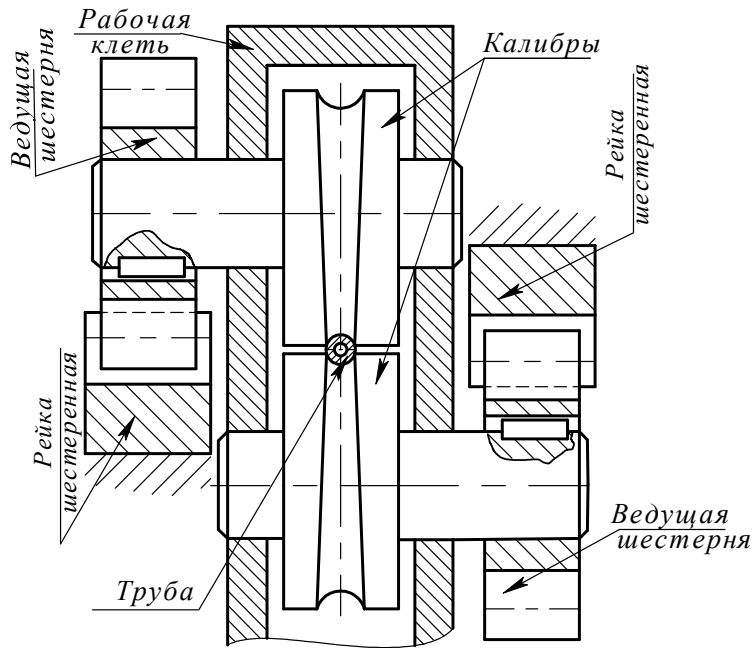


Рисунок 3.40. – Схема возможного исполнения привода вращения валков и движения клетки стана ХПТ

Источник: [166].



Рисунок 3.41. – Шестерня с переменным радиусом центроиды

Источник: [165].

Более универсальными являются конструкции, показанные на рисунке 3.42.

Стан холодной прокатки с червячным механизмом привода (рисунок 3.42, а) дает возможность корректировать скорость вращения валков [169], это же позволяет выполнить стан ХПТ с гидроцилиндрами [167] (рисунок 3.42, в). В данном случае положение шестеренной рейки (рисунок 3.42, в, поз. 3) может изменяться во время движения клетки (рисунок 3.42, в, поз. 1) с помощью гидроцилиндров (рисунок 3.42, в, поз. 5).

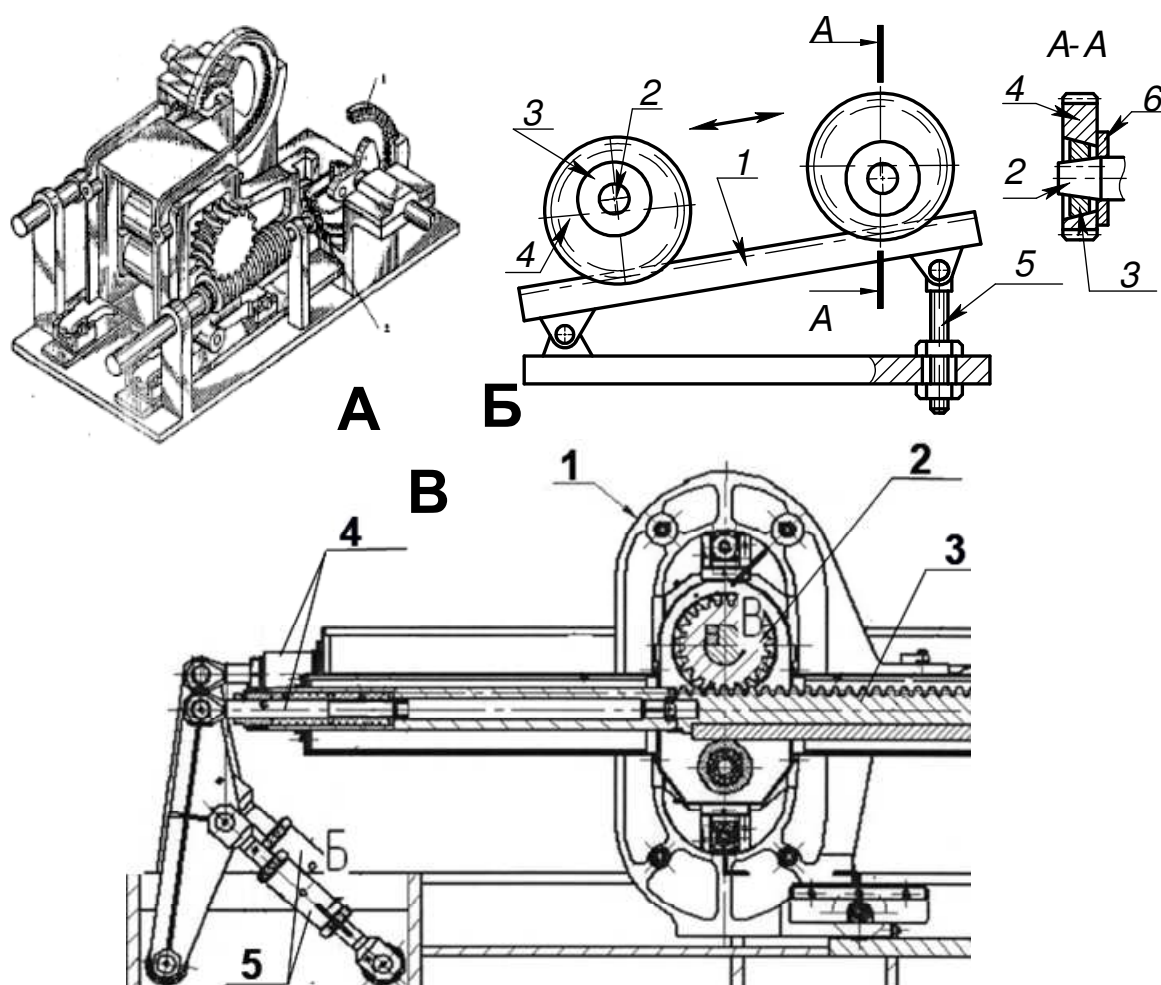


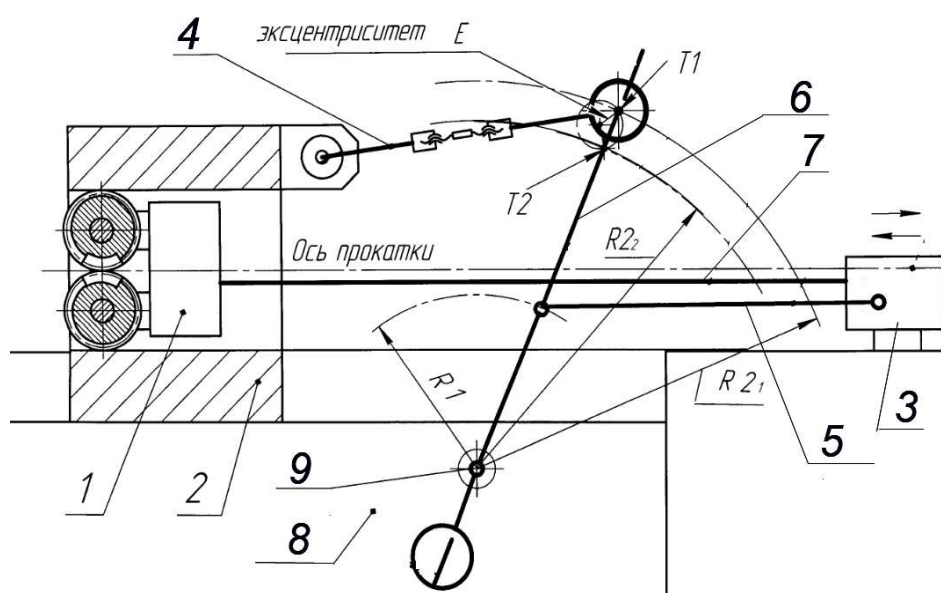
Рисунок 3.42. – Конструкции станов ХПТ, разработанные с целью уменьшения действия осевых сил

Источник: [167–169].

Таким образом можно корректировать скорость вращения ведущих шестерен (см. рисунок 3.42, в, поз. 2). На рисунке 3.42, б показан вариант привода с эксцентричными шестернями [168], которые катятся по наклонной шестеренной рейке (см. рисунок 3.42, б, поз. 1). Ее наклон может корректироваться в зависимости от маршрута прокатки. Эксцентриситет ведущих

шестерен (см. рисунок 3.42, б, поз. 4) также может изменяться специальными вставками (см. рисунок 3.42, б, поз. 3), которые, крепясь к шайбе (см. рисунок 3.42, б, поз. 6) болтами, заклинивают всю систему сборной эксцентричной шестерни на валу (см. рисунок 3.42, б, поз. 2; болты на рисунке не показаны).

Все перечисленные конструкции клеток станов ХПТ не нашли широкого распространения из-за тех или иных недостатков конструкции или по экономическим причинам. Относительно широкое применение получила конструкция привода движения клетки с рычажной системой. Одна из конструкций такой клетки показана на рисунке 3.43.



1 – сепаратор с валками (роликами); 2 – корпус; 3 – прямолинейный узел привода; 4–7 – рычажная (кулисная) система привода взаимного перемещения корпуса и сепаратора; 8 – станина; 9 – точка крепления кулисного механизма к станине

Рисунок 3.43. – Рабочая линия холодно-пильгерного стана

Источник: [170].

Данный вид привода позволяет, изменяя плечи настроек рычажной системы (рисунок 3.43, б, поз. 4–7), получать необходимый характер распределения величины принудительного катающего радиуса вдоль конуса деформации. Методика расчета величины принудительного катающего радиуса в любом контрольном сечении конуса деформации изложена выше.

Большинство из приведенных методов оптимизации величины осевых сил при прокатке труб в станах ХПТ либо слишком сложны для реализации, либо несовершенны в техническом плане, либо экономически не эффективны. Наибольшего распространения в конструкциях станов ХПТ

и ХПТР (из рассмотренных) получил привод через рычажную (кулисную) систему. Современные методы расчета параметров кулисного механизма позволяют найти оптимальные настройки для достижения минимальной разницы между принудительным и естественным катающими радиусами. Методы оптимизации конструкции станков ХПТ с целью минимизации действия осевых сил требуют дальнейшего совершенствования.

3.5 Методы определения критического угла

Для нахождения критического угла, который определяет положение нейтрального сечения, можно использовать уравнение

$$A_3 \omega_{кр} + B_3 \omega_{кр} + C_3 = 0, \quad (3.82)$$

где

$$A_3 = 0,5 R_{гр.х} (R_{гр.х} - S_x) \frac{n!}{r!(n-r)!} - 0,5 \rho_{ш}^2 \cdot \text{tg}^2 \gamma_x + \rho_{ш} \cdot \text{tg} \gamma_x \cdot \text{tg} \alpha_x (2R_{гр.х} - \rho_{ш}),$$

$$B_3 = R_{гр.х} \cdot \text{tg} \gamma_x \cdot S_x + R_{гр.х} \cdot \text{tg} \alpha_x (R_{гр.х} - \rho_{ш}),$$

$$C_3 = S_x (R_{гр.х} - \rho_{ш}).$$

В [2] для нахождения величины критического угла была предложена более простая формула:

$$\omega_{кр} = 1,41 \sqrt{\frac{(\rho_{ш} - R_{гр.х}) \cdot S_x}{R_{гр.х} ((1 - K_t) \rho_{ш} - S_x)}}, \quad (3.83)$$

где $K_t = 0,3-0,4$.

Без учета неравномерности деформации эта формула имеет вид:

$$\omega_{кр} = K_\omega \sqrt{\frac{(\rho_{ш} - R_{гр.х}) \cdot S_x}{R_{гр.х} \cdot \rho_{ш}}}, \quad (3.84)$$

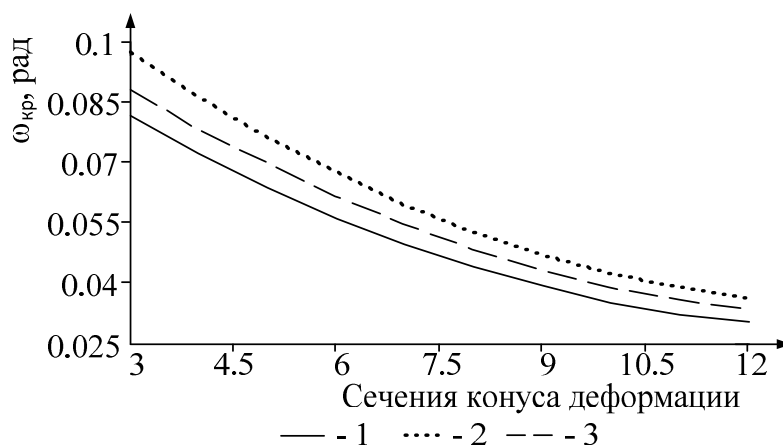
где $K_\omega = 1,60-1,75$.

В зоне редуцирования величина нейтрального угла равна [2]

$$\omega_{кр} = \sqrt{\frac{(\rho_{ш} - R_{гр.х}) \cdot R_x}{R_{гр.х} (\rho_{ш} - R_x)}}. \quad (3.85)$$

Точное определение величины критического угла очень важно, т.к. эта величина во многом определяет верность расчета осевых сил.

Сравнение результатов расчета величин критического угла выполненных по формулам (3.82)–(3.85), показывает (рисунок 3.44), что формула (3.82) выдает самые малые, а формула (3.83) – самые большие значения критического угла. Разница между ними колеблется в пределах 19–20% (рисунок 3.45). Здесь и далее обозначим: $\omega_{кр}$ по формуле (3.82) – $\omega_{крА}$; по формуле (3.83) – $\omega_{крБ}$; по формуле (3.84) при $K_{\omega} = 1,6$ – $\omega_{крВ}$; по формуле (3.84) при $K_{\omega} = 1,75$ – $\omega_{крГ}$.



1 – по формуле (3.82); 2 – по формуле (3.83); 3 – по формуле (3.84) при $K_{\omega} = 1,6$

Рисунок 3.44. – Результаты расчета критического угла (ХПТ-75, маршрут 85×14,5→60×7, $m = 8$ мм)

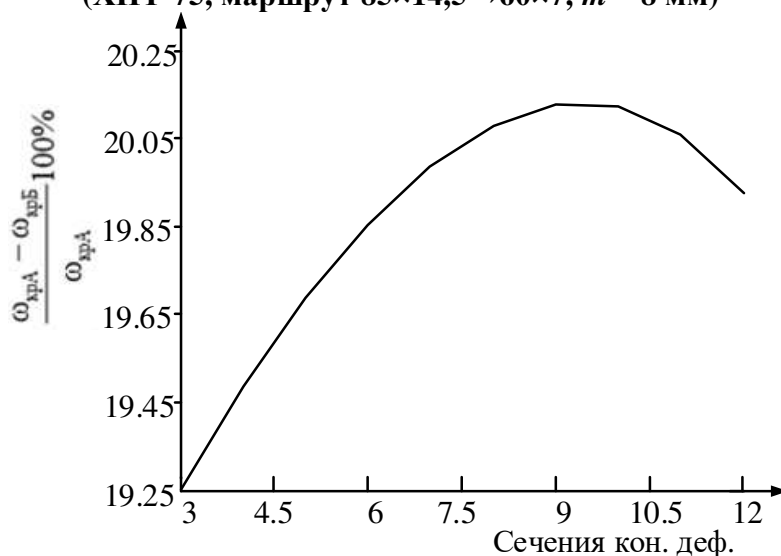


Рисунок 3.45. – Отклонение результатов расчета критического угла, выполненных по формуле (3.82), от выполненных по формуле (3.83) (ХПТ-75, маршрут 85×14,5→60×7, $m = 8$ мм)

При использовании для расчетов величины критического угла по формуле (3.84) на результаты расчетов в значительной мере влияет величина коэффициента K_ω . При $K_\omega = 1,60$ имеются средние между формулами (3.82) и (3.83) значения величины угла (см. рисунки 3.44, 3.46, 3.47).

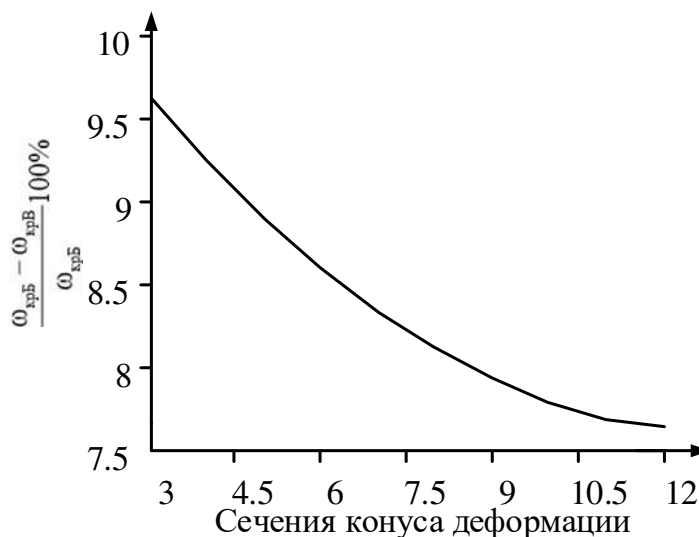
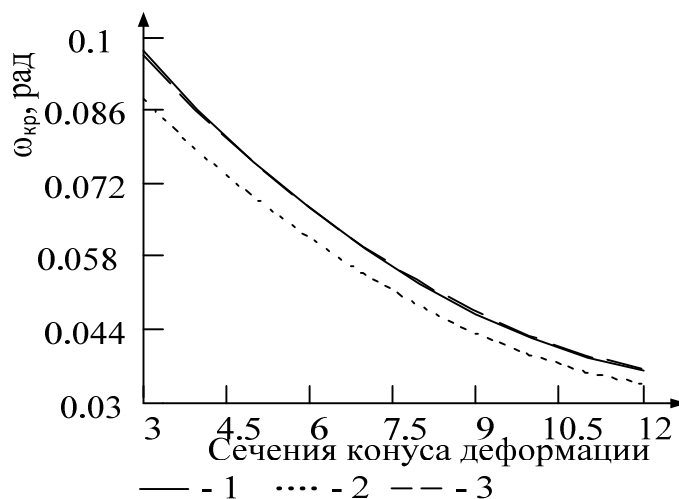


Рисунок 3.46. – Отклонение результатов расчета критического угла, выполненных по формуле (3.83), от выполненных по формуле (3.84) при $K_\omega = 1,6$

(ХПТ-75, маршрут 85x14,5→60x7, $m = 8$ мм)



1 – по формуле (3.83); 2 – по формуле (3.84) при $K_\omega = 1,6$;
3 – по формуле (3.84) при $K_\omega = 1,75$

Рисунок 3.47. – Результаты расчета критического угла (ХПТ-75, маршрут 85x14,5→60x7, $m = 8$ мм)

При $K_{\omega} = 1,75$ кривая результатов расчетов практически сливается с результатами расчетов по формуле (3.83) (см. рисунки 3.47, 3.48).

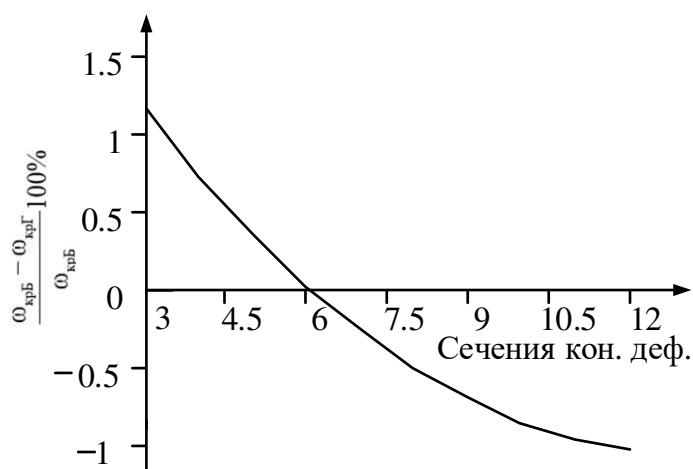
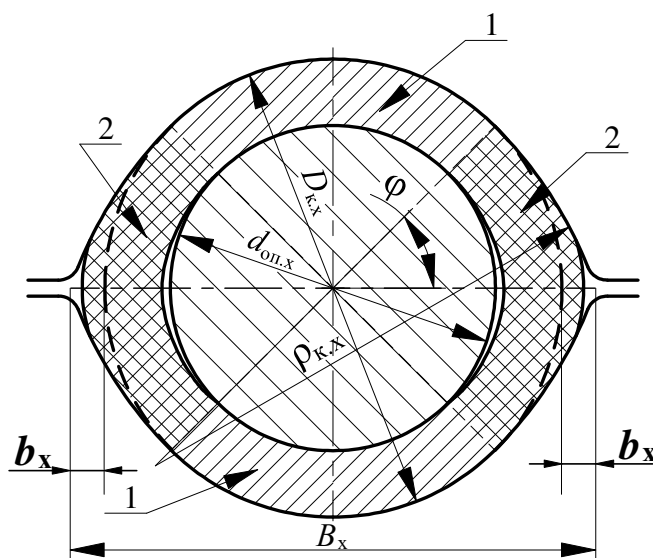


Рисунок 3.48. – Отклонение результатов расчета критического угла, выполненных по формуле (3.83), от выполненных по формуле (3.84) при $K_{\omega} = 1,75$ (ХПТ-75, маршрут 85x14,5→60x7, $m = 8$ мм)

Глава 4 РАЗВАЛКА КАЛИБРА СТАНОВ ХПТ

4.1 Развалка как параметр, обеспечивающий необходимое прохождение процесса ХПТ

Выпуск калибра стана ХПТ увеличивает ширину калибра B (рисунок 4.1) относительно его диаметра на определенную величину $2b$ [106].



1 – металл в вершине калибра; 2 – металл в выпусках калибра

Рисунок 4.1. – Калибр стана ХПТ

Источник: [106; 179].

Распределение величины развалки (b) должно обеспечивать поперечное течение металла трубы, но калибр не должен быть слишком широким, чтобы гарантировать определенное качество труб (как по точности поперечного сечения, так и по качеству внешней и внутренней поверхностей). Поэтому определение величины развалки так важно при расчетах параметров процесса холодной пильгерной прокатки.

За время существования станков ХПТ было разработано значительное количество подходов [2; 106; 174 и др.] к этой проблеме, т.к. ширина ручья в значительной мере влияет и на качество труб, и на производительность станков [175–178].

Развалка должна обеспечивать свободную овализацию трубы при ее деформации в мгновенном очаге деформации, в котором есть свои зоны:

обжатия стенки; редуцирования; заполнения; зоны, образованной увеличением длины очага деформации при упругом сплющивании ручья калибров (рисунки 4.2, 4.3).

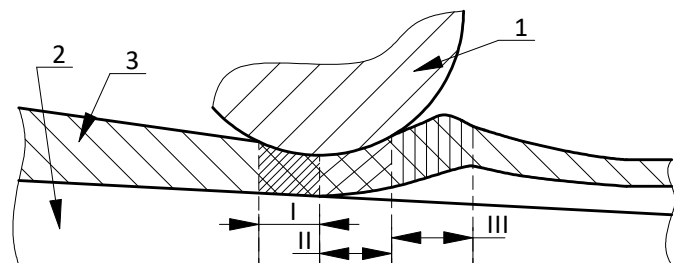


Рисунок 4.2. – Основные зоны МОД

Источник: [180].

Ю.Ф. Шевакин [7; 9], развивая теорию холодной пильгерной прокатки, предложил методику расчета ширины ручья, описывающую формоизменение металла в очаге деформации по схеме, состоящей из четырех стадий. Для этого в ходе прокатки был отобран образец мгновенного очага деформации, который был разделен на 8 частей (с сечения 1-1 по сечению 8-8, как показано на рисунке 4.4). При этом при обмеривании образцов были выделены участки с определенными характерными видами деформации трубы на них.

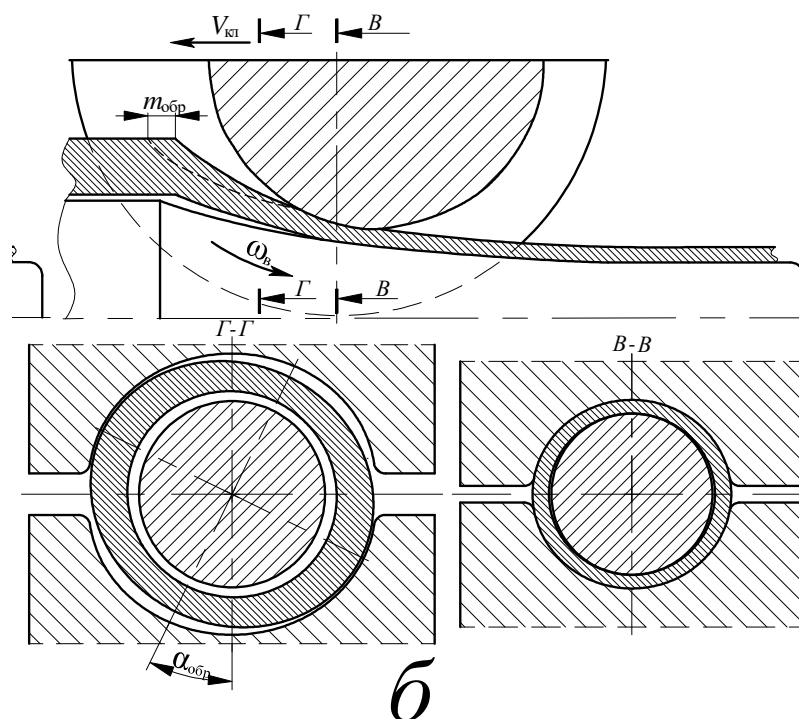
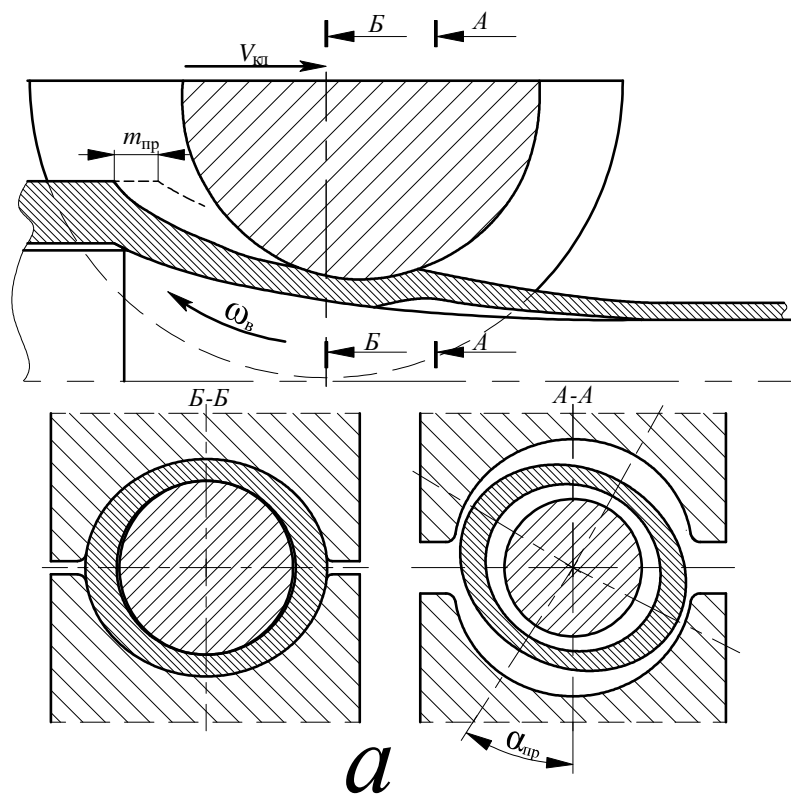
1. Первый участок ограничен углами $\theta_0 - \theta_{ic}$ (рисунок 4.4). В его начале труба впервые касается стенок ручья, в конце этого участка начинается зона обжатия стенки МОД. Основная деформация, которую испытывает труба на данном участке МОД, – это сплющивание ее поперечного сечения.

Труба впервые сталкивается с боковой поверхностью калибра в точке *A* (рисунок 4.5) [2]. Здесь происходит первое столкновение трубы с рабочей поверхностью вала, она редуцируется под действием равнодействующей силы. Это редуцирование вызвано тем, что труба не имеет внутреннего подпора.

В каком направлении будет происходить сплющивание [2], зависит от угла $\varphi_{\text{спл}}$ (рисунок 4.5). Именно этот угол определяет точку, на которой лежит равнодействующая сумма сил, и он равняется углу развалки φ :

$$\varphi_{\text{спл}} = \varphi \arccos \frac{D_i}{B_i}, \quad (4.1)$$

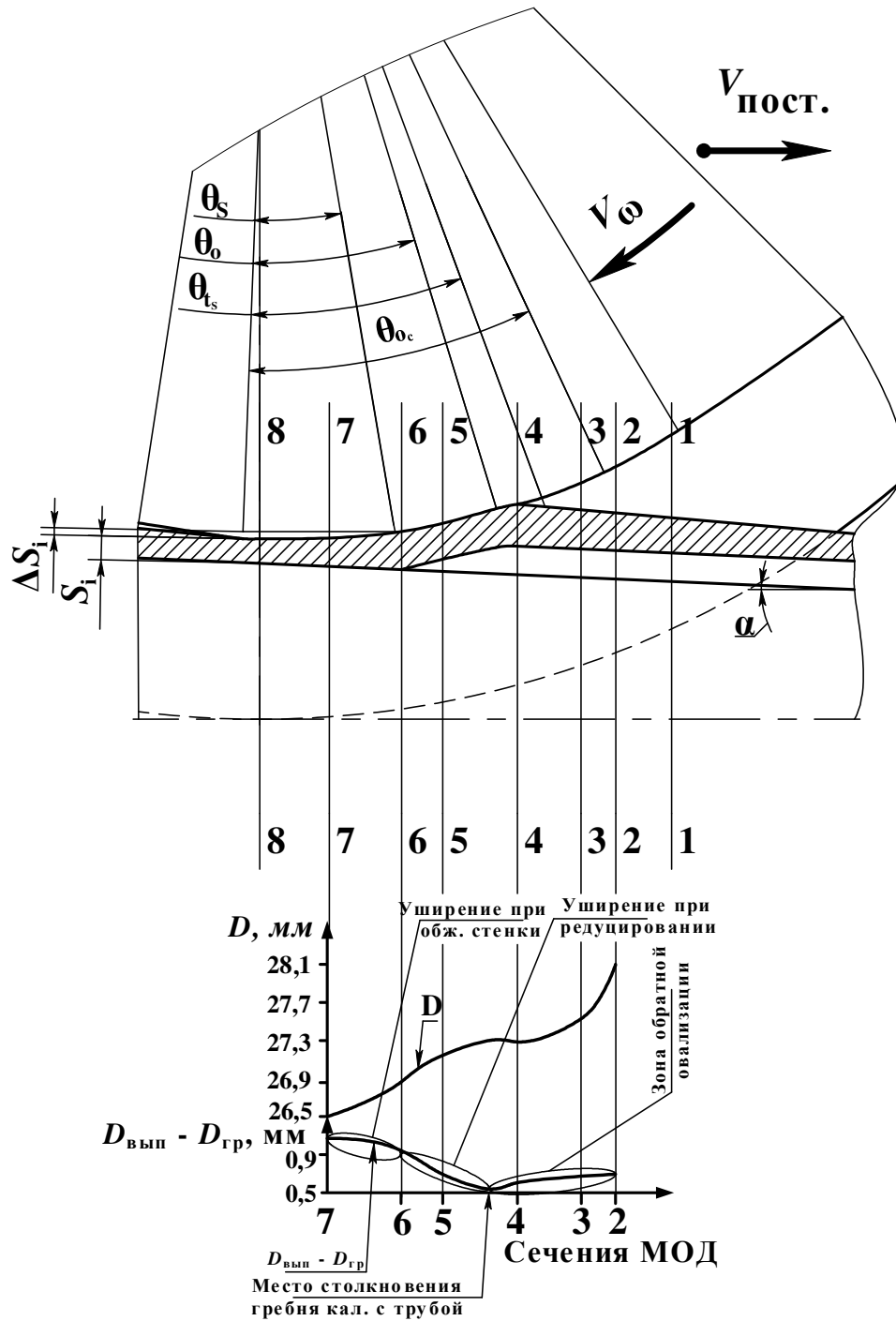
где $\varphi_{\text{спл}}$ – угол, на котором действует сумма сил, сплющивающих трубу в зоне овализации; φ – угол развалки; D_i – диаметр калибра в сечении i ; B_i – ширина калибра в этом сечении.



$\alpha_{пр.}$ и $\alpha_{обр.}$ – угол поворота трубы перед прямым и обратным ходом

Рисунок 4.3. – Формоизменение трубы в мгновенном очаге деформации в ходе прямого (а) и обратного (б) ходов клетки

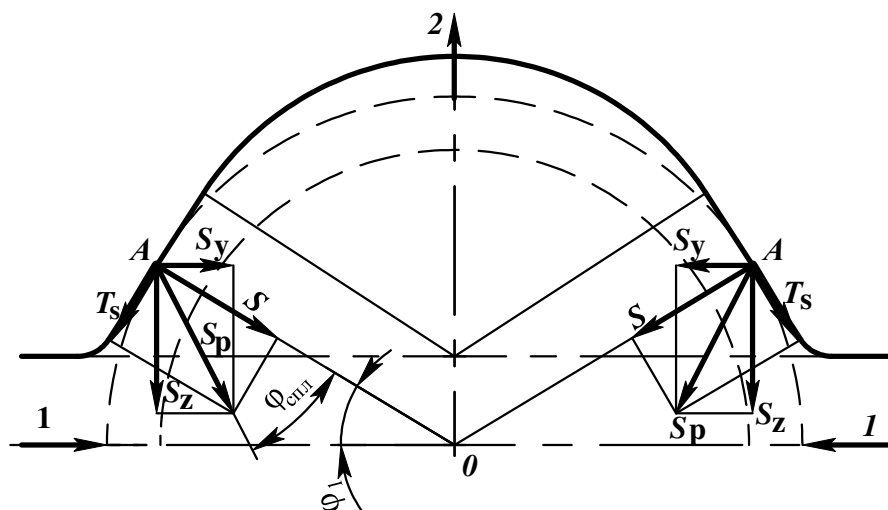
Источник: [181].



θ_o – угол ограничивающий МОД; $\theta_{oc}-\theta_{ts}$ – угол, зоны сплющивания трубы; $\theta_{ts}-\theta_o$ – угол заполнения МОД металлом; $\theta_o-\theta_t$ – угол участка редуцирования; ΔS_i – обжатие стенки трубы в МОД; S_i – толщина стенки трубы в сечении i ; α – угол конусности оправки; $D_{гр}$ и $D_{вып}$ – диаметры гребня калибра и трубы в выпусках; N – номер контрольного сечения МОД

Рисунок 4.4. – Продольное сечение мгновенного очага деформации (МОД), по Ю.Ф. Шевакину

Источник: [2].



S_p, S_z, S_y – составные равнодействующей действия сил в точке первого прикосновения трубы (точке A); T_s – сила трения; $\varphi_{спл}$ – угол отклонения равнодействующей от нормали в точке A ; φ_1 – угол расположения точек первого столкновения трубы с боковой поверхностью калибра (точек A); S – сила, которая действует по нормали к боковой поверхности ручья в точках A

Рисунок 4.5. – Схема действия сил в начальный момент захвата

Источник: [7].

При холодной пыльгерной валковой прокатке труб угол трения (f°) равняется 3–6° [7], а угол развалки φ не превышает 25°:

$$f^\circ + \varphi < 45^\circ, \quad (1.2)$$

где f° – угол трения; φ – угол развалки.

Этого достаточно, чтобы сплющивание сечений рабочего конуса к моменту, когда ручей будет заполнен металлом трубы от краев к вершине калибра, происходило только в горизонтальном направлении [2], т.е. обратная овализация трубы.

Увеличение размера трубы в вертикальной оси можно рассчитать по формуле [2]

$$b = \frac{2,5R_i + 6\Delta R_i}{4,5} \pm \sqrt{(2R_i + 3\Delta R_i)^2 - 9\Delta R_i^2}, \quad (1.3)$$

где ΔR_i – редуцирование трубы в данном мгновенном очаге деформации.

2. На участке, который ограничен углом $\theta_{ic} - \theta_0$ (см. рисунок 4.4), металл принудительно уширяется. Эта зона располагается от начала обжатия стенки до момента полного заполнения ручья металлом [2]. Здесь труба обжимается боковыми сторонами ручья, и если ручей не заполнится пол-

ностью металлом к началу обжатия стенки заготовки, то истечение металла в зазоры не состоится.

3. На участке, который ограничен углом $\theta_0 - \theta_t$ (см. рисунок 4.4) [2], происходит уменьшение диаметра рабочего конуса и вынужденное уширение металла. Этот участок начинается в момент заполнения калибра металлом трубы и заканчивается в момент начала обжатия стенки гребнем ручья. Поэтому целесообразно рассчитывать ширину калибра исходя из формоизменения трубы на этом участке.

В настоящее время для процесса ХПТ не существует метода расчета уширения металла. Такие методы – они будут исследованы ниже – есть для процесса холодного и горячего редуцирования.

4. Зона, на которой происходит лишь обжатие стенки по всему поперечному сечению, за исключением выпусков, ограничивается углом θ_t (см. рисунок 4.4). Здесь наблюдается утяжка стенки в выпусках, истечение металла в зазоры не происходит.

Последний фактор, который влияет на формоизменение трубы, – это ее деформация при обратном ходе, во время которого тоже наблюдается овализация [2].

4.2 Расчет ширины ручья калибра стана ХПТ

В этом параграфе представлены формулы для расчета ширины калибра, предложенные Ю.Ф. Шевакиным, П.И. Орро и Я.Е. Осадой. Более подробно методы расчета ширины калибра рассматриваются в главе 5 данной работы.

Ширина ручья, по Ю.Ф. Шевакину, определяется [2] как

$$B_x = D_x + (1 + k_n)A \cdot k_{ред} \cdot B, \quad (4.2)$$

где D_x – диаметр трубы в сечениях, равняется глубине ручья плюс зазор между калибрами; k_n – коэффициент, определяющий уширение металла, $k_n = 0,15 - 0,20$; A – увеличение ширины трубы при отсутствии обжатия стенки трубы краями ручья; $k_{ред}$ – коэффициент редуцирования, равный $0,9 - 1,15$; B – увеличение диаметра трубы.

Чтобы отсутствовало обжатие по толщине стенки трубы краями ручья до полного заполнения металлом МОД, ширина ручья калибра должна быть больше радиуса ручья на величину обжатия стенки в данном сечении. В связи с этим при определении ширины калибра необходимо учитывать упругую деформацию клетки, величина которой значительно изменяется по длине очага деформации в зависимости от изменения усилия деформации [2] (рисунок 4.6).

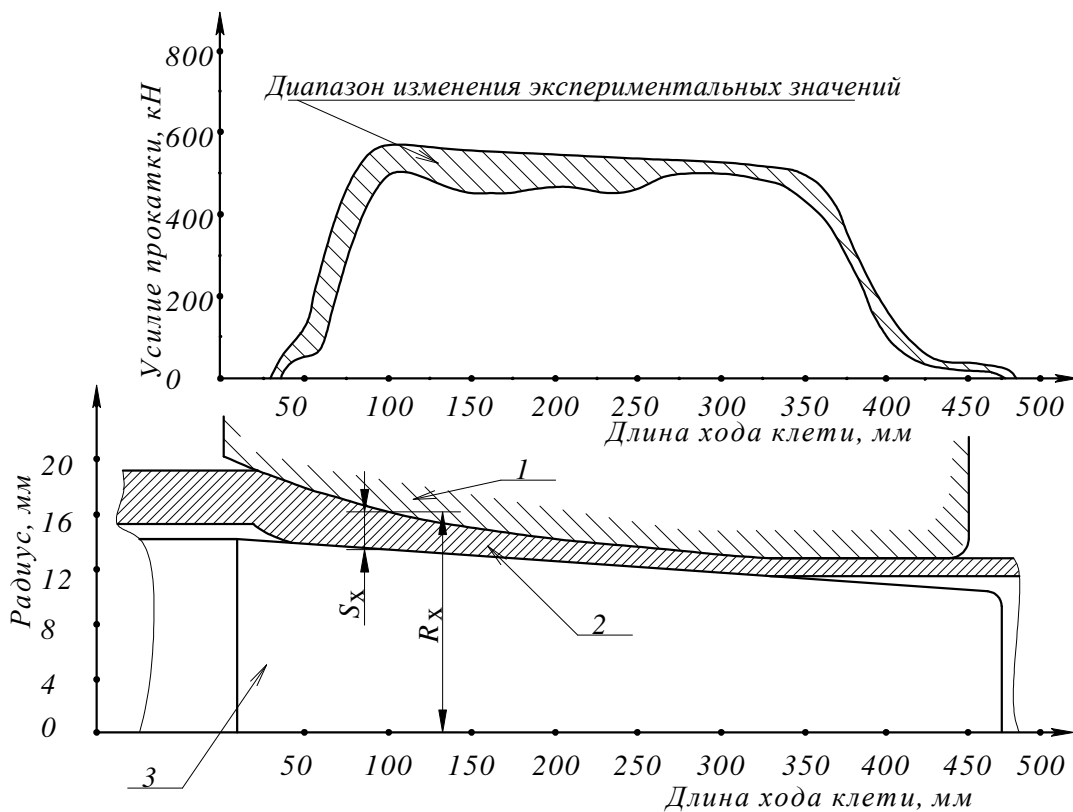


Рисунок 4.6. – Характер изменения величины усилия деформации вдоль конуса деформации при холодной прокатке трубы

Источник: [2].

Для определения ширины ручья двухвалковой схемы стана ХПТ после некоторых упрощений Ю.Ф. Шевакиным были предложены приведенные ниже формулы [2].

В конце предотделочного и в начале калибрующего участков ширина ручья равняется [2]

$$B_{\text{пр.}} = D_{\text{тр}} + 2,6k_1 \cdot m \cdot \mu_{\Sigma} \text{tg}\gamma_{\text{пред}}, \quad (4.3)$$

где μ_{Σ} – коэффициент вытяжки в сечении; m – подача; $D_{\text{тр}}$ – диаметр трубы; $\text{tg}\gamma_{\text{пред}}$ – тангенс угла наклона предотделочного участка.

Ширина ручья для обжимной части ручья определяется по формулам:

– стан ХПТ-32 [2]:

$$B_{\text{об.х}} = D_{\text{тр}} + 2k_1 \cdot m \cdot \mu_{\Sigma x} \text{tg}\gamma_x + 0,016P_{\text{max}}, \quad (4.4)$$

где P_{max} – максимальное усилие прокатки; $\text{tg}\gamma_x$ – тангенс угла наклона образующей развертки калибра в сечении x ; k_1 – коэффициент поперечного течения; μ_{Σ} – коэффициент вытяжки в сечении;

– стан ХПТ-55:

$$B_{об.х} = D_{тр} + 2 \cdot k_1 \cdot m \cdot \mu_{\Sigma x} \cdot \operatorname{tg} \gamma_x + 0,01 P_{\max}; \quad (4.5)$$

– стан ХПТ-75:

$$B_{об.х} = D_{тр} + 2 \cdot k_1 \cdot m \cdot \mu_{\Sigma x} \cdot \operatorname{tg} \gamma_x + 0,06 P_{\max}, \quad (4.6)$$

где $k_1 = 1,35-1,5$ (меньшие значения для начальных сечений обжимной части ручья, большие – для конечных сечений).

Максимальное значение усилия деформации металла на валки (P_{\max}) используется для учета упругой деформации рабочей клетки, в т.ч. таких ее деталей, как станина, подшипники, валки и др.

При изготовлении калибров угол развалки φ_x

$$\varphi_x = \arccos \frac{r_x}{r_x + 0,5 \Delta B_x}, \quad (4.7)$$

где r_x – радиус калибра в данном сечении.

Согласно П.И. Орро и Я.Е. Осаде [106], ширину калибра можно рассчитать по формуле

$$B_x = D_{тр} + 2 \frac{\left(\sqrt{S_x^2 + 2 \frac{m S_3 (D_3 - S_3)}{D_x - S_x} (\operatorname{tg} \gamma_x - \operatorname{tg} \alpha_x)} - S_x \right) \operatorname{tg} \gamma_x}{\operatorname{tg} \gamma_x - \operatorname{tg} \alpha_x}. \quad (4.8)$$

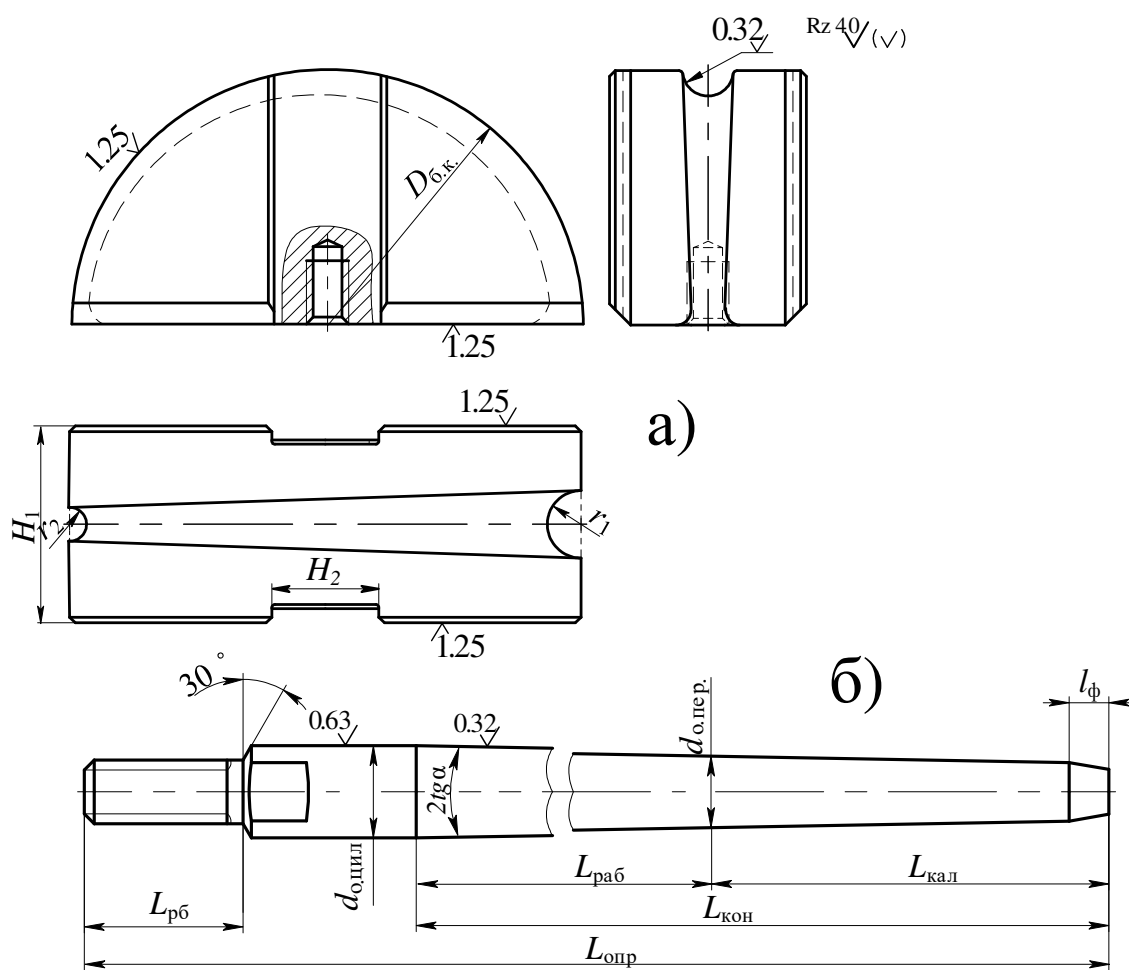
Радиус выпуска в [106] предлагается определять по формуле

$$\rho_{к.х} = \frac{r_x^2 - r_x \cdot B_x \cdot \cos \varphi_x + \left(\frac{B_x}{2} \right)^2}{2 \left(r_x - \cos \varphi_x \left(\frac{B_x}{2} \right) \right)}. \quad (4.9)$$

Глава 5 КАЛИБРОВКА ТЕХНОЛОГИЧЕСКОГО ИНСТРУМЕНТА

5.1 Общие положения

В станах типа ХПТ технологическим (рабочим) инструментом (рисунок 5.1) являются калибр и оправка. При этом наиболее распространенные типы калибров – это калибр-полудиск (рисунок 5.1, а) и кольцевой калибр (рисунок 5.2).

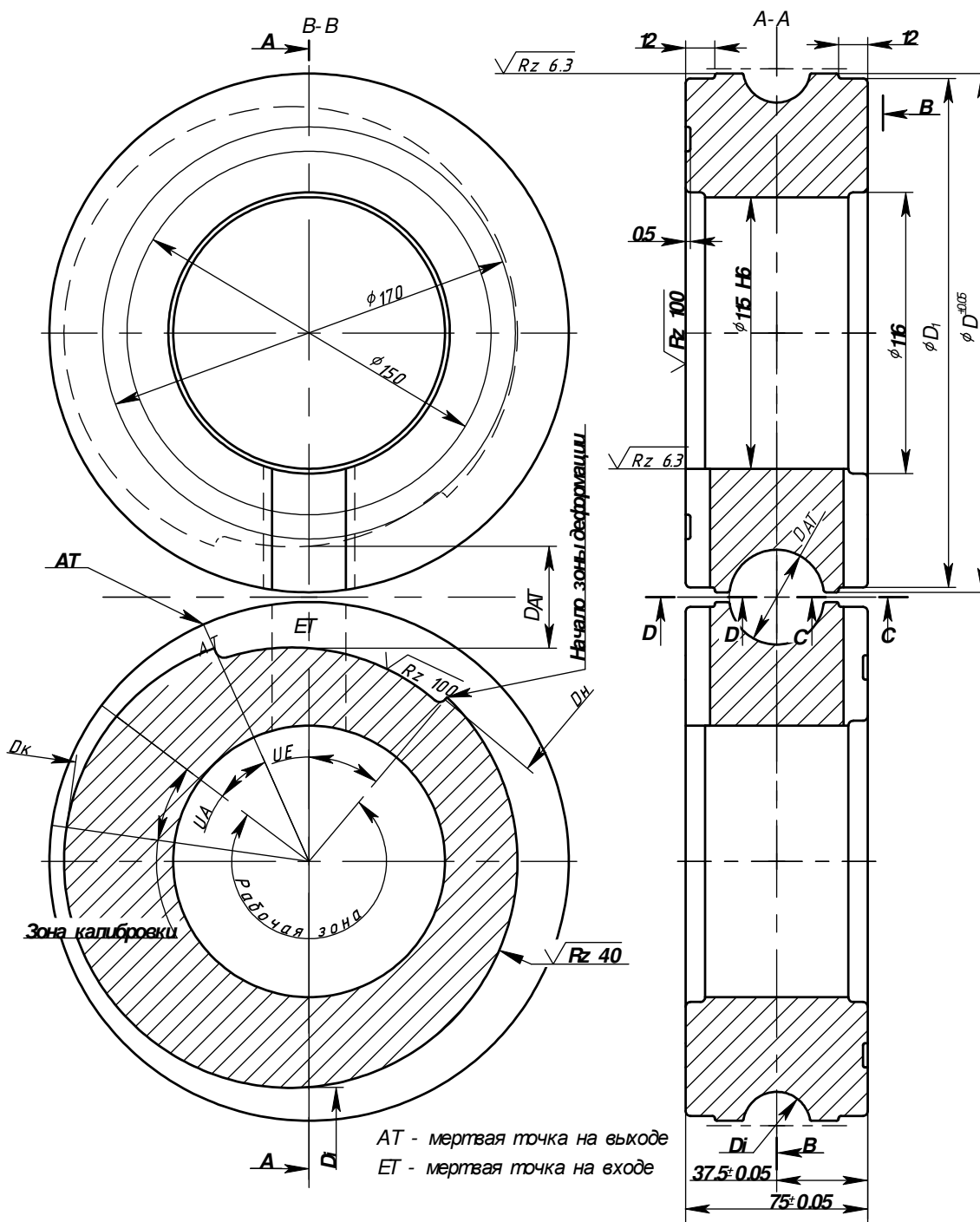


Стан	$D_{б.к.}$	$H_1, мм$	$L_{конр.}$	$L_{опр.}$
ХПТ-32	300	110	400	500
ХПТ-55	364	140	500	600
ХПТ-90(75)	434	190	600	730
рис.	<i>a</i>		<i>б</i>	

a – калибр; *б* – оправка

Рисунок 5.1. – Рабочий инструмент станков ХПТ

Кольцевые калибры считаются более прогрессивными, с более жесткой и точной фиксацией на валке (рисунок 5.2).



Стан	D_{max} , мм	D_{min} , мм	D_{1max} , мм	D_{1min} , мм
КРВ-25	214,0	198,5	212,0	196,5

Рисунок 5.2. – Калибр стана КРВ-25

Как видно из рисунка 5.2, бочка кольцевого калибра изменяется в широких пределах, что позволяет точнее подобрать оптимальные кинематические условия деформации. Поскольку при подборе кинематических условий деформации изменяется не начальный диаметр ведущей шестерни, а диаметр калибра, то длина конуса деформации остается постоянной на более широком спектре сортамента прокатываемых труб стана, чем в случае применения калибра-полудиска. Кроме того, удастся более рационально использовать длину калибра при тех же размерах [4].

Параметры ручья калибра (диаметр ручья, параметры развалки и пр.) изменяются вдоль его развертки согласно геометрическим параметрам рассчитанной калибровки. Минимальный диаметр калибра (валка) определяют из расчета на прочность по максимальному усилию прокатки [4]. Максимальный диаметр ограничивается условием изготовления труб с минимальной толщиной стенки [4]:

$$D_{\delta \max} = \frac{t_{\text{тр. min}} + \varepsilon}{C_0 f \sigma_{\text{т. ср.}} 10^{-4}}, \quad (5.1)$$

где $C_0 = 0,095 \text{ м}^2/\text{МН}$ ($9,5 \text{ мм}^2/\text{Н}$) [4];

$t_{\text{тр. min}}$ – минимальная толщина стенки трубы, мм;

f – условный коэффициент трения ($f = 0,2 \dots 0,3$) [4];

$\sigma_{\text{т. ср.}}$ – усредненный предел текучести материала трубы, Н/мм².

На рисунках 5.1, 5.2 и в таблице 5.1 приведены основные параметры калибров станов ХПТ и стана КРВ-25. Ручьи калибров работают в тяжелых условиях, их поверхность должна характеризоваться высокой твердостью и большой износостойкостью. При этом сердцевина калибров должна быть относительно упругой. Если калибры прокаливаются «насквозь», то такие калибры долго не проработают, в них образуются глубокие (иногда сквозные) трещины. При относительно высокой твердости (а значит, и хрупкости) поверхности ручья сам калибр в целом должен обладать определенной степенью упругости.

Калибры изготавливают из хромистых сталей (марок ШХ15, ШХ15СГ, 60ХНФА) с последующей закалкой и низкотемпературным отпуском до HRC 56...58 [4].

Оправки стана типа ХПТ (см. рисунок 5.1) могут иметь либо коническую форму рабочей поверхности, либо рабочую поверхность с криволинейной образующей. Диаметр цилиндрической начальной части оправки выбирают исходя из минимального допуска на диаметр трубы-заготовки при максимальном возможном значении ее толщины стенки. Между внут-

ренной поверхностью трубы и цилиндром оправки обязателен зазор (в пределах 0,5–3 мм). Зазор должен быть минимальным, т.к. большие значения величины редуцирования без обжатия по толщине стенки приводят к угрозе рискообразования на внутренней поверхности трубы. К стержню оправка крепится специальным хвостовиком.

Таблица 5.1. – Техническая характеристика станов ХПТ [4]

Параметр	Типоразмер стана				
	ХПТ-32	ХПТ-55	ХПТ-75	ХПТ-90	ХПТ-250
Заготовка:					
– наружный диаметр, мм	22–46	38–73	57–102	57–102	104–278
– толщина стенки, мм	1,35–6,0	1,75–12	2,5–16	2,5–20	3–45
– длина, м	1,5–5	1,5–5	1,5–5	1,5–5	2–6
Готовая труба:					
– наружный диаметр, мм	16–32	25–55	40–80	40–90	90–250
– толщина стенки, мм	0,4–5	0,5–10	0,75–16	0,75–18	1–35
– длина (после резки), м	4–10	4–10	4–10	4–10	4–10
Технологические параметры:					
– максимальное число двойных ходов в мин.	150	130	100	100	60
– подача t , мм	2–30	2–30	2–30	2–30	4,1–40,5
– максимальное линейное смещение, мм	40	45	50	50	100
– вертикальное усилие на валок, кН	800	1500	1800	2000	8000
Конструктивные параметры:					
– диаметр валка, мм	300	364	434	434	800
– диаметр ведущих шестерен, мм	280	336	406	406	640
– ход клетки, мм	452	625	795	705	1008
Инструмент:					
– диаметр калибров, мм	300	364	434	434	800
– диаметр стержня, мм	16–32	20–60	25–78	25–78	75–243
– максимальный диаметр оправки, мм	42	67	92	92	255
– полная длина рабочей части калибра $L_{пол}$, мм	392	537	609	609	888
– длина холостых участков $L_{хол}$, мм	60	88	96	96	170
Общие данные:					
– мощность главного электропривода, кВт	85	120	140	140	1000
– масса рабочей клетки без калибров, т	2,1	4,5	7,25	7,25	22,0

Оправки изготавливают из сталей тех же марок, что и калибры, термообрабатывают до HRC 56...58, шлифуют и полируют [4].

При расчете калибровки для удобства рассматривают развертку ручья калибра, которую разделяют на соответствующие их назначению участки:

- зона поворота-подачи со стороны трубы-заготовки
- подачи и поворота;
- редуцирующий;
- обжимной;
- предкалибрующий (предотделочный);
- калибрующий;
- «выходной» конус, или участок плавного выхода трубы из конуса деформации;
- поворота-подачи со стороны готовой трубы.

На рисунке 5.3 показан калибр и развертка рабочей длины ручья калибра с оправкой и конусом деформации (рабочим конусом).

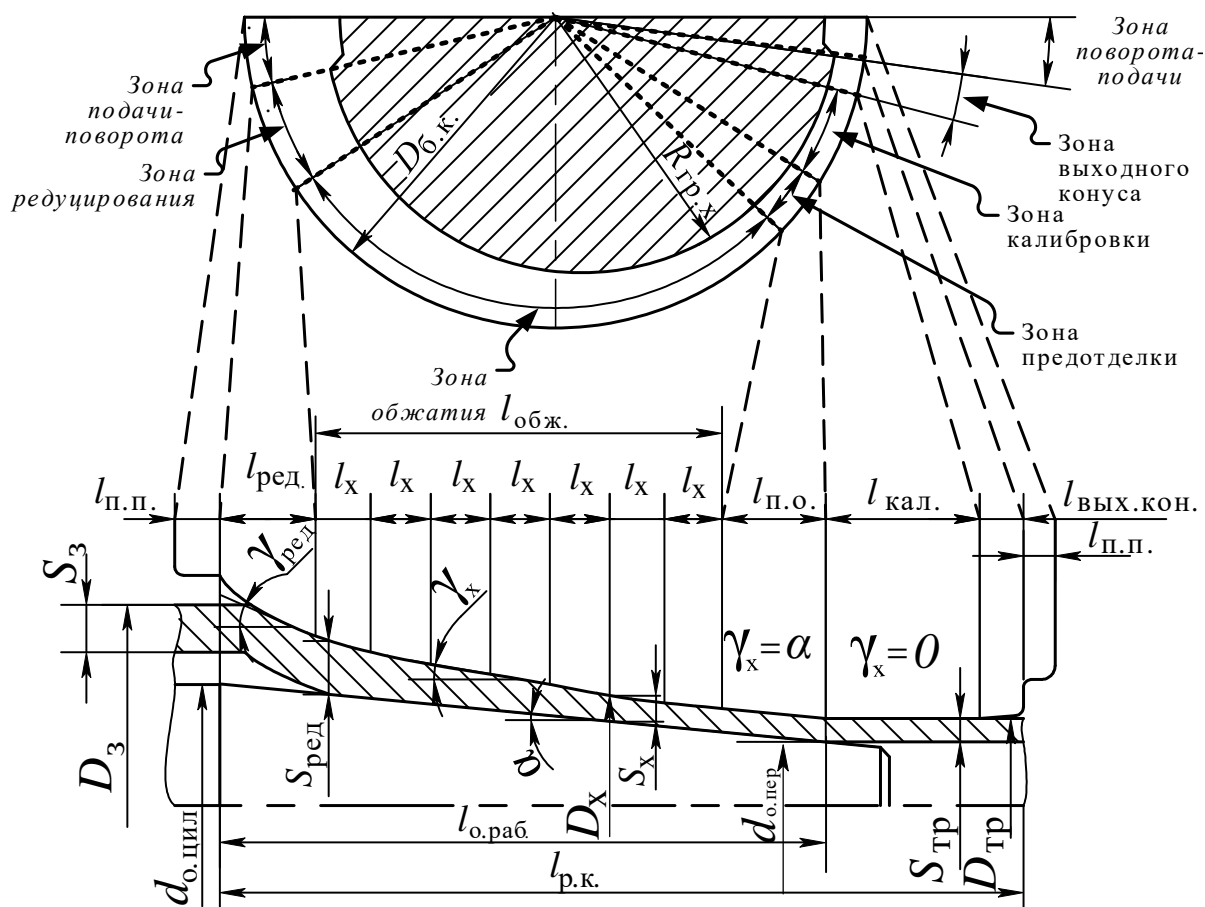


Рисунок 5.3. – Развертка рабочей длины ручья с разбивкой на участки и положение оправки в очаге деформации в случае разбивки конуса без зон сопряжения

В зонах поворота и подачи $l_{п.п}$ осуществляют поворот и подачу трубы, в этих зонах поверхность трубы не соприкасается с поверхностью ручья калибра. В редуцирующем участке $l_{ред}$ совершается обжатие трубы по наружному диаметру. Вдоль этой зоны совершается постепенное утолщение стенки трубы. Величину свободного редуцирования трубы стараются уменьшить до минимума во избежание рискообразования. Как только внутренняя поверхность трубы соприкоснется с оправкой, начинается участок обжатия $l_{обж}$, вдоль которого труба обжимается как по диаметру, так и по толщине стенки. Участок, как правило, делят на равные участки l_x , в контрольных сечениях которых рассчитывают геометрические параметры калибровки.

Как только толщина стенки достигнет толщины стенки готовой трубы, начинается зона предотделки (см. рисунок 5.3, $l_{п.о.}$). Длина этой зоны должна быть не менее

$$l_{п.о.} = (1,5...2)m_{max}\mu_{\Sigma}, \quad (5.2)$$

где m_{max} – максимальная расчетная величина подачи;
 μ_{Σ} – общая вытяжка за проход:

$$\mu_{\Sigma} = \frac{S_3(D_3 - S_3)}{S_{тр}(D_{тр} - S_{тр})}. \quad (5.3)$$

Вдоль предотделочного участка происходит калибровка стенки трубы, и этот участок предотвращает подачу в зону калибровки (где внутренняя поверхность трубы отрывается от оправки и толщину стенки невозможно обжать) утолщенных участков толщины стенки, находящихся выше по конусу деформации.

Далее, после сечения с диаметром оправки, равным $d_{о.пер}$, труба перестает соприкасаться с оправкой. Здесь начинается зона калибровки диаметра. Вдоль этой зоны диаметр ручья остается равным диаметру готовой трубы. Последней зоной, которой можно отнести к деформационным зонам, является участок выходного конуса (см. рисунок 5.3, $l_{вых.кон}$). Вдоль этой зоны происходит возможное выравнивание остаточных деформаций в теле готовой трубы, происходит ее плавный выход из конуса деформации. Данной зоной не стоит пренебрегать. Ее отсутствие или недостаточная протяженность приводят к значительному искривлению готовых труб.

В целом, метод расчета калибровки рабочего инструмента включает в себя:

1. В случае расчета калибровки с созданием кинематических условий деформации методом подбора нужного диаметра ведущей шестерни при неизменном диаметре бочки калибра расчет удобно вести таким образом:

1а. Разбивка на мерные длины развертки ручья по бочке калибра с учетом образования всех нужных зон конуса деформации. Получаем ряд контрольных участков.

1б. Чтобы узнать длину этих контрольных участков по оси оправки, необходимо выполнить перерасчет длин участков развертки ручья по бочке калибра на длины тех же участков, но по развертке начального диаметра ведущей шестерни, исходя из зависимости (рисунок 5.4)

$$\frac{0,5D_{б.к.}}{\rho_{в.ш.}} = \frac{L_{б.к.}}{L_{в.ш.} = L_{опр.}}, \quad (5.4)$$

где $D_{б.к.}$ – диаметр бочки калибра; $\rho_{в.ш.}$ – начальный диаметр ведущей шестерни; $L_{б.к.}$ – длина конкретного участка калибровки по бочке калибра; $L_{в.ш.} = L_{опр.}$ – длина участка по развертке начального диаметра ведущей шестерни ($L_{опр.}$ – длина по оправке).

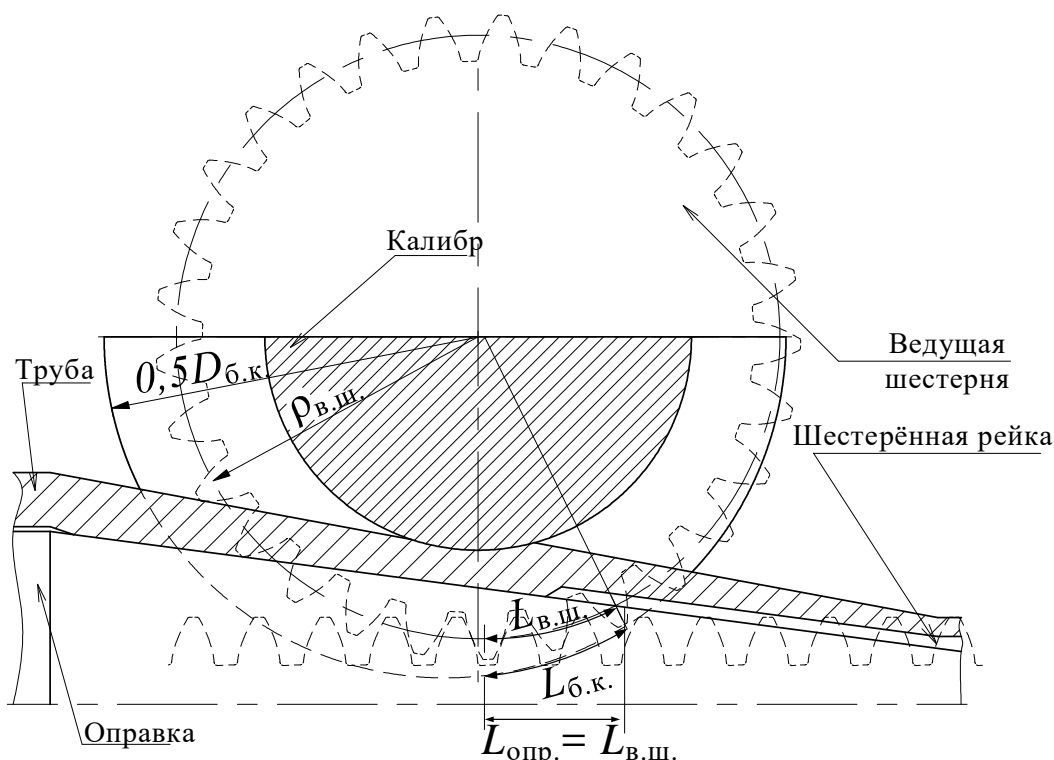


Рисунок 5.4. – Схема к перерасчету длин участков развертки калибра

Совмещение развертки ручья калибра и схемы разбивки длин контрольных участков по оправке идет по сечению пережима.

1в. Выбор длины оправки и расчет ее диаметров в контрольных сечениях. Длина рабочей зоны оправки должна быть больше, чем длина развертки зон обжатия стенки и предотделки по ведущей шестерне. Часто, назначая длину оправки, учитывают ее возможное перемещение в сторону прямого хода клетки, чтобы не случился закат цилиндра оправки. Зона редуцирования в любом случае должна заканчиваться в рабочей зоне оправки.

1г. Расчет толщины стенки в контрольных сечениях конуса деформации (либо расчет диаметров калибра, в зависимости от метода расчета).

1д. Расчет диаметров калибра по формуле

$$D_{\text{кал.}i} = d_{\text{o.}i} + 2S_i. \quad (5.5)$$

где $D_{\text{кал.}i}$ – диаметр ручья в контрольном сечении; $d_{\text{o.}i}$ – диаметр оправки в контрольном сечении; S_i – толщина стенки в контрольном сечении конуса деформации.

В случае если методом расчета калибровки сперва рассчитывается диаметр ручья калибра, то в этом пункте рассчитывают толщину стенки по формуле

$$S_i = \frac{D_i - d_{\text{o.}i}}{2}. \quad (5.6)$$

1е. Расчет величины развалки ручья калибра в каждом контрольном сечении. Иногда рассчитывают и распределение величины угла развалки, если эта величина не является константой для всех сечений. Расчет параметров калибра в зонах калибровки и выходного конуса.

1ж. Расчет всех деформационных и силовых параметров и сравнение их величины с максимально допустимыми.

2. В случае расчета калибровки с созданием кинематических условий деформации методом подбора нужного диаметра бочки калибра при неизменном диаметре ведущей шестерни, расчет удобно вести следующим образом:

2а. Разбивка на мерные участки развертки ручья калибра по развертке начального диаметра ведущей шестерни (по оси оправки) с учетом образования всех нужных зон конуса деформации. Получаем ряд контрольных участков.

2б. Перерасчет длин контрольных участков по оси оправки, на длины по развертке калибра из зависимости (5.4).

2в. Совмещение развертки ручья калибра и схемы разбивки длин контрольных участков по оправке. Анализируем, поместится ли такая длина конуса деформации на развертке ручья калибра; в случае необходимости корректируем длину оправки.

2г. Повторяем пункты 1в–1е.

5.2 Особенности расчета калибровки по методу МИСиС

5.2.1 Расчет толщины стенки в контрольных сечениях конуса деформации по методу МИСиС

При калибровке инструмента по этому методу применяют оправки с малой конусностью $0,005 \leq 2\text{tg}\alpha \leq 0,040$. При боковой загрузке конусность оправки выбирают в пределах $0,015 \leq 2\text{tg}\alpha \leq 0,040$ [4]. Малая конусность оправки позволяет [4] уменьшить ширину калибра, снизить усилия прокатки, увеличить производительность стана, увеличить способность стана уменьшать разностенность труб и снизить величину наведенной станом разностенности, в целом улучшить качественные характеристики труб.

Однако данные пределы выбора конусности оправок увеличивают редуцирование трубы в начале конуса деформации, поэтому при значительной величине редуцирования трубы в проходе следует переходить на оправку с криволинейной образующей. Редуцирование не только приводит к утолщению стенки и снижению пластичности материала трубы, но и к угрозе образования рисок на внутренней поверхности трубы. Склонные к рискообразованию оправки из стали следует прокатывать с конусностью $0,005 \leq 2\text{tg}\alpha \leq 0,025$ либо выбирать оправку с криволинейной образующей рабочей поверхности.

При распределении толщины стенки по контрольным сечениям конуса деформации в этом методе достигается падение величины относительного обжатия по закону показательной функции:

$$\frac{\Delta S_x}{S_x} = ae^{\frac{nx}{l_{\text{обж}}}}, \quad (5.7)$$

где $a = \frac{m(\mu_{\Sigma S} - 1)n}{1 - e^{-n}}$;

n – коэффициент крутизны профиля гребня, $n = 0,64$; x – расстояние от начала обжимной зоны до рассматриваемого сечения, мм; $\mu_{\Sigma S}$ – суммарная вытяжка по толщине стенки; m – подача за один двойной ход, мм; $l_{\text{обж}}$ – длина зоны обжатия, мм.

В конечном итоге толщина стенки в контрольном сечении рассчитывается по формуле

$$S_x = \frac{S_{ред}}{\frac{\mu_{\Sigma s} - 1}{1 - e^{-n}} \left(1 - e^{-\frac{nx}{l_{обж.}}} \right) + 1}, \quad (5.8)$$

где $S_{ред}$ – толщина стенки в начале обжимной зоны (стенка трубы утолщается из-за редуцирования), мм.

Как видно, при расчете толщины стенки учитывается утолщение стенки вследствие редуцирования. Конусность участка редуцирования ограничивают пределом $2\gamma_{ред} < 0,18...0,24$ [4]. Это необходимо предусматривать при распределении обжатий по проходам от готовой трубы к заготовке.

5.2.2 Общие положения к выбору размеров заготовки

Маршрут прокатки выбирается исходя из технологических инструкций конкретного трубопрокатного цеха. Как правило, маршрут строится от готовой трубы в сторону исходной горячедеформированной заготовки. Следует заметить, что часто цеху выгодно иметь достаточно узкий сортамент исходной горячекатаной заготовки. При построении маршрута этот факт следует иметь в виду.

Таблица 5.2. – Деформационные параметры прокатки тонкостенных труб на станах ХПТ [4]

Группа марок сталей	Типоразмер стана	Диаметр наружный, мм		Вытяжка суммарная		Обжатие на стенке абсолютное, мм	$\Delta_{диам}$
		заготовка	труба	по площади	по стенке		
10, 20	ХПТ-32	26–42	16–32	5,5	3,2	1,5–2,5	2–9
15Х, 20Х	ХПТ-55	33–70	20–51	5,0	3,0	1,5–2,5	3–18
10Г2, 08Г	ХПТ-75	57–114	32–80	4,5	3,0	1,5–2,5	4–15
20А, 20К, 15ХМ, 25ГС	ХПТ-32	32–42	16–32	5,0	3,0	1,5–2,5	2–8
38ХМ10А, 40Х, 50ХФА	ХПТ-55	38–63	20–51	4,5	3,0	1,5–2,5	3–10
12Х1МФ	ХПТ-75	57–95	32–80	4,0	2,5	1,5–2,5	4–12
36Г2С, 45, Д 30ХГСА, 8ХНМ	ХПТ-32	26–42	16–32	5,5	3,2	1,5–2,5	2–9
	ХПТ-55	38–63	20–51	5,0	3,0	1,5–2,5	3–13
ЭИ-712	ХПТ-75	57–95	32–80	4,5	3,0	1,5–2,5	4–15

В таблице 5.2 представлены примерные параметры, которые следует соблюдать при разработке маршрутов прокатки [4].

5.2.3 Общие положения к определению конусности оправки

Конусность оправки следует выбирать, исходя из обеспечения наименьшей возможной величины свободного редуцирования трубы в начале конуса деформации. Для этого диаметральный зазор (рисунок 5.5, $Z_{\text{диам.}}$) должен быть минимален. При выборе диаметрального зазора ориентируются на минимальный возможный внутренний диаметр трубы-заготовки (рисунок 5.5, $D_{\text{з.вн.}}$). По возможности следует проверить пакеты труб заготовок на этот параметр или ориентироваться на сведения, предоставляемые поставщиком этих труб.

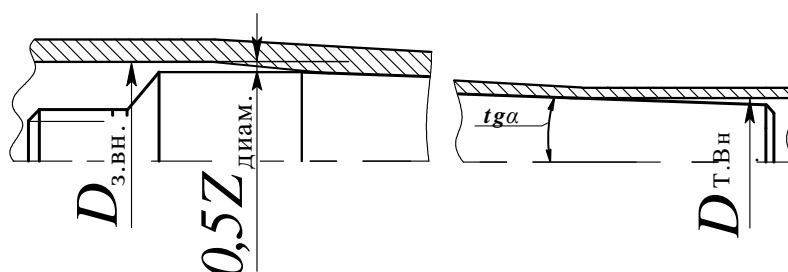


Рисунок 5.5. – Схема к определению конусности оправки

Выбирая внутренний диаметр готовой трубы $D_{\text{т.вн}}$ (см. рисунок 5.5), ориентируясь на данные ГОСТа на данный вид трубной продукции, лучше выбирать средний диаметр в нижней части допуска. В итоге формула для расчета конусности оправки имеет следующий вид (таблица 5.3):

$$2\text{tg}\alpha_{\text{max}} = \frac{(D_{\text{з.вн}} - Z_{\text{диам}}) - D_{\text{заг.вн.}}}{l_{\text{о.раб}}} \quad (5.9)$$

Таблица 5.3. – Оптимальные значения конусности оправки ($2\text{tg}\alpha$) [4]

Типоразмер стана	Трубы стальные			Трубы из цветных металлов и сплавов
	обычные	тонкостенные малопластичные	толстостенные из стали марки ШХ15	
ХПТ-32	0,02–0,03	–	–	0,02–0,03
ХПТ-32*	0,01–0,02	–	–	0,002–0,01
ХПТ-55	0,02–0,03	–	0,0128–0,032	0,02–0,03
ХПТ-55*	0,01–0,02	–	–	0,002–0,005
ХПТ-75	0,02–0,03	0,01	0,0144–0,058	0,02–0,03

* При торцевой нагрузке заготовок.

Полученная величина, как правило, усредняется до ближайшего меньшего значения с точностью 0,05. Полученное по этой формуле значение $2\text{tg}\alpha_{\text{max}}$ также является максимально возможным значением начальной конусности оправки с криволинейной образующей, рассчитанной по методу КПО [54].

5.2.4 Общие положения к расчету оптимальной величины линейного смещения металла

Максимальную величину линейного смещения могут выбирать, исходя из ограничений либо по показателям пластических свойств металла трубы, либо по максимально допустимым вертикальным усилиям на рабочие валки прокатного стана [4], либо по необходимой точности геометрических параметров готовой трубы.

Ограничения по усилию деформации можно учесть, рассчитывая максимальное линейное смещение по формуле [4],

$$m\mu_{\Sigma} = \frac{P_{\Sigma d}^2 L_p}{K_{\sigma}^2 \sigma_{\text{в}50\%}^2 (D_3 + D_{\text{тр}})^2 \Delta S_{\Sigma} \rho_{\text{ш}}}, \quad (5.10)$$

где $P_{\Sigma d}$ – максимально допустимое вертикальное усилие на рабочие валки, Н;

L_p – длина рабочей части ручья (без учета участка калибровки);

K_{σ} – коэффициент, учитывающий характер упрочнения металла; для стальных труб при $l/S_{\text{cp}} > 0,85$ $K_{\sigma} = 1,41$, при $l/S_{\text{cp}} < 0,85$ $K_{\sigma} = 1,75 \dots 1,8$, для труб из меди и ее сплавов $K_{\sigma} = 1,1 \dots 1,7$;

l – горизонтальная проекция дуги захвата;

S_{cp} – средняя толщина стенки ($S_{\text{cp}} = 0,5(S_3 + S_{\text{тр}})$);

$\sigma_{\text{в}50\%}$ – предел прочности материала труб при степени деформации 50% (таблица 5.4);

ΔS_{Σ} – абсолютное обжатие по стенке ($\Delta S_{\Sigma} = S_3 - S_{\text{тр}}$);

$\rho_{\text{ш}}$ – радиус ведущей шестерни, мм;

$D_3, D_{\text{тр}}$ – соответственно наружные диаметры заготовки и трубы, мм;

μ_{Σ} – суммарная вытяжка по площади сечения.

Таблица 5.4. – Предел прочности $\sigma_{\text{в}50\%}$ материалов при степени деформации 50% [4]

Материал (марка)	Сталь 10	Сталь 45	Сталь 40Х, ШХ15	Сталь X18Н10Т	Сплав АМг	Медь М1	Латунь Л62	Латунь Л68
Предел прочности, Н/мм ²	700	900	1030	1080	250	410	590	660

Максимальное линейное смещение, исходя из ограничения по максимальной допустимой дробности деформации, учитывают следующей зависимостью [4]:

$$m\mu_{\Sigma} = \frac{L_{\text{ПОЛ}} - \frac{Z_{\text{диам}}}{2\text{tg}\gamma_{\text{ред}} - 2\text{tg}\alpha}}{\frac{n_{\text{Д}}}{3\mu_{\Sigma\text{Ф}}} + \left(\frac{2}{3}n_{\text{Д}} + \Pi_1 + \Pi_2\right)}, \quad (5.11)$$

где $Z_{\text{диам}}$ – зазор между оправкой и внутренним диаметром заготовки;
 $n_{\text{Д}}$ – коэффициент дробности деформации;
 Π_1 – коэффициент калибровки трубы по стенке;
 Π_2 – коэффициент калибровки трубы по наружному диаметру;
 $L_{\text{ПОЛ}}$ – полная длина ручья калибра (без учета участков холостого хода клетки).

Коэффициент дробности деформации рассчитывается по формуле

$$n_{\text{Д}} = \frac{3l_{\text{обж}}}{m(1 + 2\mu_{\Sigma\text{Ф}})}, \quad (5.12)$$

где $l_{\text{обж}}$ – длина обжимного участка.

Рекомендуемые значения коэффициента $n_{\text{Д}}$ для разных материалов приведены в таблице 5.5, используемые в практике прокатки значения линейного смещения для труб из различных материалов – в таблице 5.6.

Максимальное линейное смещение с учетом ограничений по точности толщины стенки определяют из анализа длины участка предотделки в используемой калибровке рабочего инструмента:

$$m\mu_{\text{Д}} = \frac{l_{\text{п.о.}} k_{\text{под.пов.}}}{\Pi_1}, \quad (5.13)$$

где Π_1 – используемый в калибровке коэффициент полировки на участке предотделки; $k_{\text{под.пов.}}$ – используемый в калибровке коэффициент, учитывающий количество поворотов и подач за один двойной ход клетки; $l_{\text{п.о.}}$ – длина участка предотделки.

При этом необходимо, чтобы в любом случае $m\mu_{\text{Д}} > (l_{\text{п.о.}}/(1,3...1,5))$.

Максимальное линейное смещение в связи с ограничениями по точности диаметра определяют из анализа длины участка калибровки в используемой калибровке рабочего инструмента [171]:

$$m\mu_{\text{Д}} = \frac{l_{\text{кал.}} k_{\text{под.пов.}}}{\Pi_2}, \quad (5.14)$$

где P_2 – используемый в калибровке коэффициент полирования на участке калибровки; $l_{\text{кал.}}$ – длина участка калибровки.

При этом необходимо, чтобы $m_d > (l_{\text{кал.}}/(1,3...1,5))$.

Таблица 5.5. – Допустимые значения коэффициента n_d дробности деформации

Материал (марка)	Углеродистые стали	Сталь ШХ15	Сталь Х18Н10Т	Медь М1, М2, М3	Латунь Л62	Латунь АО-70-1
Предельная степень деформации, %	60–80	60–70	81	85	88	78
Коэффициент n_d	10–11	13	12	6–7	9–10	8–9

Таблица 5.6. – Значения линейного смещения при прокатке труб на станах ХПТ с оптимальными подачами

Материал труб (марка)	Линейное смещение для станов типоразмеров мм		
	ХПТ-32	ХПТ-55	ХПТ-90
Углеродистая сталь 35, низколегированная сталь 12ХМФ, 15ХМ, 20Х	98–44	46–52	48–56
Легированная сталь 30ХГСА, 30ХМА, 40Х и др.	34–38	40–46	42–48
Сталь ШХ15	–	34–38	33–44
Нержавеющая аустенитная и жаропрочная ферритная сталь Х18Н10Т, Х18Н12М2Т, Х25Т и др.	27–32	35–40	38–44

5.2.5 Общие положения к определению длины участков рабочей части ручья

Полную длину ручья разбивают на характерные для процесса ХПТ участки (см. рисунок 5.3).

Первым рабочим участком является участок редуцирования. Участок начинается в момент касания наружной поверхностью трубы-заготовки к любой точке на ручье калибра, оканчивается – в момент касания внутренней поверхностью трубы поверхности оправки. Основным процесс, осуществляемый на этом участке, – свободное редуцирование трубы-заготовки. Длину участка можно определить по формуле

$$l_{\text{ред}} = \frac{D_{\text{ред}} - 2 \left(S_3 + (0,7...0,8) \frac{S_3 \Delta D_{\text{ред}}}{D_3} \right) - d_{\text{о.цил.}}}{2 \text{tg} \gamma_{\text{ред}} - 2 \text{tg} \alpha}, \quad (5.15)$$

где $d_{\text{о.цил.}}$ – диаметр цилиндрической части оправки, мм.

В ходе редуцирования толщина стенки трубы увеличивается, поэтому в ходе расчета распределения обжатия по толщине стенки по контрольным сечениям зоны обжатия данное утолщение необходимо учитывать:

$$\Delta S_{\text{ред}} = (0,7 \dots 0,8) \frac{S_3 \Delta D_{\text{ред}}}{D_3}. \quad (5.16)$$

На предотделочном (предкалибрующем) участке осуществляется процесс калибровки трубы по толщине стенки благодаря тому, что толщина стенки вдоль всего этого участка равна толщине стенке готовой трубы, т.е. конусность ручья равна конусности оправки. Этот участок предотвращает попадание участков конуса деформации с большей толщиной стенки в участок калибровки (см. рисунок 2.3).

Длина предотделочного участка [4; 171]

$$l_{\text{п.о.}} = \frac{P_1 m \mu_{\Sigma}}{k_{\text{под.пов.}}}, \quad (5.17)$$

где P_1 – коэффициент полирования на участке предотделки (не менее 1,4; иногда при прокатке особоточных труб P_1 назначают в пределах 2...2,5); $k_{\text{под.пов.}}$ – коэффициент, учитывающий количество поворотов и подач за один двойной ход клетки (обычная прокатка $k_{\text{под.пов.}} = 1$; прокатка с подачей и поворотом в обоих положениях клетки $k_{\text{под.пов.}} = 1,15 \dots 1,25$).

Длина калибрующего участка, на котором происходит калибровка трубы по наружному диаметру при постоянном радиусе ручья, составляет [4; 171]

$$l_{\text{кал}} = \frac{P_2 m \mu_{\Sigma}}{k_{\text{под.пов.}}}, \quad (5.18)$$

где P_2 – коэффициент полировки на участке калибровки:

при $2\text{tg}\alpha = 0,002 \dots 0,010$, $P_2 = 1,5$;

при $2\text{tg}\alpha = 0,01 \dots 0,04$, $P_2 = 2 \dots 2,5$;

для толстостенных труб из стали марки ШХ15 $P_2 = 3,0 \dots 3,5$.

Не менее важным является участок выходного конуса, на котором происходит выравнивание остаточных напряжений в теле трубы, во избежание ее чрезмерного искривления после прокатки:

$$l_{\text{вых.кон.}} = P_3 m \mu_{\Sigma}, \quad (5.19)$$

где $P_3 = 1,0 \dots 1,15$.

В обжимном участке ручья осуществляется основная деформация по толщине стенки и частично по диаметру. Длину этого участка определяют следующим образом:

$$l_{\text{обж}} = l_{\text{р.к.}} - l_{\text{ред.}} - l_{\text{п.о.}} - l_{\text{вых.кон.}} = l_{\text{р.к.}} - l_{\text{ред.}} - (\Pi_1 + \Pi_2 + \Pi_3)m\mu_{\Sigma}. \quad (5.20)$$

Для проведения расчетов разбивают длину обжимной зоны на семь (или несколько больше) равных контрольных участков и определяют толщины стенки в этих сечениях по формуле (5.8), диаметр ручья калибра – по формуле (5.5). Толщина стенки $t_{\text{ред}}$ в формуле (5.8) определяется с учетом утолщения ее в зоне редуцирования:

$$S_{\text{ред}} = S_3 + (0,7...0,8) \frac{S_3 \Delta D_{\text{ред}}}{D_3}. \quad (5.21)$$

Для станков шлифования ручья калибра типа ЛЗ ручей разбивается на участки более длинные (на 20 мм), чем высота абразивного круга. Для станков с ЧПУ необходимо делать индивидуальную разбивку конуса деформации, учитывая особенности программы станка. На рисунке 5.6 приведена калибровка для шлифования ручья калибра для одного из станков ЧПУ.

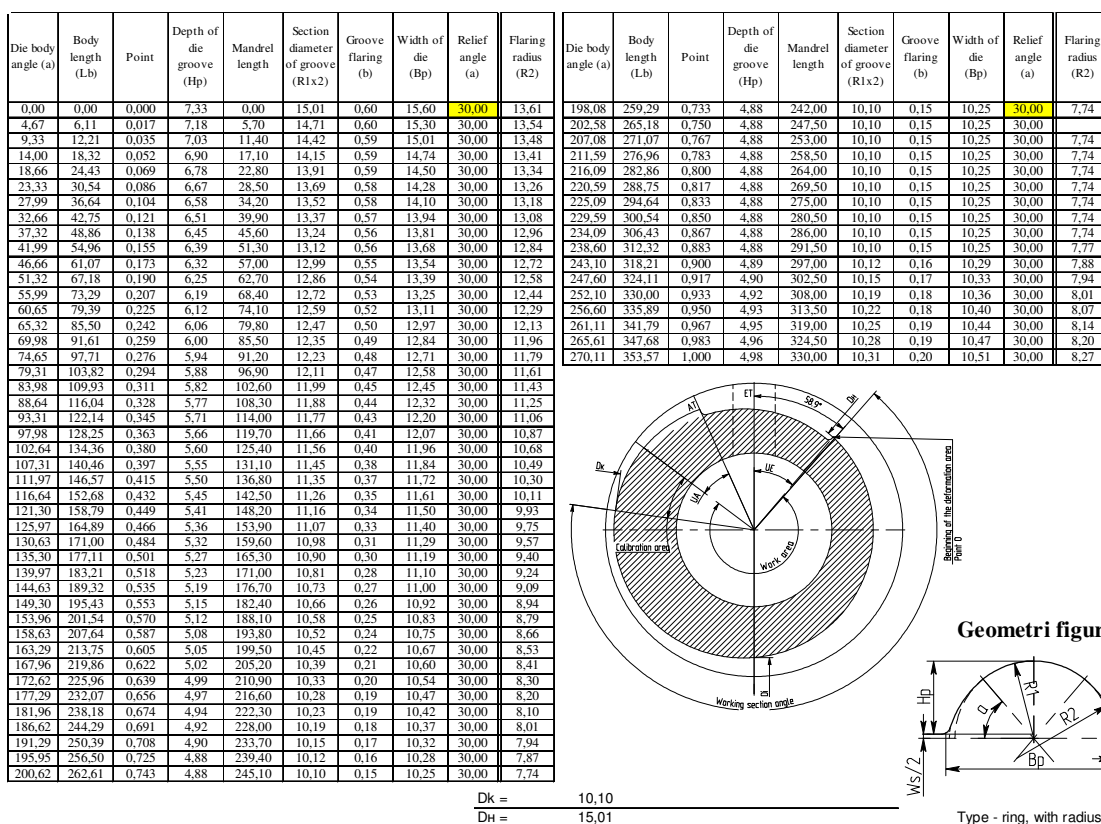


Рисунок 5.6. – Калибровка ручья калибра, выполненная для одного из станков ЧПУ

В настоящее время выгоднее рассчитывать калибровку с разбивкой через 0,25...0,5° по бочке калибра. Далее, в случае необходимости, можно легко выбрать нужные контрольные сечения калибровки практически для любого станка шлифования ручья калибров. Еще существующие в отдельных цехах холодной прокатки труб станки с кулачками-копирами являются анахронизмом. Тем более, что они относительно недорого (по сравнению с покупкой нового) модернизируются под ЧПУ, и такая модернизация позволяет исполнять шлифовку ручья калибров с не меньшей (а то и большей) точностью, чем на станках типа GG и им подобным.

Кроме указанных участков, на калибре присутствуют участки подачи и поворота (таблица 5.7). В этой же таблице указаны длины рабочих ходов, длины разверток по шестерне и бочке калибра и др.

Диаметр конусной оправки в любом контрольном сечении можно определить по формуле

$$d_x = d_{\text{о.пер.}} + \frac{2\rho_{\text{в.ш.}}}{D_{\text{б.к.}}} (l_{\text{п.о.}} + l_{\text{обж.}} - x) 2\text{tg}\alpha_x, \quad (5.22)$$

где $d_{\text{о.пер.}}$ – диаметр оправки в пережиме, мм;

$\rho_{\text{в.ш.}}$ – радиус ведущей шестерни, мм;

x – расстояние от пережима до рассматриваемого сечения по развертке калибра (в формуле расстояния $l_{\text{п.о.}}$ и $l_{\text{обж.}}$ тоже берутся по развертке калибра).

Таблица 5.7. – Исходные параметры для расчета калибровок инструмента стана ХПТ

Тип стана	Диаметр бочки вала, мм	Диаметр начальной окружности ведущей шестерни, мм	Длина рабочего хода клетки, мм	Длина развертки калибра, мм		Длина зевов, мм		
				по бочке калибра	по шестерне	подачи	поворота	всего
ХПТ-32	300	280	452,697	421,50	393,40	30	35	65
		290		421,50	407,45			
ХПТ-55	364	336	624,126	571,77	527,79	41	47	88
		350		571,77	549,78			
ХПТ-75	434	350	705,624	681,73	549,78	45	50	95
		378		681,73	593,76			
		392		681,73	615,75			
		406		681,73	637,74			

Следует заметить, что пересчет любых расстояний между сечениями по бочке калибра ($l_{б.к.}$) на расстояния по оси оправки ($l_{опр.}$) выполняется по формуле (см. рисунок 5.4)

$$\frac{l_{опр.}}{l_{б.к.}} = \frac{2\rho_{в.ш.}}{D_{б.к.}}. \quad (5.23)$$

Далее рассчитывают глубину ручья калибра:

$$h_x = r_x - \Delta_{зав.х}, \quad (5.24)$$

где $\Delta_{зав.х}$ – расчетный зазор между бочками калибров в данном сечении, $\Delta = 0,2 \dots 0,5$ мм в зависимости от стана, материала трубы и необходимой точности толщины стенки; $r_x = R_x$ – радиус ручья калибра.

Определяется ширина ручья калибра (см. главу 4):

$$B_x = D_x + 2b_x, \quad (5.25)$$

где b_x – развалка ручья калибра в данном сечении.

Величина развалки ручья определяется следующим образом:

- для зоны редуцирования $2b_x = 1,2 \dots 1,5$ мм;
- для предотделочного участка и начала калибрующего

$$2b_x = (1,5 \dots 2,6) \cdot m \cdot \mu_{\Sigma x} \cdot \operatorname{tg} \alpha; \quad (5.26)$$

- в конце калибрующего участка $2b_x = 0$;
- для обжимного участка гребня вала

$$2b_x = 2K_1 m \mu_{\Sigma x} \operatorname{tg} \gamma_x + AP_{\Sigma}, \quad (5.27)$$

где K_1 – коэффициент ($K_1 = 1,3 \dots 1,5$, меньшие значения принимаются для начальных сечений обжимной зоны, большие – для конечных сечений); μ_{Fx} – вытяжка в контрольных сечениях; $\operatorname{tg} \gamma_x$ – конусность ручья в контрольных сечениях; A – коэффициент, определяемый типоразмером стана; P_{Σ} – вертикальное усилие на рабочие валки.

Таблица 5.8. – Значение коэффициента A

Типоразмер стана	ХПТ-32	ХПТ-55	ХПТ-90
Коэффициент A	0,0016	0,001	0,006

Для расчетов ширины калибра существует формула, которая более точно учитывает величину овализации трубы, вызванной редуцированием в мгновенном очаге деформации [2]:

$$b_i = k_t \cdot m \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot (\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg} \alpha) + k_d \cdot m \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot \operatorname{tg} \alpha, \quad (5.28)$$

где k_t – коэффициент, учитывающий вынужденное уширение металла и возможный износ инструмента, $k_t = 1,8–1,05$ [6] (большие значения для начальных сечений обжимной зоны ручья); k_d – коэффициент, учитывающий горизонтальное сплющивание, $k_d = 0,3–0,7$.

В [172] изложен хорошо проявивший себя на бывшем Южнотрубном заводе метод расчета развалки ручья калибра, в основе которого лежат уточненные зависимости С.Н. Кекуха. Метод рекомендуется для расчета калибровок инструмента при прокатке труб из нержавеющей сталей, из сплавов титана и циркония. Согласно этому методу в первую очередь рассчитывают величину развалки вначале зоны редуцирования:

$$b_p = 0,7(D_p + 1,1m \cdot \mu_p \gamma_i) - D_p, \quad (5.29)$$

где D_p – диаметр ручья калибра в начале зоны редуцирования; μ_p – вытяжка в зоне редуцирования.

Затем ширину ручья в конце зоны предотделки:

$$b_{пр.} = 0,7(D_T + 1,3m \cdot \mu_{\Sigma} \text{tg}\alpha_i) - D_T, \quad (5.30)$$

где D_T – диаметр ручья калибра в конце зоны обжатия; μ_{Σ} – общая вытяжка за двойной ход клетки.

Наконец рассчитывают развалку ручья калибра в других контрольных сечениях зоны обжатия [172; 173] и редуцирования:

$$b_x = b_p (b_p - b_{пр.}) \left(\frac{x}{l} \right)^2, \quad (5.31)$$

где x – текущая координата; l – длина зоны обжатия и зоны предотделки.

Следующий метод расчета величины развалки позволяет учитывать коэффициент трения [174]. Согласно этому методу, развалка ручья калибра в зоне редуцирования рассчитывается по формуле

$$b_p = K_1 m \cdot \mu_p \text{tg}\gamma_p \cdot 9\sqrt{f}, \text{ мм}, \quad (5.32)$$

где μ_p – вытяжка в зоне редуцирования; f – коэффициент трения (0,05–0,2); K_1 – коэффициент, зависящий от коэффициента трения (таблица 5.9).

Развалка ручья калибра в конце зоны обжатия стенки:

$$b_{пр.} = K_2 m \cdot \mu_{\Sigma} \text{tg}\gamma_n \cdot 3\sqrt{f}, \text{ мм}, \quad (5.33)$$

где K_2 – коэффициент, зависящий от коэффициента трения (таблица 5.9).

Таблица 5.9. – Зависимость коэффициентов развалки от коэффициента трения

f	0,050	0,075	0,100	0,125	0,15	0,175	0,2
K_1	1,1	1,05	1	0,95	0,9	0,9	0,9
K_2	1,45	1,31	1,17	1,03	0,9	0,9	0,9

Развалка ручья калибра в контрольных сечениях зоны обжатия:

– при использовании конусной оправки:

$$b_x = b_p + (b_p - b_n) \left(\frac{x}{l_{\text{обж}}} \right), \text{ мм}, \quad (5.34)$$

– при использовании как конусной оправки, так и оправки с криволинейной образующей формы рабочей поверхности:

$$b_i = \frac{b_p}{\left(\frac{1 - e^{-\frac{i}{k}n}}{1 - e^{-k}} \cdot \frac{b_p}{b_{\text{пр}}} \right) + \left(1 - \frac{1 - e^{-\frac{i}{k}n}}{1 - e^{-k}} \right)}, \quad (5.35)$$

где b_p – развалка в сечении валка, которое отвечает началу зоны обжатия; $b_{\text{пр}}$ – развалка в сечении конца зоны обжатия; k – коэффициент интенсивности распределения развалки по длине конуса деформации; i – номер сечения.

Расчет конусности ручья в контрольных сечениях производится по формуле

$$\text{tg} \gamma_x = \frac{D_{x-l_x} - D_x}{2l_x}, \quad (5.36)$$

где D_x – диаметр рабочего конуса в сечении x ; D_{x-l_x} – диаметр рабочего конуса в сечении, отстоящем от сечения D_x на расстоянии l_x , мм.

Вытяжка в контрольных сечениях

$$\mu_{\Sigma x} = \frac{(D_3 - S_3) S_3}{(D_x - S_x) S_x}. \quad (5.37)$$

Усилие P_{Σ} рассчитывается по формуле

$$P_{\Sigma} = (D_3 - S_{\text{тр}}) \sqrt{\frac{(S_3 - S_{\text{тр}}) m \mu_{\Sigma} R_i}{l_{\text{р.к.}} - l_{\text{кал.}}}}, \quad (5.38)$$

где R_i – идеальный радиус калибра (валка); μ_{Σ} – вытяжка за проход.

При прокатке тонкостенных труб величину развалки можно определить по формуле

$$2b_x = 2\left((1 - K_s) m\mu_{\Sigma x} (\operatorname{tg}\gamma_x - \operatorname{tg}\alpha) + K_{\text{ред}} m\mu_{\Sigma x} \operatorname{tg}\alpha\right) + \Delta + U, \quad (5.39)$$

где K_s – коэффициент, учитывающий неравномерность деформации в зоне обжатия толщины стенки мгновенного очага деформации ($K_s = 0,20$);

$K_{\text{ред}}$ – коэффициент, учитывающий сплющивание и овализацию рачевого конуса в зоне редуцирования мгновенного очага деформации ($K_{\text{ред}} = 1,15$);

Δ – зазор между калибрами, равный $\Delta = 0,2 \dots 0,3$ (ХПТ-32); $\Delta = 0,3 \dots 0,5$ (ХПТ-55); $\Delta = 0,4 \dots 0,7$ (ХПТ-90);

U – величина поправки на износ (таблица 5.10).

Таблица 5.10. – Величина поправки U на износ ручья

Типоразмер стана	Значение U , мм	
	для обжимной зоны	для конца обжимной и начала калибрующей зоны
ХПТ-32	0,5–0,5	0,2–0,3
ХПТ-55	0,6–1,0	0,3–0,4
ХПТ-250	1,0–1,6	0,5–0,6

При вычислении калибровок по методу КПО [54; 184] для расчета развалки в сечениях конуса деформации предлагается формула

$$b_x = \frac{(D_3 - D_r - \gamma_{\min} l_{\text{обж}}) \left(\frac{x(1 + m\mu_{\Sigma x})}{l_{\text{обж}}} \right)^{n+1} + \gamma_{\min} \left(\frac{x}{l_{\text{обж}}} \right)}{2}, \quad (5.40)$$

где γ_{\min} – начальный угол конусности калибра (т.е. перед участком калибровки); n – степень крутизны развертки гребня ручья калибра, используемая в данной калибровке.

Основные типы поперечных сечений ручьев калибров станов ХПТ показаны в таблице 5.11. В таблице показаны наиболее распространенные из применяемых в практике холодной пильгерной валковой прокатки труб формы поперечных сечений ручья калибра.

Однако самой применяемой является круглая с выпусками по радиусу форма поперечного сечения. На ее изготовление рассчитаны большинство станков для чистового шлифования ручья калибра.

Таблица 5.11. – Основные типы поперечных сечений ручьев калибров станков ХПТ [54; 183–187]

Схема поперечного сечения	Форма основного контура	Форма выпусков	Дуга основного контура
<p>1.</p>	круглый	радиальный	$\pi - 2\alpha$
<p>2.</p>	круглый	прямой	$\pi - 2\alpha$
<p>3.</p>	овальный	выпуска нет	π

Примечание. В таблице: ACC – дуга, которая ограничивает общий контур калибра; AB – дуга, которая ограничивает контур дна калибра; BC – дуга, которая ограничивает контур выпуска калибра.

5.3 Энергосиловые параметры процесса прокатки

Конечным этапом расчета калибровки всегда является расчет энергосиловых параметров. Именно на этом этапе можно проверить соответствие распределения выбранных режимов деформации вдоль рабочего конуса деформации необходимым. Кроме того, следует убедиться в соответствии максимального усилия деформации вдоль рабочего конуса максимально

допустимому усилию, указанному в технических характеристиках конкретного стана.

Основными энергосиловыми параметрами процесса прокатки на стане ХПТ являются среднее давление и полное усилие на валки, осевое усилие на оправку, момент прокатки [4]. Все эти параметры зависят от подачи, механических характеристик материала трубы, распределения деформационных параметров (в т.ч. ширины ручья калибра) вдоль конуса деформации и др.

Большое влияние на силовые параметры процесса ХПТ оказывает величина подачи; коэффициенты трения в меньшей степени влияют на усилие прокатки, но значительно на величину осевых сил [104]. Чем выше скорость прокатки, тем выше температурное воздействие на конус деформации; это может привести к уменьшению как силы прокатки, так и осевых сил [104]. Однако с увеличением числа двойных ходов клетки в минуту увеличивается динамика системы в целом. В этом случае следует более внимательно относиться к созданию кинематических условий деформации (см. принудительный катающий радиус).

Деформационные параметры рассчитываются в каждом контрольном сечении, отдельно для прямого и обратного ходов, по следующей методике:

- рассчитывается площадь горизонтальной проекции контакта трубы с поверхностью ручья калибра с учетом упругих деформаций ручья калибра ($F_{к.х}$);
- рассчитывается среднее давление в зоне контакта ($p_{ср.х}$);
- рассчитывается сила деформации по формуле

$$P_x = p_{ср.х} F_{к.х}; \quad (5.41)$$

- рассчитывается осевое усилие (Q).

При анализе результатов расчета отмечают как максимальные значения силовых параметров, так и характер распределения силовых параметров вдоль конуса деформации.

Определение площади горизонтальной проекции контакта трубы с поверхностью ручья калибра

Площадь горизонтальной проекции контакта трубы с поверхностью ручья калибра в сечении x можно рассчитать по формуле [4]

$$F_{к.х} = \eta_3 h_x \sqrt{2R_{гр.х} \Delta S_x} + k \sigma_{в.х} h_x \left(\frac{\pi}{8} R_{б.в.} - \frac{h_x}{6} \right), \quad (5.42)$$

где $\eta_3 = 1,26 \dots 1,30$ – коэффициент формы контактной поверхности; k – среднее удельное сплющивание ручья калибра, $k = 3,9 \cdot 10^{-4}$ мм²/кг;

$\sigma_{в.х}$ – предел прочности материала в сечении x , кг/мм²; $R_{гр.х}$ – радиус гребня валка в сечении x ; $R_{б.в.}$ – радиус бочки валка; h_x – глубина валка в сечении x .

В [2] предложена другая, широко проверенная в практике расчетов формула:

$$F_{к.х} = 1,41\eta_3 B_x \sqrt{2R_{гр.х} \Delta R_x} + k_3 \sigma_{в.х} r_x \left(\frac{\pi}{4} R_{б.в.} - \frac{2r_x}{3} \right), \quad (5.43)$$

где B_x – ширина ручья калибра в сечении x ; r_x – радиус ручья калибра в сечении.

Определение среднего давления в зоне контакта

Существующие зависимости для определения среднего давления в зоне контакта можно разделить на следующие группы [7]:

- аналитические;
- полуэмпирические;
- эмпирические.

Среди аналитических можно выделить формулу [8]:

$$p_{ср.х} = \frac{1}{3} (k_\sigma - \sigma_n) \left(2 + \frac{1}{2} \left(l \frac{f_{м-кал.} + f_{м-опр.}}{S_x} X_{по} + l \frac{f_2 + f_{м-к}}{S_x} X_{пб} \right) \right), \quad (5.44)$$

где S_x – толщина стенки трубы в вершине калибра на выходе из данного положения мгновенного очага деформации (по сути, толщина стенки трубы в сечении x согласно калибровке); $f_{м-кал}$ – коэффициент трения между металлом и калибром; $f_{м-опр}$ – коэффициент трения между металлом и оправкой; $X_{по}$ и $X_{пб}$ – координаты, определяющие положение границ очага деформации (для зоны обжатия стенки) по вершине калибра и боковую переднюю соответственно.

Среди полуэмпирических следует выделить формулу С.И. Губкина [7] для прямого хода клетки:

$$p_{ср.пр.х} = \sigma_{и.х} \left(1 + 1,13 f_{м-кал} \sqrt{\frac{R_{гр.х}}{2(S_x + \Delta S_{\Sigma пр.х})}} \right), \quad (5.45)$$

где $\sigma_{и.х}$ – истинное сопротивление деформации металла трубы в сечении x ; $f_{м-кал}$ – коэффициент трения между металлом и калибром; $R_{гр.х}$ – радиус гребня ручья калибра в сечении x ; $\Delta S_{\Sigma пр.х}$ – обжатие по толщине стенки для прямого хода клетки в сечении x .

Среди эмпирических формул применимы формулы Ю.Ф. Шевакина [2], выведенные на основании систематизации и анализа широкого спектра экспериментальных данных, выполненных коллективом ученых.

Для расчета среднего давления в зоне контакта при прямом ходе клетки предлагается формула [2; 4; 7]

$$p_{\text{ср.пр.}x} = \sigma_{\text{в.}x} \left(n_{\omega} + f_{\text{м-кал}} \left(\frac{S_{\text{ред}}}{S_x} - 1 \right) \frac{R_{\text{гр.}x}}{\rho_{\text{в.ш.}}} \frac{l_{\text{од.пр.}x}}{S_x} \right), \quad (5.46)$$

где $\sigma_{\text{в.}x}$ – предел прочности материала трубы в сечении x ; n_{ω} – коэффициент для учета влияния среднего главного напряжения, $\sigma_{\text{в.}x} = 1,02 \dots 1,08$; $f_{\text{м-кал}}$ – коэффициент трения, для стали $f_{\text{м-кал}} = 0,07$ до $0,10$, при прокатке титановых сплавов может достигать $0,20 \dots 0,22$; $S_{\text{ред}}$ и S_x – толщина стенки трубы в сечении конца участка редуцирования и в сечении x ; $R_{\text{гр.}x}$ – радиус гребня ручья калибра в сечении x ; $\rho_{\text{в.ш.}}$ – радиус ведущей шестерни; $l_{\text{од.пр.}x}$ – длина очага деформации в сечении x при прямом ходе клетки,

$$l_{\text{од.пр.}x} = \sqrt{2R_{\text{гр.}x} \cdot \Delta S_{\text{мгн.пр.}x}}, \quad (5.47)$$

где $\Delta S_{\text{мгн.пр.}x}$ – обжатие толщины стенки трубы в мгновенном очаге деформации при прямом ходе клетки, которое можно определить по упрощенным формулам (предназначенным для расчета величины обжатия вдоль конуса деформации):

– либо [2; 4; 7]

$$\Delta S_{\Sigma \text{пр.}x} = (1 - K_t) m \mu_{\Sigma x} (\text{tg } \gamma_x - \text{tg } \alpha), \quad (5.48)$$

– либо [2; 7]

$$\Delta S_{\Sigma \text{пр.}x} = (1 - k_s) \sqrt{S_x^2 + 2mS_{\text{заг}} \frac{D_{\text{заг}} - S_{\text{заг}}}{D_x - S_x} (\text{tg } \gamma_x - \text{tg } \alpha) - S_x}, \quad (5.49)$$

– либо [105–110; 112]

$$\Delta S_{\Sigma \text{пр.}x} = (1 - K_t) (S_{x-\Delta x} - S_x), \quad (5.50)$$

– либо по формуле (2.11) (по мнению автора, это наиболее точный метод расчета величины обжатия вдоль конуса деформации),

где $\text{tg } \gamma_x$ – конусность образующей ручья калибра в сечении x ; $\text{tg } \alpha$ – конусность оправки; $D_{\text{заг}}$ – диаметр заготовки; $S_{\text{заг}}$ – толщина стенки заготовки; k_s – коэффициент распределения обжатия по толщине стенки

($k_s = 0,2$ – в начале зоны обжатия стенки, $K_t = 0,4$ – в конце зоны обжатия стенки [2]); $S_{x-\Delta x}$ – толщина стенки, определенная по алгоритму, описанному на рисунке 2.21.

Обжатие по толщине стенки в мгновенном очаге деформации более верно определять по уточненной формуле Ю.Ф. Шевакина [2]. Она выведена именно для расчета обжатия по толщине стенки в мгновенном очаге деформации и учитывает большинство особенностей обжатия трубы в нем:

$$\Delta S_{\text{мгн.пр.}x} = \Delta S_{\Sigma\text{пр.}x} \left(1 - \frac{\sqrt{2\Delta S_{\Sigma\text{пр.}x} \cdot R_{\text{гр.}x} \cdot \text{tg}\gamma_x}}{2S_x + \Delta S_{\Sigma\text{пр.}x}} \right), \quad (5.51)$$

где $\Delta S_{\Sigma\text{пр.}x}$ – рассчитывается по одной из формул (5.48)–(5.50) или (2.11); $R_{\text{гр.}x}$ – радиус гребня вала в сечении x .

Для расчета среднего давления в зоне контакта при обратном ходе клетки, по Ю.Ф. Шевакину, предлагается формула [2; 4; 7]

$$P_{\text{ср.обр.}x} = \sigma_{\text{в.}x} \left(n_{\omega} + (2...2,5) f_{\text{м-кал}} \left(\frac{S_{\text{ред}}}{S_x} - 1 \right) \frac{\rho_{\text{в.ш.}} l_{\text{од.обр.}x}}{R_{\text{гр.}x} S_x} \right), \quad (5.52)$$

где $l_{\text{од.обр.}x}$ – длина очага деформации в сечении x при прямом ходе клетки:

$$l_{\text{од.обр.}x} = \sqrt{2R_{\text{гр.}x} \cdot \Delta S_{\text{мгн.обр.}x}}, \quad (5.53)$$

где $\Delta S_{\text{мгн.обр.}x}$ – обжатие толщины стенки трубы в мгновенном очаге деформации при обратном ходе клетки, которое можно определить по упрощенным формулам для расчета величины обжатия вдоль конуса деформации:

– либо [2; 4; 7]

$$\Delta S_{\Sigma\text{обр.}x} = K_t m \mu_{\Sigma x} (\text{tg}\gamma_x - \text{tg}\alpha_x), \quad (5.54)$$

– либо [2; 7]

$$\Delta S_{\text{обр.}x} = K_t \sqrt{S_x^2 + 2mS_{\text{заг}} \frac{D_{\text{заг}} - S_{\text{заг}}}{D_x - S_x} (\text{tg}\gamma_x - \text{tg}\alpha_x) - S_x}, \quad (5.55)$$

– либо [2; 7]

$$\Delta S_{\Sigma\text{обр.}x} = (S_{x-\Delta x} - S_x) - \Delta S_{\Sigma\text{пр.}x}, \quad (5.56)$$

где $S_{x-\Delta x}$ – толщина стенки, определенная по алгоритму, описанному на рисунке 2.21; $S_{\Sigma\text{пр.}x}$ – толщина стенки, определенная по формуле (2.11) (по мнению автора, это наиболее точный метод расчета величины обжатия вдоль конуса деформации),

– либо по уточненной формуле Ю.Ф. Шевакина [2] для расчета обжатия по толщине стенки в мгновенном очаге деформации:

$$\Delta S_{\text{мгн.обр.х}} = \Delta S_{\Sigma\text{обр.х}} \left(1 - \frac{\sqrt{2\Delta S_{\Sigma\text{обр.х}} \cdot R_{\text{гр.х}} \cdot \text{tg}\gamma_x}}{2S_x + \Delta S_{\Sigma\text{обр.х}}} \right), \quad (5.57)$$

где $\Delta S_{\Sigma\text{обр.х}}$ – рассчитывается по одной из формул (5.54)–(5.56).

Усредненное значение силы деформации для предварительных расчетов

Данные формулы были выведены Ю.Ф. Шевакиным и его сотрудниками [2; 4] как результат обработки данных множества экспериментов. С их помощью можно определить примерное усредненное вдоль рабочего конуса усилие деформации без расчета калибровки.

Для расчета усредненного значения силы деформации (полного усилия металла на валки) при прокатке труб на станах ХПТ предложено выражение [2; 4]

$$P_b = K_\sigma \sigma_{\text{в.50\%}} (D_3 + D_{\text{тр}}) \sqrt{m \cdot \mu_{\Sigma x} (S_3 - S_{\text{тр}}) \cdot R_{\text{гр.ср.}} / (l_{\text{обж}} + l_{\text{ред}})}, \quad (5.58)$$

где K_σ – коэффициент, зависящий от характера упрочнения металла и равный 1,42 для черных металлов и сплавов и 1,10...1,17 для сплавов на основе меди; $\sigma_{\text{в.50\%}}$ – предел прочности металла трубы при $\sigma_{\text{в}} = 50\%$; $R_{\text{гр.ср.}}$ – средний радиус валка на обжимном участке,

$$R_{\text{гр.ср.}} = R_{\text{б.к}} - 0,25(D_{\text{заг}} + D_{\text{тр}}), \quad (5.59)$$

где $R_{\text{б.к}}$ – радиус бочки калибра.

Учет изменения силы деформации при изменении технологических параметров процесса ХПТ

Многочисленные эксперименты, проведенные коллективом под руководством Ю.Ф. Шевакина, позволили определить зависимости, которые дают возможность оценить влияние таких технологических факторов, как величина подачи, величина линейного смещения, величина суммарного обжатия и др., на силу деформации. Формулы выведены для удобства анализа и оптимизации новых маршрутов прокатки.

Так, влияние изменения величины подачи m при прочих равных условиях можно описать формулой [2; 7]

$$P_2 = P_{m \rightarrow 0} + k_m m, \quad (5.60)$$

где P_2 – результирующая величина силы деформации; $P_{m \rightarrow 0}$ – сила, вызванная только упругой деформацией; k_m – угловой коэффициент, характеризует приращение давления от величины подачи, колеблется в пределах 0,0078...0,0127 МН/мм подачи и зависит от материала и геометрических параметров трубы [2; 7].

Влияние изменения величины линейного смещения при прочих равных условиях можно описать [2; 7]

$$P_2 = P_1 \sqrt{\frac{m_2 \mu_{\Sigma 2}}{m_1 \mu_{\Sigma 1}}}, \quad (5.61)$$

где m_1 и $\mu_{\Sigma 1}$ – подача и вытяжка за двойной ход при силе прокатки P_1 ; m_2 и $\mu_{\Sigma 2}$ – подача и вытяжка за двойной ход при силе прокатки P_2 .

Влияние изменения величины суммарного обжатия по толщине стенки при прочих равных условиях можно описать формулой [2; 7]

$$P_2 = P_1 \sqrt{\frac{\Delta S_2}{\Delta S_1}}, \quad (5.62)$$

где S_1 – относительное обжатие по толщине стенки при силе прокатки P_1 ; S_2 – относительное обжатие по толщине стенки при силе прокатки P_2 .

Влияние изменения диаметра труб при прочих равных условиях описывается зависимостью [2; 7]

$$P_2 = P_1 \frac{D_2}{D_1}, \quad (5.63)$$

где D_1 – диаметр трубы при силе прокатки P_1 ; D_2 – диаметр трубы при силе прокатки P_2 .

Влияние изменения материала труб при прочих равных условиях можно описать зависимостью [2; 7]

$$P_2 = P_1 \frac{\sigma_{B2}}{\sigma_{B1}}, \quad (5.64)$$

где σ_{B1} – предел прочности при силе прокатки P_1 ; σ_{B2} – предел прочности при силе прокатки P_2 .

Расчет осевых сил

В холодной пильгерной прокатке не металл движется относительно валков, а клеть с валками – относительно конуса деформации, зажатого

с одной стороны. При этом кинематические условия деформации создаются искусственно. Важно понимать, что добиться полного соответствия искусственно созданных кинематических условий деформации необходимым естественным невозможно. Из-за этого факта в мгновенном очаге деформации возникают знакопеременные осевые силы, величину которых можно только оптимизировать. Иногда действие осевых сил настолько велико, что конус деформации выбрасывается с мгновенного очага и процесс пильгерования происходить не может. Так, по результатам ряда исследований [1–7] величина осевых сил может составлять до 20–30% от действия вертикальных. Резкое увеличение осевых сил на определенных участках конуса может привести к врезанию заготовок друг в друга (в результате в очаг деформации попадает конец трубы с двойной толщиной стенки), повреждению калибров и др.

Исследования В.И. Соколовского, Д.И. Пирязева, Ю.Ф. Шевакина, З.А. Кофа и др. указывают на неравномерный характер распределения осевых усилий по длине хода рабочей клетки, при этом максимумы осевых усилий не всегда совпадают с максимальными значениями давления металла на валки [1–9]. Эти же источники показывают, что при обратном ходе клетки возникают значительно большие осевые усилия, чем при прямом. Это объясняется тем, что силы трения на всей поверхности ручья совпадают с направлением движения клетки при обратном ходе [9]. Кроме того, при обратном ходе пластическая деформация металла осуществляется из-за уменьшения упругой деформации деталей стана, возникшей при прямом ходе, а также за счет прокатки металла, заполнившего выпуски калибров, что приводит к значительному вертикальному давлению металла на валки [9]. Как ни странно, с увеличением ширины ручья увеличиваются осевые усилия при обратном ходе клетки.

На величину осевых сил влияют сила трения на валке, соотношение естественного катающего радиуса (того, который необходимо создать в мгновенном очаге деформации) и принудительного (равного начальному диаметру ведущей шестерни), величина обжатия, величина выпусков ручья и конусность зоны редуцирования.

Скорость скольжения металла на контактной поверхности валков $V_{ск}$ можно оценить простой зависимостью

$$V_{ск} = V_{мет.} - V_{в.}, \quad (5.65)$$

где $V_{мет.}$ – скорость движения точек на поверхности трубы; $V_{в.}$ – скорость движения точек на поверхности ручья калибра.

В зоне отставания точки на поверхности ручья калибра двигаются быстрее, чем точки на поверхности трубы:

$$V_{\text{ск}} < 0 \text{ и } V_{\text{мет.}} < V_{\text{в.}}$$

В зоне нейтрального сечения точки на поверхности ручья калибра двигаются с такой же скоростью, как и точки на поверхности трубы:

$$V_{\text{ск}} = 0 \text{ и } V_{\text{мет.}} = V_{\text{в.}}$$

В зоне опережения точки на поверхности ручья калибра двигаются медленнее, чем точки на поверхности трубы:

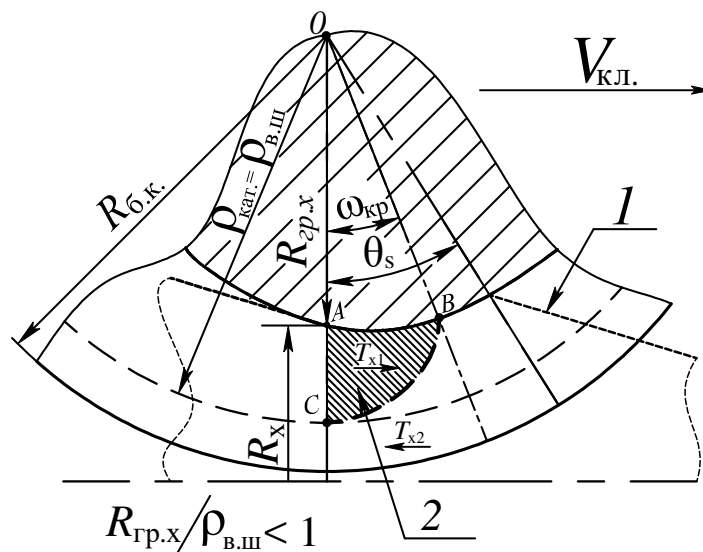
$$V_{\text{ск}} > 0 \text{ и } V_{\text{мет.}} > V_{\text{в.}}$$

Скольжение металла относительно поверхности инструмента при холодной пильгерной прокатке задано кинематическими условиями процесса [2]. Заранее задана относительная скорость движения инструмента, скорость течения металла определяется законами изменения величины обжатия вдоль конуса деформации и величиной деформации за двойной ход клетки.

На основании анализа скоростных условий в мгновенном очаге деформации и их связи с силовыми параметрами процесса Ю.Ф. Шевакин предложил формулы для расчета осевых усилий при холодной прокатке труб [2; 4].

В холодной пильгерной прокатке протяженность зон опережения и отставания в мгновенном очаге деформации (при прочих равных условиях) определяется соотношением $R_{\text{гр.х}}/\rho_{\text{в.ш.}}$ (рисунок 5.7), где: $R_{\text{гр.}}$ – радиус гребня вала в сечении x ; $\rho_{\text{в.ш.}}$ – радиус ведущей шестерни. При этом наличие в мгновенном очаге деформации, как зоны отставания, так и зоны опережения возможно при $R_{\text{гр.}}/\rho_{\text{в.ш.}} < 1$. При холодном пильгерном процессе в мгновенном очаге может присутствовать только одна зона отставания $\rho_{\text{в.ш.}} - R_{\text{гр.х}} < 0$; возможен также вариант только с зоной опережения [2]. Все это дополнительно усложняет расчет значения осевой силы.

В основном при прямом ходе клетки очаг деформации состоит из зон отставания и опережения. В зоне отставания направление сил трения совпадает с движением рабочей клетки (рисунок 5.7), а в зоне опережения – противоположно ему [4]. При обратном ходе клетки очаг деформации также состоит из зоны отставания, где направление сил трения совпадает с направлением движения рабочей клетки, и зоны опережения, где силы трения и вектор скорости рабочей клетки имеют противоположные направления [4].



1 – конус деформации; 2 – область зоны отставания;
 T_{x1} – сила трения в зоне отставания; T_{x2} – сила трения в зоне опережения

Рисунок 5.7. – Схема мгновенного очага деформации стана ХПТ с действием сил трения в зонах опережения и отставания

В любой точке на линии BC (см. рисунок 5.7) скорость течения металла и относительная скорость перемещения поверхности ручья равны между собой. Положение точки C определяется начальным радиусом ведущей шестерни (величиной принудительного катающего радиуса).

Ситуация с расчетом величины осевых сил в сечениях конуса деформации стана ХПТ усложняется тем фактором, что параметры конуса деформации изменяются, а величина принудительного катающего радиуса (начального радиуса ведущей шестерни) остается постоянной. Из-за этого как при прямом ходе (рисунок 5.8, A), так и при обратном (рисунок 5.8, B) соотношение протяженности зон опережения (рисунок 5.8, поз. 1) и зон отставания (рисунок 5.8, поз. 2) вдоль конуса деформации постоянно изменяется.

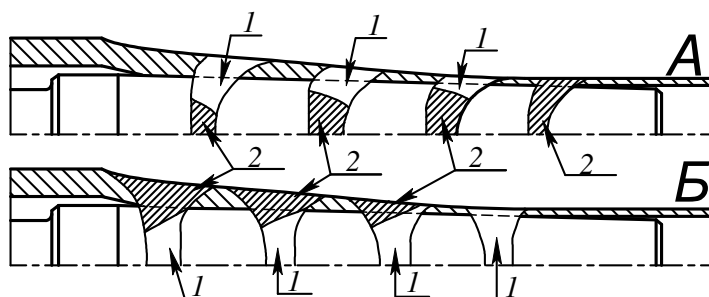


Рисунок 5.8. – Расположение зон опережения (1) и отставания (2) в сечениях конуса деформации при прямом (A) и при обратном (B) ходах клетки

Источник: [8].

В ходе расчета осевых сил сперва необходимо выполнить расчет ряда вспомогательных величин.

Угол, ограничивающий зону обжатия в мгновенном очаге деформации в любом сечении рабочего конуса:

$$\theta_s = \sqrt{\frac{2\Delta S_{\Sigma\text{пр.х}}}{R_{\text{гр.х}}}}, \quad (5.66)$$

где $\Delta S_{\Sigma\text{пр.х}}$ – обжатие по толщине стенки в мгновенном очаге деформации; $R_{\text{гр.х}}$ – радиус гребня ручья калибра.

Критический угол, разграничивающий зоны отставания и опережения металла относительно поверхности валка:

$$\omega_x = 1,53 \sqrt{\frac{\rho_{\text{в.ш.}} - R_{\text{гр.х}}}{\rho_{\text{в.ш.}} R_{\text{гр.х}}} S_x}, \quad (5.67)$$

Для расчета величины осевого усилия Ю.Ф. Шевакин предложил ряд формул [2; 4]. Величина осевого усилия в сечениях определяется как функция от уже рассчитанной силы прокатки в этом сечении ($P_{\text{пр.х}}$ или $P_{\text{обр.х}}$, для прямого или обратного хода соответственно)

Расчет осевого усилия при прямом ходе клетки

В случае когда зона отставания меньше, чем зона опережения, т.е. $\omega_x < \theta_x$, то осевое усилие рассчитывают по формуле [2; 4]:

$$Q_{\text{пр.х}} = P_{\text{пр.х}} \left((\pi - 2K_\alpha \alpha_B) \left(f - \sqrt{\frac{\Delta S_{\text{пр.х}}}{4,94R_{\text{гр.х}}}} \right) - 3,81(\rho_{\text{в.ш.}} - R_{\text{гр.х}}) \sqrt{\frac{S_x}{\rho_{\text{в.ш.}} R_{\text{гр.х}} \Delta S_{\text{пр.х}}}} \right). \quad (5.68)$$

Если зона отставания больше, чем зона опережения, т.е. $\omega_x \gg \theta_x$, то осевое усилие рассчитывают по формуле [2; 4]:

$$Q_{\text{пр.х}} = P_{\text{пр.х}} \left((\pi - 2K_\alpha \alpha_B) \left(f - \sqrt{\frac{\Delta S_{\text{пр.х}}}{4,94R_{\text{гр.х}}}} \right) - 3,53f \sqrt{\frac{\rho_{\text{в.ш.}} - R_{\text{гр.х}}}{R_{\text{гр.х}}}} \right), \quad (5.69)$$

где f – коэффициент трения (для сталей и алюминиевых сплавов $f = 0,08 \dots 0,1$; для меди, латуни и др. цветных металлов $f = 0,06 \dots 0,07$; при прокатке титановых сплавов $f = 0,1 \dots 0,15$); α_B – угол развалки ручья калибра (в радианах, обычно $0,5 \dots 0,6$ рад); K_α – коэффициент, характеризу-

ющий участие выпуска ручья в деформации металла, этот коэффициент переменный по длине ручья, для прямого и обратного хода зависит от характеристики поворотно-подающего механизма (таблица 5.12).

Таблица 5.12. – Значения коэффициента K_α по длине ручья

Характеристика поворотно-подающего механизма	Прямой ход клетки			Обратный ход клетки		
	начало	середина	конец	начало	середина	конец
Раздельные поворот и подача	0,5	0,25	0	1,00	0,85	0,75
Совмещенные поворот и подача	0,25	0,10	0	0,90	0,70	0,50
Двойной поворот трубы	0,75	0,50	0,25	0,75	0,60	0,50

Расчет осевого усилия при обратном ходе клетки

В случае когда начальный радиус ведущей шестерни больше радиуса гребня вала ($\rho_{в.ш.} > R_{гр.х}$), осевое усилие определяется по формуле

$$Q_{обр.х} = P_{обр.х} \left[(\pi - 2K_\alpha \alpha_B) \left(f + \sqrt{\frac{\Delta S_{обр.х}}{4,94R_{гр.х}}} \right) - 5,56f \frac{R_{б.к.} - r_x \sin \alpha_B}{R_{гр.х}} \left(\frac{R_{б.к.} - \rho_{в.ш.}}{r_x} - \sin(K_\alpha - \alpha_B) \right) \right], \quad (5.70)$$

где $r_x = R_x$ – радиус ручья калибра; $R_{б.к.}$ – радиус бочки калибра.

Если начальный радиус ведущей шестерни меньше радиуса гребня вала ($\rho_{в.ш.} < R_{гр.х}$), осевое усилие определяется по формуле

$$Q_{обр.х} = P_{обр.х} \left[(\pi - 2K_\alpha \alpha_B) \left(f + \sqrt{\frac{\Delta S_{обр.х}}{4,94R_{гр.х}}} \right) - 2,78f \frac{R_{б.к.} - r_x \sin \alpha_B}{R_{б.к.} - R_{гр.х}} \left(\frac{R_{б.к.} - \rho_{в.ш.}}{r_x} - \sin(K_\alpha \alpha_B) \right) \right]. \quad (5.71)$$

Другой способ расчета осевых усилий представлен в [10], где осевое усилие в каждом сечении предлагается рассчитывать исходя из приведенных ниже зависимостей.

Прямой ход клетки [10]

1) при прямом ходе клетки в случае $\rho_{в.ш.} > R_{гр.х}$:

$$Q_{пр.х} = 2f \cdot p_{ср.х} (F_{отст.пр.х} - F_{опер.пр.х}), \quad (5.72)$$

где $F_{отст.пр.х}$ и $F_{опер.пр.х}$ – площадь зон отставания и опережения в мгновенном очаге деформации при прямом и обратном ходах клетки:

$F_{\text{отст.пр.х}}$ при прямом ходе клетки

– при $\omega_x < \theta_x$

$$F_{\text{отст.пр.х}} = \frac{\pi}{2} \cdot \omega_x \cdot r_x \cdot R_{\text{гр.х}} \cdot \arccos\left(\frac{R_{\text{б.к}} - \rho_{\text{в.ш.}}}{r_x}\right); \quad (5.73)$$

– при $\omega_x \geq \theta_x$

$$F_{\text{отст.пр.х}} = 0,705 \cdot \pi \cdot r_x \cdot \sqrt{\Delta S_{\text{пр.х}} \cdot (1 - K_\alpha)} \cdot R_{\text{гр.х}} \cdot \arccos\left(\frac{R_{\text{б.к}} - \rho_{\text{в.ш.}}}{r_x}\right). \quad (5.74)$$

Площадь зоны опережения $F_{\text{опер.пр.х}}$ рассчитывается как разница полной площади контактной поверхности в мгновенном очаге деформации $F_{\text{к.пр.х}}$ и площади поверхности зоны отставания $F_{\text{отст.пр.х}}$

$$F_{\text{опер.пр.х}} = F_{\text{к.пр.х}} - F_{\text{отст.пр.х}}; \quad (5.75)$$

2) при прямом ходе клетки в случае $\rho_{\text{в.ш.}} < R_{\text{гр.х}}$ всю контактную поверхность занимает зона опережения:

$$Q_{\text{пр.х}} = -2f \cdot p_{\text{ср.х}} \cdot F_{\text{к.пр.х}}, \quad (5.76)$$

где $F_{\text{к.пр.х}}$ – площадь контактной поверхности в мгновенном очаге деформации

Обратный ход клетки [10]

1) при обратном ходе клетки, в случае $\rho_{\text{в.ш.}} > R_{\text{гр.х}}$:

$$Q_{\text{обр.х}} = 2f \cdot p_{\text{ср.х}} (F_{\text{отст.обр.х}} - F_{\text{опер.обр.х}}), \quad (5.77)$$

где $F_{\text{отст.х}}$ при обратном ходе клетки:

– при $\rho_{\text{в.ш.}} > R_{\text{гр.х}}$

$$F_{\text{отст.обр.х}} = r_x \cdot \sqrt{\Delta S_{\text{обр.х}} R_{\text{гр.х}}} \cdot \left(\pi - 2 \left(\arccos\left(\frac{R_{\text{б.к}} - \rho_{\text{в.ш.}}}{r_x}\right) + k_\alpha \alpha_B \right) \right); \quad (5.78)$$

– при $\rho_{\text{в.ш.}} < R_{\text{гр.х}}$

$$F_{\text{отст.обр.х}} = \pi \sqrt{r_x (\rho_{\text{в.ш.}} \mu_{\Sigma, \text{обр.х}} - R_{\text{гр.х}})} \cdot \sqrt{\Delta S_{\text{обр.х}} \rho_{\text{в.ш.}} - S_x (R_{\text{гр.х}} - \rho_{\text{в.ш.}})}, \quad (5.79)$$

где $\mu_{\Sigma, \text{обр.х}} \approx \mu_{\Sigma x}^{0,3}$ – вытяжка при обратном ходе клетки.

Площадь зоны опережения $F_{\text{опер.обр.х}}$ рассчитывается как разница полной площади контактной поверхности в мгновенном очаге деформации $F_{\text{к.обр.х}}$ и площади поверхности зоны отставания $F_{\text{отст.обр.х}}$:

$$F_{\text{опер.обр.х}} = F_{\text{к.обр.х}} - F_{\text{отст.обр.х}}; \quad (5.80)$$

2) при обратном ходе клетки в случае $\rho_{\text{в.ш.}} < R_{\text{гр.х}}$ рассматривают два случая [10].

– при $\mu_{\Sigma.\text{обр.х}} \leq \frac{R_{\text{гр.х}}}{\rho_{\text{в.ш.}}}$ вся контактная поверхность является зоной от-

ставания:

$$Q_{\text{обр.х}} = 2f \cdot p_{\text{ср.х}} \cdot F_{\text{к.х}}; \quad (5.81)$$

– при $\mu_{\Sigma.\text{обр.х}} > \frac{R_{\text{гр.х}}}{\rho_{\text{в.ш.}}}$ вся контактная поверхность является зоной от-

ставания:

$$Q_{\text{обр.х}} = 2f \cdot p_{\text{ср.х}} (F_{\text{отст.обр.х}} - F_{\text{опер.обр.х}}). \quad (5.82)$$

Согласно сказанному выше, при значительной величине осевых усилий возможно стыкование труб и, как следствие, попадание в мгновенный очаг деформации части трубы с двойной толщиной стенки (рисунок 5.9), что угрожает поломкой деталей стана из-за возникновения значительных деформационных усилий.

Возможность такой стыковки труб и потери устойчивости трубы в виде «гармошки» проверяется по условию [10]

$$\frac{|Q_{x.\text{max}}|}{F_3} \leq 0,8\sigma_{0,2}, \quad (5.83)$$

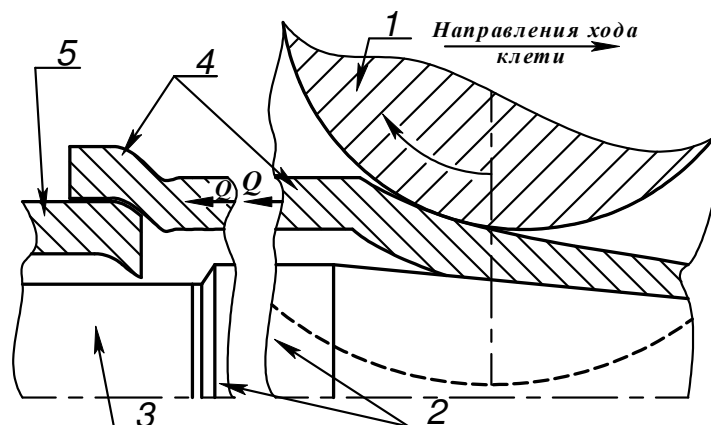
где F_3 – площадь поперечного сечения трубы-заготовки; $\sigma_{0,2}$ – предел текучести трубы-заготовки.

Для приблизительного анализа величины осевых усилий можно пользоваться эмпирическими зависимостями:

$$\text{при } S_{\text{тр}} > 1 \text{ мм } Q_x = (0,1 \dots 0,15)P_x, \quad (5.84)$$

$$\text{при } S_{\text{тр}} \leq 1 \text{ мм } Q_x = (0,25 \dots 0,40)P_x, \quad (5.85)$$

где P_x – сила прокатки в сечении.



1 – валок; 2 – оправка; 3 – оправкодержатель;
 4 – прокатываемая труба-заготовка;
 5 – следующая за прокатываемой труба-заготовка

Рисунок 5.9. – Стыкование труб-заготовок
 из-за действия осевой силы Q

5.4 Режим деформации с предварительно заданным распределением величины развалки калибра

Холодной пильгерной валковой прокаткой производится все больше труб с малой величиной поперечной разностенности. Это обеспечивается адекватными расчетами параметров процесса деформации металла и соответствующими калибровками рабочего инструмента станов ХПТ.

В известных подходах, которые используются для расчетов параметров процесса ХПТ, сначала задают необходимый характер распределения обжатий по толщине стенки трубы в контрольных сечениях конуса деформации, определяют толщину стенки и величину ее обжатия в мгновенном очаге деформации, а после расчетов других параметров процесса, уже в конце алгоритма расчетов, определяют величину развалки ручья калибров. Однако именно величина развалки и ее распределение вдоль конуса деформации в значительной степени влияют на получение регламентированной поперечной разностенности труб. Также в известном подходе к расчетам режимов деформации в станах ХПТ величина развалки рассчитывается согласно с определенной, максимальной величиной подачи. Таким образом, в этом случае величина подачи не связана с заданным режимом деформации. Здесь зачастую получают увеличение процентной доли развалки калибра (относительно величины его диаметра) в конце обжимной зоны рабочего конуса деформации. В [80] Ю.Ф. Шевакин, И.Д. Селифонов, В.А. Ци-

рюльников, А.Б. Ламин представили формулу для расчета величины развалки в виде

$$b_{i,\min} = m \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot 2\operatorname{tg}\alpha_i + 2\Delta S_{\text{мгн},i}, \quad (5.86)$$

где $\Delta S_{\text{мгн},i}$ – обжатие по толщине стенки в мгновенном очаге деформации i -го контрольного сечения.

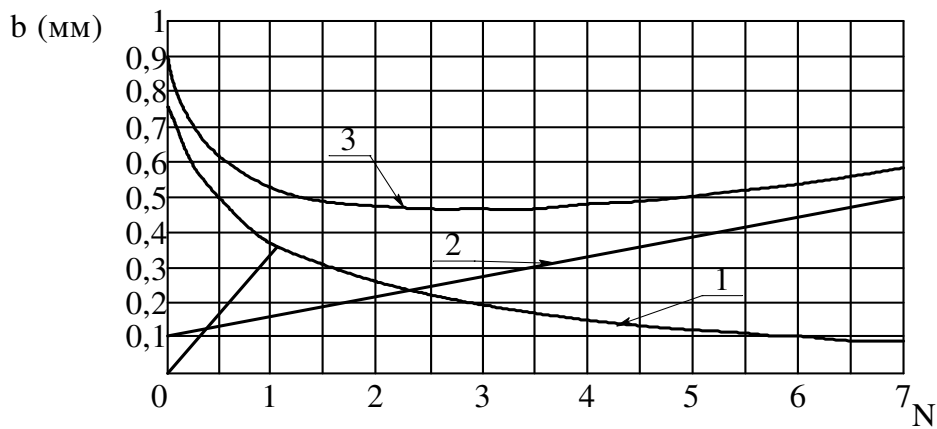
Первая часть выражения (5.86) показывает влияние величины обжатия по диаметру ($m \cdot \mu_{\Sigma i} 2\operatorname{tg}\alpha_i$) на распределение развалки ручья калибра вдоль конуса деформации, вторая – влияние величины обжатия по толщине стенки ($2\Delta S$). В этой же работе представлены графики, характеризующие влияние изменения различных факторов на величину развалки (рисунки 5.10, 5.11).

Как видно из графиков, кроме линейного сдвига большое влияние на величину развалки оказывает именно величина редуцирования в мгновенном очаге деформации из-за того, что с увеличением угла наклона оправки самое большое изменение приобретает именно этот параметр. Поэтому для расчетов развалки желательно учитывать именно величину редуцирования в мгновенном очаге деформации. Следует заметить также, что во время расчетов реальной величины обжатия по толщине стенки не учитывается величина утолщения стенки в ходе редуцирования в соответствующем очаге деформации.

Все рассмотренные в [80] параметры процесса ХПТ важны для математического моделирования процесса с целью обеспечения необходимого характера распределения величины развалки. Кроме того, важно учитывать характер распределения силы прокатки вдоль конуса деформации.

Данные [80] доказывают, что при расчете величины развалки как факта заданного режима деформации возможно получить увеличивающуюся долю развалки калибра (относительно величины его диаметра). Многочисленные исследования [80; 81; 184; 185; 187; 189] и практика прокатки труб на станах ХПТ свидетельствуют, что такой характер распределения величины развалки приводит к увеличению поперечной разностенности труб и невыполнению регламентированных требований к этому параметру точности поперечного сечения трубы.

Уже известна концепция метода расчета параметров деформации трубы в станах ХПТ, в котором предложено начинать расчеты именно из распределения величины развалки ручья калибров (а не стенки трубы) вдоль обжимной зоны конуса деформации [88]. Но реализация такой

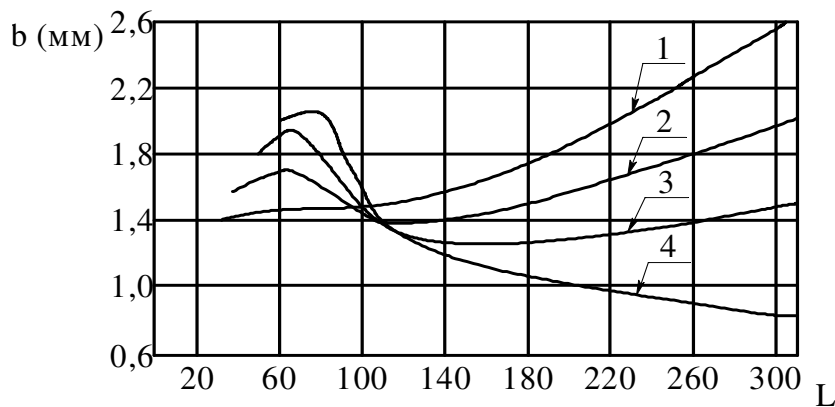


N – номер контрольного сечения рабочего конуса;

1 – в зависимости от обжатия по диаметру; 2 – в зависимости от линейного сдвига;
3 – суммарная

Рисунок 5.10. – Изменение величины развалки b по длине обжимного участка ручья калибра

Источник: [80].



L – длина рабочего конуса; b – величина развалки;

1 – $2\text{tg}\alpha = 0,045$; 2 – $2\text{tg}\alpha = 0,04$; 3 – $2\text{tg}\alpha = 0,02$; 4 – $2\text{tg}\alpha = 0,01$

Рисунок 5.11. – Изменение величины развалки по длине обжимного участка ручья калибра в зависимости от конусности оправки (маршрут $45 \times 3,5 \rightarrow 22 \times 0,85$ из стали 20, подача 7,44 мм)

Источник: [80].

концепции имеет сложный эмпирический характер, это суживает границы ее применения. Также в калибровке при расчетах значений развалки ручья не учитываются значения необходимой величины разностенности, не выполняется распределение значений развалки ручья вдоль конуса деформации с помощью удобной для использования на практике зависимости [184; 185; 187; 189]. В данном случае наиболее желательным является выполнение распределения величины развалки по нисходящей кривой.

Обжатие трубы в станах ХПТ происходит в мгновенном очаге деформации. При прохождении любого сечения зоны обжатия конуса деформации через МОД сначала происходит процесс редуцирования трубы, а потом обжатие по толщине стенки. В данной концепции не учитываются параметры поперечного формоизменения трубы в МОД. А именно эти факторы сказываются на необходимой величине развалки, которая в свою очередь влияет на возможность получения регламентированной поперечной разностенности готовых труб, что в сумме приводит к увеличению брака труб из-за разностенности поперечного сечения.

И.Ю. Коробочкин [88] отметил важность концепции заранее заданного распределения развалки. Было предложено изменить отношение ширины калибра к его высоте по сечениям рабочего конуса по предложенному им закону и начинать расчеты параметров процесса ХПТ именно с учетом этого отношения. Он предполагал, что при прокатке труб уширение отсутствует. Связывать ширину ручья калибров с их диаметром предложено через коэффициент овальности калибров [88]:

$$B_x = (U_x \cdot D_x), \quad (5.87)$$

где U_x – коэффициент овальности калибров.

Исходя из того, что ширина калибров в сечениях конуса деформации должна быть равной диаметру ручья в сечении, которое отстоит от данного на величину линейного сдвига, И.Ю. Коробочкиным [88] в основу метода положено соотношение

$$B_x = D_{x-\Delta x}, \quad (5.88)$$

где $D_{x-\Delta x}$ – диаметр ручья в сечении, которое отстоит от данного на величину линейного сдвига.

Распределение величины отношения ширины калибра к его диаметру предлагалось выполнять согласно зависимостям [88]

$$u_n = 1 + \alpha_b, \quad u_{n-1} = 1 + 2\alpha_b, \quad u_{n-2} = 1 + 3\alpha_b, \quad u_i = 1 + n\alpha_b, \quad (5.89)$$

где α_b – коэффициент, который определяет закон деформации; u_n – отношение ширины калибра и его диаметра в контрольных сечениях.

Такой порядок расчетов является первым успешным шагом на пути осуществления заданного распределения ширины калибра по длине зоны обжатия рабочего конуса, но он не учитывает изменение поперечного сечения трубы в зоне редуцирования в мгновенном очаге деформации.

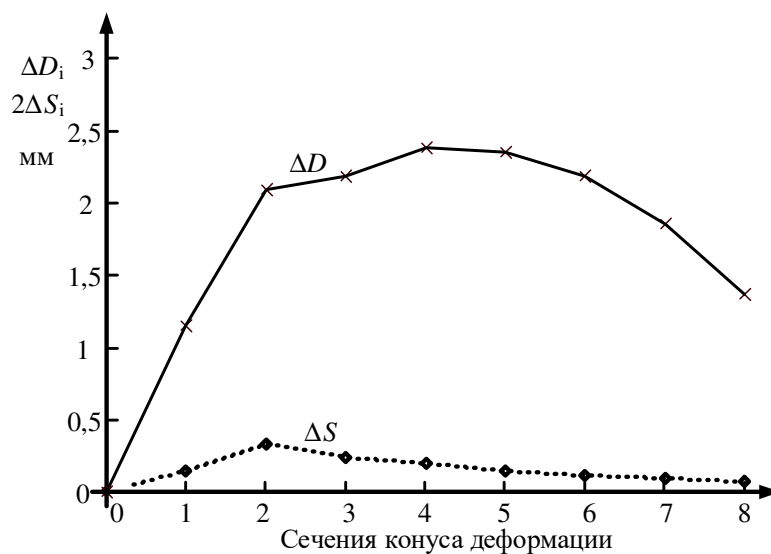
Вышеизложенное побудило авторов работ [184; 185; 187; 189] к дальнейшему развитию метода расчета параметров процесса ХПТ при заданном распределении развалки ручья калибров.

Процесс обжатия трубы в станах холодной пильгерной валковой прокатки происходит в мгновенном очаге деформации. Величина развалки ручья калибров зависит именно от изменения его параметров вдоль конуса деформации, а также от величины подачи как фактора, напрямую влияющего на объем металла в МОД. Металл, который будет сдвинут в ходе его формоизменения в МОД (см. рисунок 2.7), можно разделить на две части:

- металл, сдвинутый во время редуцирования (см. рисунок 2.7, поз. 1);
- металл, сдвинутый во время обжатия стенки (см. рисунок 2.7, поз. 2).

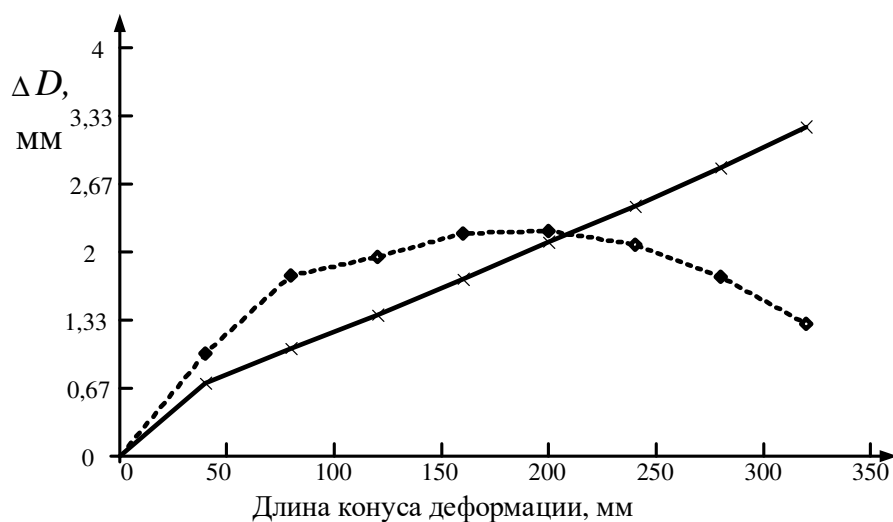
Состояние каждой отдельной части сдвинутого объема зависит от абсолютной величины: в первом случае от обжатия по толщине стенки, во втором – от величины редуцирования трубы в МОД. Множественные расчеты этих величин по существующим зависимостям [2; 80; 174] (выполненные автором работы), результаты одного из которых представлены на графике (рисунок 5.12), показывают, что величина редуцирования в МОД в абсолютных единицах значительно большая, чем величина обжатия в нем стенки. Отсюда можно сделать вывод о преимущественном влиянии величины редуцирования в мгновенном очаге деформации на величину уширения металла в станах ХПТ.

Как показывают расчеты, на изменение величины редуцирования трубы в МОД при движении клетки вдоль конуса деформации влияет также тип формы рабочей части оправки (рисунок 5.13). В случае прокатки на конусной оправке величина редуцирования трубы в мгновенном очаге деформации постоянно увеличивается, достигая максимума в конце конуса деформации. Такое распределение этой величины нежелательно, т.к. в данном случае в большей степени редуцируется уже наклепанный металл.



пунктир – обжатие по толщине стенки трубы в МОД;
 сплошная линия – редуцирование трубы в МОД

Рисунок 5.12. – Распределение параметров деформации трубы в МОД вдоль конуса деформации (42×2,1→28×1,1; ВТ-1; оправка с криволинейной образующей; $m = 10$)



пунктир – прокатка на оправке с криволинейной образующей (КПО, степень крутизны – 2, $2\text{tg}\alpha = 0,005$);
 сплошная линия – прокатка на конусной оправке

Рисунок 5.13. – Редуцирование трубы МОД стана ХПТ (45×2,1→21×1; сплав ВТ-1; $m = 10$)

При прокатке трубы на оправке с криволинейной образующей (см. рисунок 5.13) даже с небольшой степенью криволинейности большая часть редуцирования трубы приходится на начало зоны обжатия стенки конуса деформации. В данном случае (см. рисунок 5.13) редуцируется более пластичный металл, и характер распределения редуцирования позволяет уменьшить ширину калибра в последних участках конуса деформации (в отличие от случая прокатки на конусной оправке).

Следовательно, имея целью прокатку трубы в более тесных калибрах (в конечных сечениях конуса деформации), более целесообразной является прокатка на оправке с криволинейной образующей формы рабочей поверхности из-за того, что величина редуцирования трубы в мгновенном очаге деформации в этой части конуса деформации имеет нисходящий характер.

При анализе большинства формул, которые позволяют связать параметры мгновенного очага деформации [2; 80; 174], видно, что можно напрямую связать ширину ручья и подачу с обжатием по толщине стенки [184; 185; 187; 189]. Это делает возможным дальнейшее развитие метода расчета параметров обработки давлением в стане холодной валковой пильгерной прокатки труб с возможностью вести расчеты деформационных параметров при заранее заданном распределении величины развалки ручья калибров вдоль конуса деформации и использовать данный метод для получения труб запланированной точности. Таким образом, предлагается более широкий подход к расчетам параметров процесса ХПТ, когда уже в начале определения геометрических параметров процесса будет учитываться характер заполнения металлом трубы поперечного сечения ручья калибра. Вместе с этим метод позволит производить учет распределения величины редуцирования в МОД вдоль конуса деформации, вычислять ограничение по максимальной величине подачи, учитывать физические свойства металла и др.

Многие из параметров процесса холодной пильгерной валковой прокатки труб невозможно объединить в одну зависимость. Поэтому такие параметры, как распределение величины редуцирования в мгновенном очаге деформации, обжатие стенки в нем, энергосиловые параметры, вероятно контролировать по графикам и с помощью коэффициентов, вводимых для учета особенностей деформирования соответствующих групп сталей и сплавов. Такая схема расчетов параметров процесса ХПТ будет иметь один недостаток – ограничение по величине подачи, которая сдерживает производительность агрегата. Поэтому данная схема нацелена на прокатку труб из дорогих марок сталей и сплавов, где важно обеспечить большой

выход годной продукции, и уменьшение производительности агрегата не является сдерживающим фактором.

Как известно [190], для расчетов ширины калибра существует формула, которая более надежно учитывает величину расширения трубы, вызванного редуцированием в мгновенном очаге деформации:

$$b_i = k_t \cdot m \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot (\operatorname{tg} \gamma - \operatorname{tg} \alpha) + k_d \cdot m \cdot \mu_{\Sigma i} \cdot \operatorname{tg} \alpha, \quad (5.89)$$

где k_t – коэффициент, учитывающий вынужденное уширение металла и возможный износ инструмента, $k_t = 1,05-1,8$ [6] (большие значения для начальных сечений обжимной зоны ручья); k_d – коэффициент, учитывающий горизонтальное сплющивание, $k_d = 0,3-0,7$.

Эта формула с большей точностью отображает связь между нужными нам параметрами процесса ХПТ вследствие того, что величина редуцирования в мгновенном очаге деформации имеет значительные параметры. Формула для нахождения толщины стенки при первичном распределении величины опирается на формулу (2.6).

Значение угла наклона ручья рассчитывается по формуле

$$\operatorname{tg} \gamma_i = \frac{D_{i-1} - D_i}{L_i}, \quad (5.90)$$

где D_{i-1} – диаметр трубы в сечении $i - 1$;
 D_i – диаметр трубы в i -том сечении;
 L_i – расстояние между этими сечениями.

Учитывая, что $D_{i-1} = d_{i-1} + 2S_{i-1}$, а $D_i = d_i + 2S_i$ формулу (5.90) представим в виде

$$\operatorname{tg} \gamma_i = \frac{(d_{i-1} + 2S_{i-1}) - (d_i + 2S_i)}{2L_i}, \quad (5.91)$$

где d_{i-1} – диаметр оправки в i -том сечении.
 Значение величины вытяжки представим как

$$\mu_{\Sigma i} = \frac{F_0}{\pi(d_i + S_i)S_i}, \quad (5.92)$$

где F_0 – площадь поперечного сечения трубы-заготовки.

В итоге получим формулу необходимой связи между параметрами процесса холодной пильгерной прокатки с учетом величины редуцирования в нем:

$$b_i = k_i \cdot m \cdot \frac{F_0}{\pi(d_i + S_i)S_i} \cdot \left(\frac{(d_{i-1} + 2S_{i-1}) - (d_i + 2S_i)}{2L_i} - \operatorname{tg}\alpha \right) + k_i \cdot m \cdot \frac{F_0}{\pi(d_i + S_i)S_i} \cdot \operatorname{tg}\alpha, \quad (5.93)$$

Окончательно значение толщины стенки в сечениях зоны обжатия конуса деформации в зависимости от предварительного распределения развалки имеет вид:

$$S_i = \frac{1}{2b_i L_i} \cdot ((-2 \cdot b_i \cdot L_i \cdot d_i + 2 \cdot (k_i^2 \cdot m^2 \cdot F_0^2 + b_i^2 \cdot L_i^2 \cdot d_i^2 + 2 \cdot b_i \cdot L_i \cdot k_i \cdot m \cdot F_0 \cdot (d_{i-1} + S_{i-1}) - 4 \cdot b_i \cdot L_i^2 \cdot m \cdot \operatorname{tg}\alpha \cdot F_0 \cdot (k_i - k_d))^{1/2} - m \cdot F_0 \cdot k_i)). \quad (5.94)$$

В этой формуле максимальная возможная (теоретически) величина подачи подбирается итерационно, контролем величины толщины стенки в сечении пережима (должна равняться заданной). На рисунке 5.14 показаны параметры калибровки одного из маршрутов.

Схема общих шагов предложенного метода показана на рисунке 5.15.

Метод проверен при расчете рабочего инструмента станков ХПТ-75 (90), ХПТ-55 и ХПТ-32 для прокатки труб из титановых сплавов.

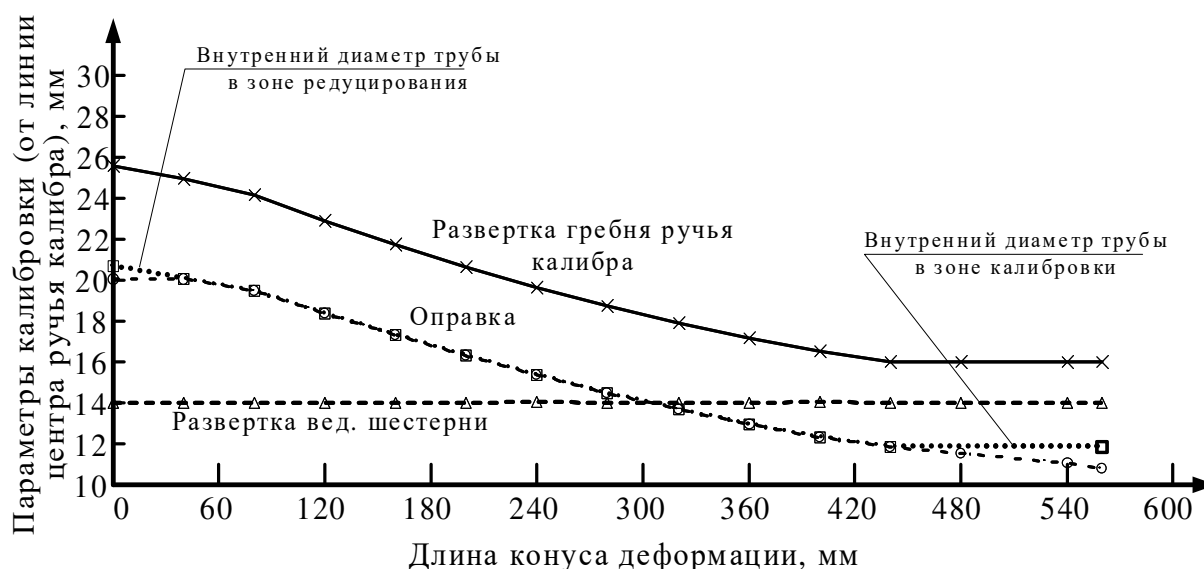


Рисунок 5.14. – График развертки ручья калибра с оправкой на стане ХПТ-55 (маршрут: 50,8×4,88→32×4,2, сплав Gr-2)

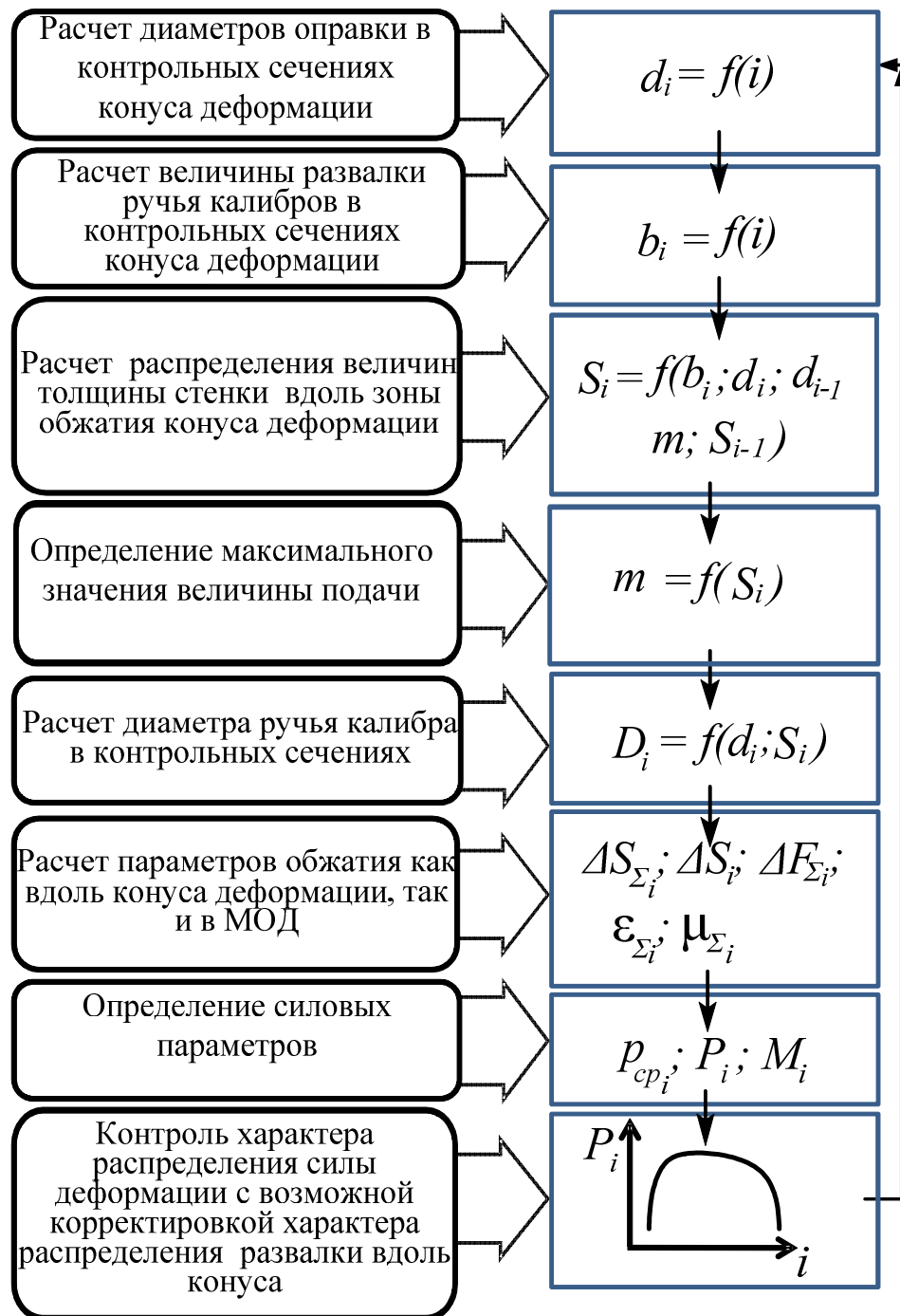


Рисунок 5.15. – Схема общих шагов метода расчета параметров процесса ХПТ при первичном распределении величины развалки ручья калибров

Глава 6
КАЛИБРОВКА РАБОЧЕГО ИНСТРУМЕНТА
ПРИ ИСПОЛЬЗОВАНИИ ОПРАВОК
С КРИВОЛИНЕЙНОЙ ОБРАЗУЮЩЕЙ ФОРМЫ
РАБОЧЕЙ ПОВЕРХНОСТИ

6.1 Расчет параметров процесса ХПТ с применением оправок с криволинейной образующей формы рабочей поверхности

Одним из путей оптимизации формы образующей рабочей поверхности оправки было применение многоконусных оправок (рисунок 6.1), когда конусная часть оправки разделена на несколько участков (от двух до четырех). Конусность оправки от участка к участку, от цилиндра к пережиму снижалась: $\alpha_1 > \alpha_2 > \alpha_3 > \alpha_4$ (рисунок 6.1). В течение многих лет на различных трубных предприятиях такие оправки многократно и безуспешно были апробированы [2; 7; 9; 36; 40; 87; 88; 107]. Известно, что на Южнотрубном заводе (ЮТЗ), Никополь, Украина, в свое время двухконусные оправки использовались для прокатки особоточных труб, но это были штучные маршруты.

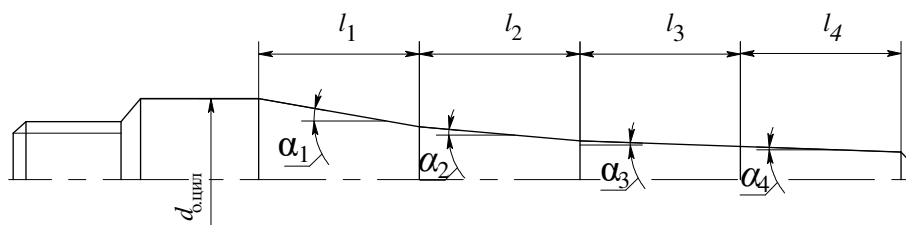
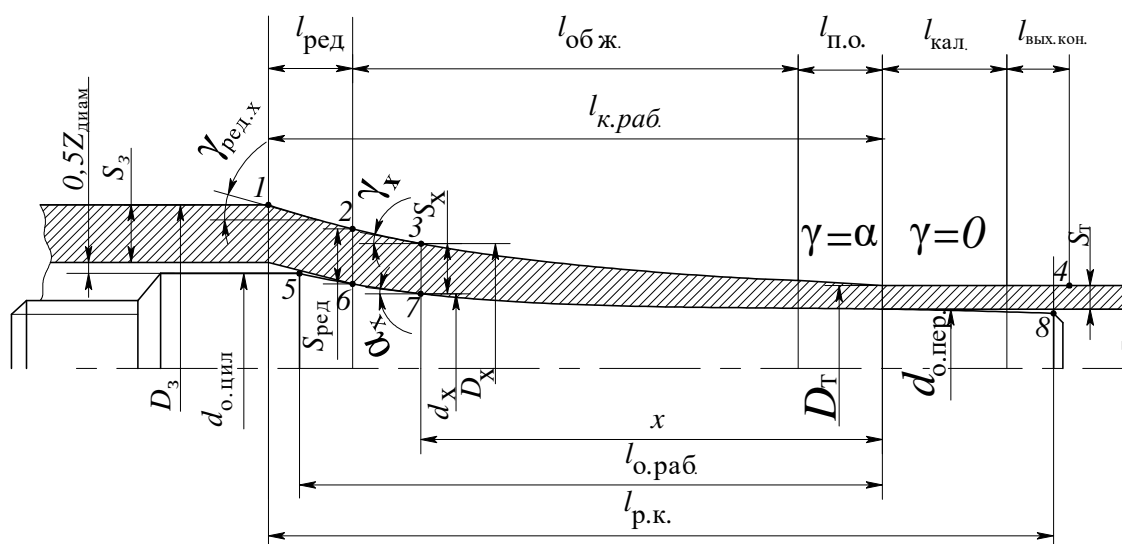


Рисунок 6.1. – Многоконусная оправка стана ХПТ

Как дальнейшее развитие этой идеи были предложены оправки с непрерывно уменьшающейся конусностью (т.е. оправки с криволинейной образующей формы рабочей поверхности). На рисунке 6.2 изображен конус деформации с оправкой, которая имеет криволинейную образующую формы рабочей поверхности. Конус изображен в момент, после которого следует подача трубы перед очередным циклом. На рисунке 6.2 кривые 1–4 и 5–8 – продольные профили оправки и рабочего конуса соответственно, точки: 2–6 – конец участка редуцирования; 3–7 – сечение профиля в области, удаленной от пережима на расстоянии x .

Калибровка с использованием оправок с криволинейной образующей формы рабочей поверхности (далее – с криволинейной образующей) может строиться по двум принципам расчета:

– определяются параметры оправки с криволинейной образующей в контрольных сечениях; далее рассчитываются толщина стенки в этих же сечениях (например, по формуле Ю.Ф. Шевакина), затем как производные от этих параметров – диаметры калибра в них;



D_3 , S_3 , D_T , S_T – соответственно диаметр и толщина стенки трубы до и после прокатки; $d_{0.цил.}$, $d_{0.пер.}$ – диаметры оправки в цилиндрической части и в пережиме; D_x , d_x – диаметры рабочего конуса и оправки в сечении "x"; α_x – конусность оправки в сечении x; $\gamma_{ред.х}$ – конусность калибра в сечении x зоны редуцирования; γ_x – конусность калибра в любом сечении x; $l_{р.к.}$, $l_{обж.}$, $l_{кал.}$, $l_{п.о.}$ – длины участков конуса рабочего, соответственно: обжимного, калибрующего, предотделочного

Рисунок 6.2. – Конус с оправкой, которая имеет криволинейную образующую формы рабочей поверхности в момент, после которого следует подача очередного цикла

– рабочая форма поверхности оправки и форма рабочей поверхности развертки калибра рассчитываются по похожим формулам, распределение толщины стенки определяется как половина разницы диаметра калибра и диаметра оправки в контрольном сечении.

Следует также отметить, что при малой начальной конусности оправки (конусность оправки в конечном сечении зоны обжатия) участок предотделки при прокатке рядовых труб может отсутствовать.

Информация о калибровке инструмента для холодной прокатки труб на основе оправки с криволинейной образующей впервые появилась в работе [174]. Экспериментальный образец калибровки разработан и испытан инженером А.Г. Леваейна на Первоуральском новотрубном заводе. Конусность оправки исследовательского варианта составляла 0,08 в начале и монотонно уменьшалась до 0,005 в конце обжимного участка. Тогда эта калибровка не получила распространения из-за отсутствия станков для промышленного

изготовления прокатного инструмента с криволинейной образующей. Промышленное применение калибровки с использованием оправок с криволинейной образующей началось после появления шлифовальных станков с числовым программным управлением, на которых стало возможным изготовление прокатного инструмента заданной геометрии и требуемой точности.

Ранее при изготовлении оправок на универсальных круглошлифовальных станках со специальными приспособлениями точность размеров и класс шероховатости рабочей поверхности не удовлетворяли требованиям к прокатному инструменту. Для каждого профиля оправки требовались специальные копирные устройства. Все это сдерживало применение оправок с криволинейной образующей. С 1990 г. на ЮТЗ приступили к изготовлению криволинейных оправок на специальных круглошлифовальных станках модели ЗК152ВФ20 с ЧПУ Харьковского станкостроительного завода имени С.В. Косиора.

В настоящее время для ряда трубных заводов промплощадки бывшего ЮТЗ киевскими предприятиями (Национальный технический университет Украины «Киевский политехнический институт» и ООО ПТФ «АВАНТИС») были модернизированы круглошлифовальные станки с переводом на ЧПУ. Это позволило изготавливать как конические, так и криволинейные оправки для всего сортамента прокатываемых труб. В сочетании с модернизацией станков ЛЗ-250 для выполнения переменного профиля ручья калибров с переводом их на ЧПУ (работы по модернизации выполнены теми же киевскими предприятиями) появилась возможность оперативно и для конкретных условий прокатки с определенными требованиями к трубе изготавливать высокоточный инструмент для станов ХПТ.

В последние примерно двадцать лет в связи с существенным увеличением требований к трубам и стремлением улучшить экономические показатели производства холоднодеформированных труб из нержавеющей и углеродистых марок сталей, а также из сплавов титана применение калибровок станов ХПТ с криволинейной образующей профиля оправок на трубных заводах значительно расширилось. Большая часть (до 90%) производимых холодной прокаткой труб получена с применением калибровок инструмента с криволинейной образующей профиля оправок.

В отечественной практике прокатки широкое распространение получила калибровка КПО. В ней расчет диаметра ручья калибра производится по формуле [54]

$$D_x = D_T + (D_3 - D_T - \gamma_{\min} \cdot l_{\text{к.паб}}) \left(\frac{x}{l_{\text{к.паб}}} \right)^n + \gamma_{\min} x, \text{ мм}, \quad (6.1)$$

где γ_{\min} – минимальная конусность ручья в конце конуса деформации;
 x – координата сечения;
 n – степень крутизны образующей развертки ручья калибра;
 x – координата сечения;
 $l_{\text{раб}}$ – длина зоны обжатия конуса деформации.

По аналогичной формуле находятся диаметры оправки в тех же контрольных сечениях [54]:

$$d_x = d_{\text{пер}} + (d_{\text{о.цил}} - d_{\text{пер}} - \alpha_{\min} \cdot l_{\text{о.раб}}) \left(\frac{x}{l_{\text{о.раб}}} \right)^n + \alpha_{\min} x, \text{ мм}, \quad (6.2)$$

где α_{\min} – минимальная конусность оправки перед сечением пережима.

Иногда, с целью более точного управления распределением обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации, после определения диаметров оправки по формуле (6.2) далее рассчитывается толщина стенки в контрольных сечениях зоны обжатия:

$$S_{x.\text{обж}} = S_T + (S_{\text{ред}} - S_T) \cdot \left(\frac{x_{\text{обж}}}{l_{\text{обж}}} \right)^{n_S}, \text{ мм}, \quad (6.3)$$

где n_S – эмпирический показатель параболической функции изменения толщины стенки рабочего конуса на обжимном участке, $n_S = 1,5 \dots 3,5$.

Определяют диаметры ручья калибра в сечениях зон:

– обжатия

$$D_{x.\text{обж}} = d_{x.\text{обж}} + 2 S_{x.\text{обж}}, \text{ мм}, \quad (6.4)$$

где $d_{x.\text{обж}}$ – диаметры оправки в контрольных сечениях зоны обжатия;

– предотделки

$$D_{x.\text{п.о.}} = d_{x.\text{п.о.}} + 2 S_T, \text{ мм}, \quad (6.5)$$

где $d_{x.\text{п.о.}}$ – диаметры оправки в контрольных сечениях зоны предотделки;

– калибровки

$$D_{x.\text{кал.}} = D_T, \text{ мм}. \quad (6.6)$$

В этом случае диаметры ручья калибра в зоне редуцирования можно определить по формуле

$$D_{x.\text{ред.}} = D_{\text{ред}} + (D_z - D_{\text{ред}} - \gamma_{\min.\text{ред.}} \cdot l_{\text{ред}}) \left(\frac{x_{\text{ред}}}{l_{\text{ред}}} \right)^n + \gamma_{\min.\text{ред.}} x_{\text{ред}}, \text{ мм}, \quad (6.7)$$

где $\gamma_{\min.\text{ред}}$ – конусность гребня ручья калибра вначале зоны обжатия;
 $x_{\text{ред}}$ – координата сечения в зоне редуцирования;
 $D_{\text{ред}}$ – диаметр калибра в первом сечении зоны обжатия стенки (см. рисунок 5.2, сечение с толщиной стенки $S_{\text{ред}}$);
 n – степень крутизны образующей развертки ручья калибра;
 $x_{\text{ред}}$ – координата сечения в зоне редуцирования;
 $l_{\text{ред}}$ – длина зоны редуцирования конуса деформации.

Величина частной деформации любого рассматриваемого сечения является интегрированной величиной изменения параметров профиля ручья калибра, оправки, величины подачи. Частная деформация служит важной характеристикой процесса. На примере одного маршрута прокатки рассмотрим изменение частных деформаций по длине очага деформации с использованием конического и криволинейного профилей оправки, рассчитанных по методу КПО (таблица 6.1) [60].

Таблица 6.1. – Параметры прокатки труб на стане ХПТ-55 по маршруту 76×5,5→48×3

Параметр калибровки	Ед. изм.	Обозначение	Значение
Диаметр заготовки	мм	$D_з$	76,0
Толщина стенки заготовки	мм	$S_з$	5,5
Диаметр трубы	мм	$D_т$	48,0
Толщина стенки трубы	мм	$S_т$	3,0
Диаметр калибра	мм	D_k	364,0
Диаметр шестерни	мм	D_z	322,0
Длина оправки-рабочая	мм	$L_{\text{опр}}$	400,0
Диаметр цилиндра оправки	мм	$d_{\text{о.цил.}}$	60,00
Суммарная вытяжка	–	μ	2,87
Степень деформации	–	$\varepsilon_s, \%$	65,18

Согласно указанным параметрам деформации был произведен расчет калибровок инструмента по двум вариантам с применением оправок с конической и криволинейной (вогнутой) образующей. По ним определены характеры изменения абсолютной деформация на оправке ($\Delta D_{\text{опр}}$), стенке (ΔS) и диаметру ручья (ΔD_p). На рисунке 6.3 приведены графики изменения контрольных величин при использовании конической оправки, на рисунке 6.4 – вогнутой.

При прокатке на оправках с конической образующей вследствие изменения длины смещенного объема металла прокатываемой трубы от длины подачи до длины, равной произведению подачи на вытяжку, обжатие по диаметру увеличивается по ходу прокатки (рисунок 6.3). На оправках с криволинейной образующей степень деформации по диаметру можно управлять.

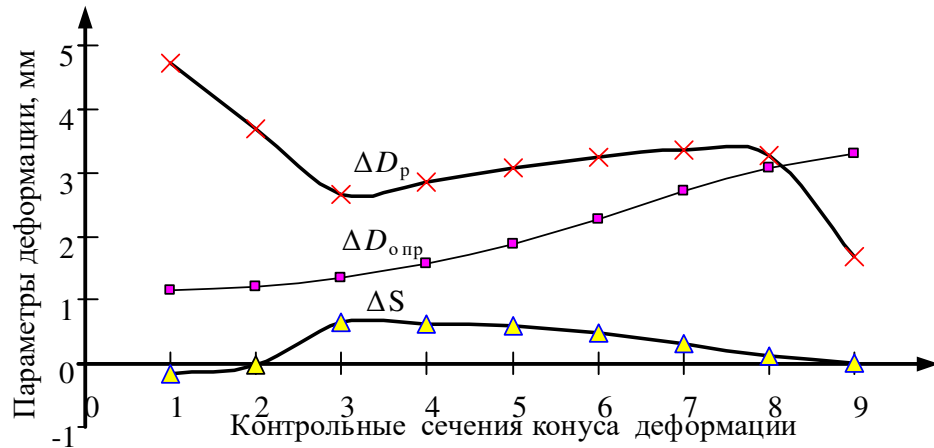


Рисунок 6.3. – Характер изменения абсолютной деформация на оправке ($\Delta D_{опр}$) по стенке (ΔS) и диаметру ручья (ΔD_p) в случае использования конической оправки (ХПТ-55, 76×5,5→48×3)

Источник: [60].

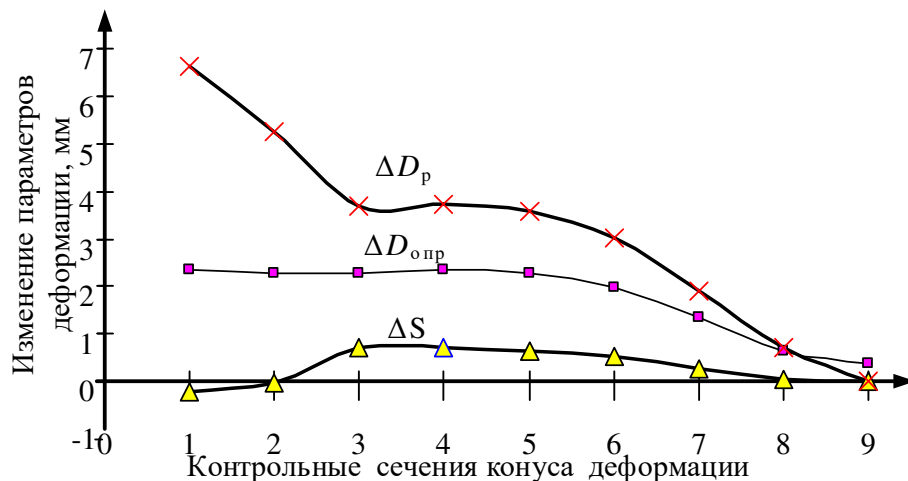


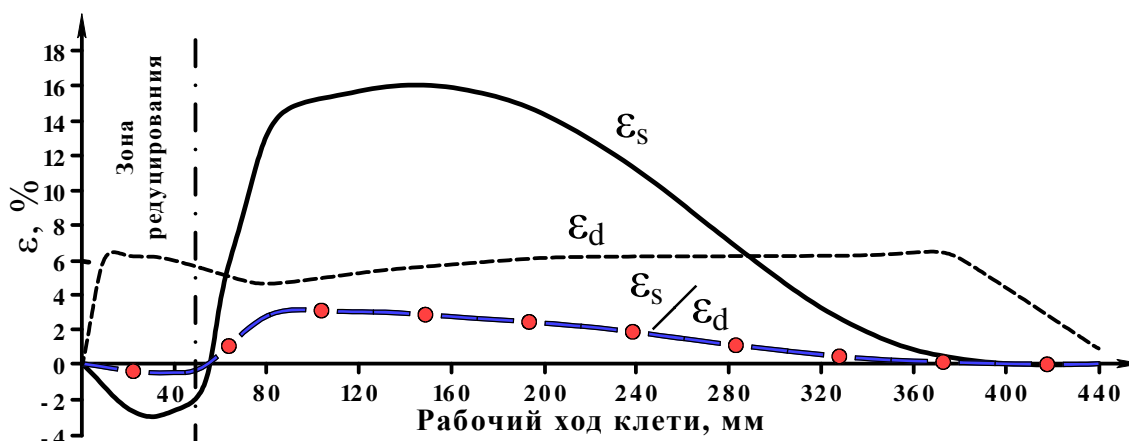
Рисунок 6.4. – Характер изменения абсолютной деформация на оправке ($\Delta D_{опр}$) по стенке (ΔS) и диаметру ручья (ΔD_p) в случае использования оправки с криволинейной образующей (ХПТ-55, 76×5,5→48×3)

Источник: [60].

Для примера можно привести деформационные параметры по длине очага деформации для одного маршрута прокатки с использованием двух типов оправки. Длины участков, закон обжатия по стенке приняты одинаковыми (рисунки 6.5, 6.6).

Как видно из графиков, степень деформации по диаметру (ϵ_d , %) для калибровок с конической оправкой возрастает при прохождении смещенного объема металла от заготовки к готовой трубе. Причем по абсолютным значениям к концу обжимной зоны ее величина соизмерима с деформацией

на участке редуцирования. На оправке с криволинейной образующей обеспечивается падающий закон обжатия по диаметру. Если при заданном линейном смещении деформация по диаметру (ϵ_d , %) в калибрующем участке при прокатке на конической оправке равна 6,06%, на оправке с криволинейной образующей она снизилась до 1,34%.



ϵ_s , ϵ_d – степени деформации по стенке и диаметру смещенного объема металла прокатываемой трубы соответственно

Рисунок 6.5. – Характер изменения относительных параметров деформации вдоль рабочего хода клетки стана ХПТ-55 в случае использования конической оправки (76×5,5→48×3)

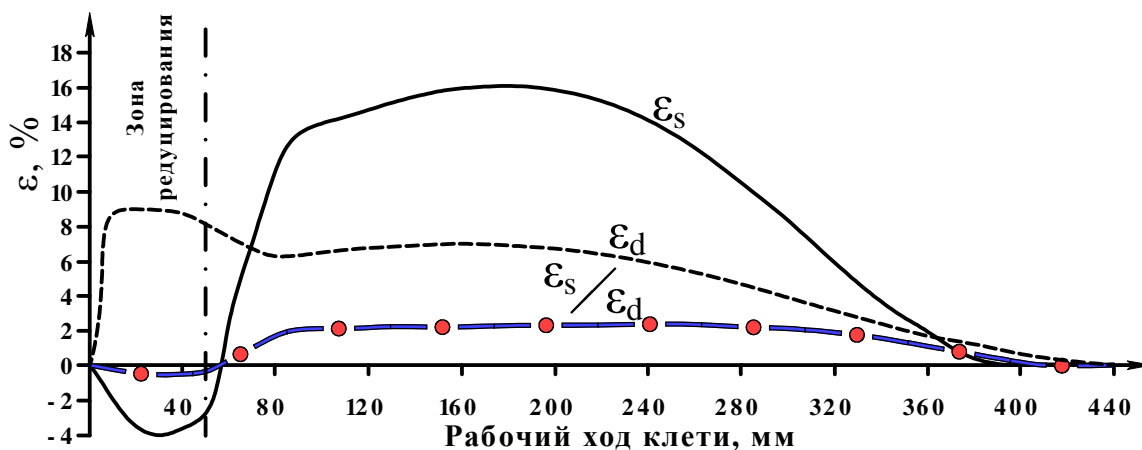


Рисунок 6.6. – Характер изменения относительных параметров деформации вдоль рабочего хода клетки стана ХПТ-55 в случае использования оправки с криволинейной образующей (76×5,5→48×3)

В настоящее время предприятия эксплуатируют станы холодной прокатки труб фирмы SMS MEER (далее SMS). Данная фирма использует похожий метод расчета калибровки прокатного инструмента (расчет необ-

ходимо вести от сечения пережима, против прямого хода клетки, по развертке начального диаметра ведущей шестерни):

– диаметр калибра при $\frac{x}{l_{\text{к.раб.}}} > \left(\frac{x}{l}\right)_{\text{п.з.}}$

$$D_x = D_T + (D_3 - D_T - K_{\min} - Z_{\text{диам}}) \left(\frac{x}{l_{\text{к.раб.}}}\right)^{n_1} + \gamma_{\min} \frac{x}{l_{\text{к.раб.}}} + (Z_{\text{диам}} + Z_a) \times \left(\frac{\frac{x}{l_{\text{к.раб.}}} - \left(\frac{x}{l}\right)_{\text{п.з.}}}{1 - \left(\frac{x}{l}\right)_{\text{п.з.}}}\right)^{n_2}; \quad (6.8)$$

– диаметр калибра при $\frac{x}{l_{\text{к.раб.}}} \leq \left(\frac{x}{l}\right)_{\text{п.з.}}$

$$D_x = D_T + (D_3 - D_T - K_{\min} - Z_{\text{диам}}) \left(\frac{x}{l_{\text{к.раб.}}}\right)^{n_1} + \gamma_{\min} \frac{x}{l_{\text{к.раб.}}}, \quad (6.9)$$

где D_3 – наружный диаметр трубы-заготовки; D_T – наружный диаметр готовой трубы; K_{\min} – желаемая минимальная конусность оправки и калибра (в мм) на длине первого после пережима участка; $Z_{\text{диам}}$ – зазор между внутренним диаметром черновой трубы и цилиндром оправки; Z_a – зазор между наружным диаметром черновой трубы и диаметром гребня ручья калибра в месте $x/l_{\text{к.раб.}} = 1$; x/l – относительная координата контрольного сечения; n_2 – степень крутизны кривой, обеспечивающей образование необходимых зазоров в калибровке ручья калибра, $n_2 = 1,5 \dots 2,3$; n_1 – степень крутизны развертки гребня калибра, он варьирует основными условиями деформации, $n_1 = 1,9 \dots 3$; $(x/l)_{\text{п.з.}}$ – предельное значение $x/l_{\text{к.раб.}}$, при котором действует показатель калибра n_2 , характеризующий кривую наложения, обеспечивающую образование необходимых зазоров как между гребнем ручья калибра и трубой-заготовкой, так и между цилиндром оправки и внутренней поверхностью трубы-заготовки, $(x/l)_{\text{п.з.}} = 0,6 \dots 0,8$.

Калибровку рабочей поверхности по методу SMS рассчитывают по формуле (положительное направление отсчета величины x – от пережима к цилиндру оправки, т.е. против прямого хода клетки):

$$d_x = d_{\text{о.пер.}} + (D_{\text{Т.вн}} - d_{\text{о.пер.}} - K_{\text{min}} - Z_{\text{диам}}) \left(\frac{x}{l_{\text{о.раб}}} \right)^{E_3} + K_{\text{min}} \frac{x}{l_{\text{о.раб}}}, \quad (6.10)$$

где $D_{\text{Т.вн}}$ – внутренний диаметр трубы-заготовки; $d_{\text{о.пер.}}$ – диаметр оправки в пережиме (внутренний диаметр готовой трубы).

Калибровки SMS MEER (и КПО) не предусматривают образование значительной по длине зоны редуцирования (что является позитивным моментом). Зазор между трубой-заготовкой и цилиндром оправки обеспечивает лишь беспрепятственное прохождение внутренним диаметром трубы цилиндрической части оправки (конструктивный зазор). Диаметральное значение такого зазора – 0,9...2 мм (в калибровках автора были случаи применения зазора в 0,5 и даже 0,4 мм), оно зависит только от точности внутреннего диаметра трубы-заготовки. Также требуется учитывать утолщение стенки трубы при редуцировании.

Если необходимо организовать значительный по длине участок редуцирования, то более правильно будет использовать формулы (5.2)–(5.7). Можно также использовать оправку с заниженным диаметром ее цилиндрической части.

Начальную конусность оправки назначают из условий целесообразности. Например, трубы с нормальной толщиной стенки, но с большим обжатием по диаметру целесообразно катать на оправках с возможно большей величиной начальной конусности. В случае прокатки толстостенных труб из нержавеющей стали, а также труб с повышенными требованиями к точности поперечного сечения величина начальной конусности должна быть как можно меньше. С увеличением начальной конусности увеличивается свободное редуцирование трубы в мгновенном очаге деформации (в конечных участках зоны обжатия). Это может вызвать образование продольных рисок на внутренней поверхности трубы.

Показатели степени крутизны (n_1 , n) также назначают из условий целесообразности. Большим значением показателей соответствует большая кривизна параболы в начале обжимного участка (большая интенсивность частных обжатий) и меньше в конце его. Малая интенсивность обжатий в конце обжимного участка способствует образованию предотделочного участка, уменьшает поперечную разностенность и волнистость поверхности прокатанных труб.

Малым значениям степеней крутизны (n_1 , n) соответствует более равномерное распределение обжатия по толщине стенки вдоль конуса деформации. Это актуально при прокатке толстостенных труб, труб из титановых и циркониевых сплавов и др. В целом прокатку толстостенных труб

целесообразно осуществлять на калибровках с возможно меньшим значением начальной конусности оправки и меньшим значением степени крутизны.

В [54] для калибровки КПО степень крутизны предложено вычислять по формуле

$$n = \frac{\alpha_{\max} \cdot l_{\text{обж.}}}{(D_0 + 2S_T) - (D_T + 2S_0 + z)} - 1, \quad (6.11)$$

где α_{\max} – максимальная конусность оправки в начале зоны обжатия, $\alpha_{\max} \leq 0,1$.

В указанном варианте калибровки SMS MEER (и КПО) протяженность предотделочного участка составляет $0,05m_{\Sigma}$. Это не всегда достаточно для калибровки стенки трубы.

Длину калибрующего участка назначают около $3...3,5m_{\Sigma}$. В конце этого участка организовывают зону обратного конуса (плавного выхода), длина которой – не менее $0,5m_{\Sigma}$. Приращение диаметра гребня ручья калибра вдоль этой зоны – около $0,5$ мм. Наличие в калибровке такого «плавного» выхода способствует уменьшению волнистости поперечных сечений трубы. Вопросы об оптимальной длине этой зоны и вопросы об оптимальном распределении величины диаметра ручья калибра вдоль этого участка требуют дальнейшего изучения.

Верное положение рабочего конуса относительно оправки координируют по сечению пережима. Возможные отклонения от нормального положения корректируют осевым перемещением оправки.

Как отмечалось ранее, рабочий конус деформации в процессе ХПТ разделяется на несколько зон: редуцирование, обжатие стенки, предотделка, калибровка. Геометрия развертки гребня ручья калибра каждого из этих участков описывается различными выражениями. Если взять вторую производную изменений развертки по продольной координате, то обнаруживается, что в местах сопряжений участков конуса деформации имеются пики (рисунок 6.7) [184; 185; 192].

При шлифовании ручья калибра по этой калибровке на станках с ЧПУ на участках изломов станок будет замедлять вращение калибра. Термическое влияние на его материал будет увеличиваться, что сказывается на качестве изготовления ручья калибра. Такие пики также могут привести к неустрашимым коллизиям в управляющей программе станка [184; 185; 192]. Кроме того, на этих участках из-за резкого изменения режима деформации возможно налипание металла трубы на поверхность ручья калибра.



Рисунок 6.7. – График вторых производных закона изменения профиля развертки гребня ручья калибра (Gr 2, 25×3→15,1×1,8 мм, ХПТ-32)

Для обеспечения сглаживания в современных калибровках инструмента вводятся участки сглаживания (рисунок 6.8). Следует заметить, что в калибровке типа КПО надобность в первой зоне сглаживания отпадает [192].

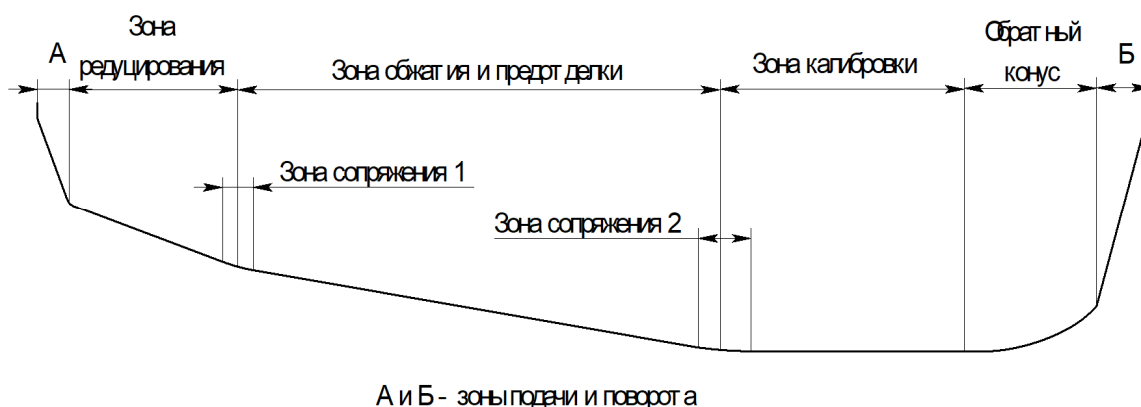


Рисунок 6.8. – Схема конуса деформации с переходными зонами (зонами сопряжения)

Источник: [192].

В [129; 192] предложен метод расчета калибровок рабочего инструмента станов ХПТ и ХПТР, обеспечивающий:

- падающую величину относительной деформации вдоль рабочего конуса с удовлетворением заданных условий прокатки;
- одну зависимость для описания кривой развертки ручья во всех зонах конуса деформации;
- плавное сопряжение участков конуса деформации.

Основой для построения образующей развертки гребня калибра служит кривая Безье, которая может задаваться формулой [129; 192; 193]

$$y_n = \frac{p_0(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2p_1a(1-Kx_n)Kx_n + p_2(1-a)(Kx_n)^2}{(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2a(1-Kx_n)Kx_n + (1-a)(Kx_n)^2} \quad (6.12)$$

или

$$y_n = \frac{p_0a_0(1-Kx_n)^2 + 2p_1a_1(1-Kx_n)Kx_n + p_2a_2(Kx_n)^2}{a_0(1-Kx_n)^2 + 2a_1(1-Kx_n)Kx_n + a_2(Kx_n)^2}, \quad (6.13)$$

где p_0, p_1, p_2 – координаты вершин треугольника; a, a_0, a_1, a_2 – управляющие коэффициенты.

Для расчета значений диаметра калибров в контрольных сечениях конуса деформации формулы (6.12), (6.13) приобретают вид [129; 192]:

$$D_n = D_3 - \frac{(D_3 - D_T)(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2(D_3 - D_T)a(1-Kx_n)Kx_n}{(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2a(1-Kx_n)Kx_n + (1-a)(Kx_n)^2} \quad (6.14)$$

или

$$D_n = D_3 - \frac{(D_3 - D_T)a_0(1-Kx_n)^2 + 2(D_3 - D_T)a_1(1-Kx_n)Kx_n}{a_0(1-Kx_n)^2 + 2a_1(1-Kx_n)Kx_n + a_2(Kx_n)^2}, \quad (6.15)$$

где $a_0, \dots, a_2 = 0,1 \dots 0,9$; $a = 0,33 \dots 0,63$; Kx_n – относительная координата сечения $Kx_n = x_n/l_{к.раб}$; x_n – координата сечения от пережима; D_3 – диаметр заготовки; D_T – диаметр трубы.

Формулы расчета значений диаметров оправки в контрольных сечениях:

$$\partial_n = \partial_{ц} - \frac{(\Delta\partial - \Delta)(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2(\Delta\partial - \Delta)a(1-Kx_n)Kx_n}{(1-a)(1-Kx_n)^2 + 2a(1-Kx_n)Kx_n + (1-a)(Kx_n)^2} \quad (6.16)$$

или

$$\partial_n = \partial_{ц} - \frac{(\Delta\partial - заз)a_0(1-Kx_n)^2 + 2(\Delta\partial - заз)a_1(1-Kx_n)Kx_n}{a_0(1-Kx_n)^2 + 2a_1(1-Kx_n)Kx_n + a_2(Kx_n)^2}, \quad (6.17)$$

где $\partial_{ц}$ – диаметр цилиндрической части оправки; $\Delta\partial$ – перепад по внутреннему диаметру трубы; Δ – диаметральный зазор между внутренней поверхностью трубы и цилиндрической частью оправки; $a_0, \dots, a_2 = 0,1 \dots 0,9$; $a = 0,33 \dots 0,63$; Kx_n – относительная координата сечения $Kx_n = x_n/l_{о.раб}$; x_n – координата сечения оправки от пережима.

Управляющими коэффициентами создается нужный режим деформации. В формулах (6.15) и (6.17) используются три управляющих коэффициента. Это позволяет при расчете геометрических параметров деформационного инструмента более точно учитывать особенности деформации тех или иных сталей и сплавов.

На рисунке 6.9 показан график вторых производных закона изменения всего профиля по координате в случае калибровки инструмента для стана ХПТ по кривой Безье и по Ю.Ф. Шевакину.

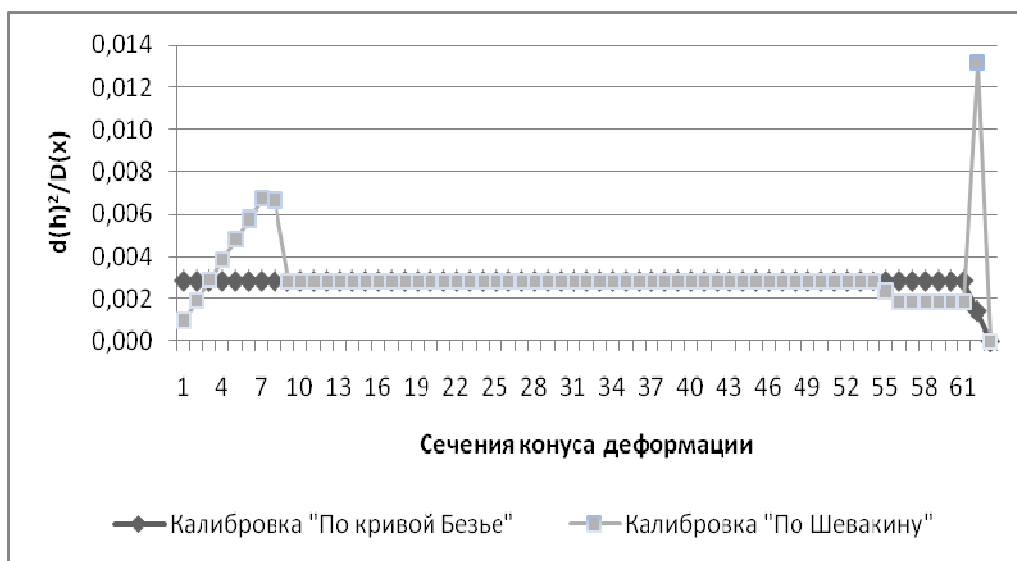


Рисунок 6.9. – Графики вторых производных закона изменения профиля развертки ручья калибра в случае калибровки инструмента по линиям, рассчитанным по Ю.Ф. Шевакину, и кривым Безье (маршрут 38×7→26×5)

Согласно рисунку 6.9, в случае калибровки по линиям Ю.Ф. Шевакина на графике видны два всплеска: в конце зоны калибровки и в конце зоны предотделки (зона калибровки и зона обратного конуса на графике не показаны). В то же время в случае калибровки по кривой Безье график остается ровным, что значительно облегчает работу шлифовального станка.

Указанная методика расчета параметров процесса ХПТ и соответствующей калибровки инструмента применима и для расчета калибровки планок станов ХПТР. При этом одно из достоинств данной методики состоит в том, что имеется возможность рассчитывать все области деформации на планке одной зависимостью.

Данная методика была проверена при расчете калибровок деформационного инструмента станов ХПТ и ХПТР для прокатки труб из титановых и циркониевых сплавов. При расчете деформационного инструмента для

прокатки труб данного сортамента необходимо достигнуть определенного распределения Q -фактора вдоль конуса деформации. Важно, чтобы в зоне предотделки не наблюдалось значительного падения этой величины. При этом значения Q -фактора не должны быть слишком большими, т.к. слишком большое количество зерен радиально ориентированы и трубы не пройдут испытания на механические характеристики [194].

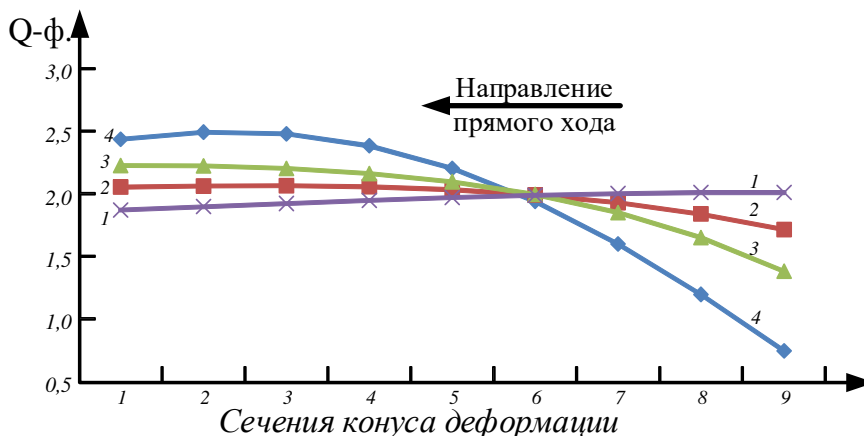
С помощью калибровок, рассчитанных с применением кривой Безье, вероятно получение равномерного распределения Q -фактора вдоль рабочего конуса. На рисунке 6.10 показана возможность регулировки характера распределения Q -фактора при расчете калибровки оправки по формуле (6.2) (в цехе имелась возможность изготавливать оправки, рассчитанные по калибровке с использованием только этой формулы, она была «защита» в логике имеющегося станка ЧПУ) и значений величины толщины стенки в контрольных сечениях конуса по формуле [194]

$$S_i = S_{\text{ред}} - \frac{\Delta S_{\Sigma} \cdot a_0 (1 - k_i)^2 + 2C \cdot \Delta S_{\Sigma} a_1 (1 - k_i) k_i}{a_0 (1 - k_i)^2 + 2a_1 (1 - k_i) k_i + a_2 k_i^2}, \quad (6.18)$$

где $\Delta S_{\Sigma} = (S_{\text{ред}} - S_{\text{тр}})$ – абсолютное обжатие по толщине стенки за проход; $S_{\text{ред}}$, $S_{\text{тр}}$ – толщина стенки в зоне редуцирования и стенки готовой трубы; $k_i = x_i/x_{\text{з.обж.}}$ – относительная координата сечения зоны обжатия стенки; x_i – координата i -го сечения (от конца зоны обжатия стенки); $x_{\text{з.обж.}}$ – длина зоны обжатия стенки; a_0 , a_1 , a_2 – управляющие коэффициенты (0,1–1); C – коэффициент крутизны профиля развертки значений толщины стенки вдоль зоны обжатия (0,5–1,0).

Как видно из рисунка 6.10 [194], вероятность распределения Q -фактора по кривой Безье при разных возможных значениях коэффициентов a_0 , a_1 , a_2 и C ограничивается только неизменностью площади вновь получаемой криволинейной трапеции. Это равенство площадей криволинейных трапеций задается выбранными в данном проходе параметрами обжатия по толщине стенки и диаметру, заданными распределением режимов деформации по проходам технологического маршрута.

Зона предотделки организовывается обеспечением определенного значения обжатия по толщине стенки ΔS на расстоянии в $1,5m_{\Sigma}$ от пережима. Важно, чтобы ΔS было значительно меньше абсолютных значений допуска на толщину стенки готовой трубы. Конусность оправки у пережима должна быть минимальной, но достаточной для комфортной настройки прокатного стана и возможной регулировки толщины стенки продольным перемещением оправки вдоль конуса деформации.



1-4 – линии распределения Q -фактора при разных возможных значениях коэффициентов a_0 , a_1 , a_2 и C

Рисунок 6.10. – Графики распределения Q -фактора при использовании конусной оправки и при распределении толщины стенки вдоль конуса деформации по кривой Безье ($2tg\alpha = 0,011$, КРВ-25, Gr-2, $18 \times 1,9 \rightarrow 12,75 \times 1,31$)

Источник: [194].

6.2 Расчет параметров процесса ХПТ с компенсацией теплового искажения поперечной формы ручья калибра

При прокатке труб (в основном из титановых и циркониевых сплавов) используется безэмульсионная прокатка. Кроме того, в процессе ХПТ наблюдается тенденция к увеличению частоты двойных ходов рабочих клеток. В последнем случае даже при прокатке с подачей эмульсии от пластического формоизменения трубы-заготовки наблюдается повышение тепловыделений в мгновенном очаге деформации. Такое тепловыделение происходит мгновенно, и охлаждающая жидкость не может его нейтрализовать. Вышеописанный процесс приводит к термическому искажению формы ручья калибра, вызывающему изменение выстроенного режима деформации. Усложняется процесс настройки станков ХПТ, затрудняется обеспечение точности готовых труб [194–200].

С.Н. Кекух [174; 175] предложил учитывать термические искажения развертки радиуса гребня ручья калибров (термический эффект) зависимостью

$$2R_{гр.ти} = \frac{D_{б.к} - (D_i + \beta_i \Delta t_i (D_B + \Delta_{заз} - D_i))}{2}, \quad (6.19)$$

где $R_{гр.ти}$ – радиус гребня ручья с учетом разогрева; D_i – диаметр ручья калибра в соответствии с калибровкой; D_B – диаметр валка; $\Delta_{заз}$ – зазор

между калибрами; β_t – коэффициент теплового расширения; Δt_i – изменение температуры ручья калибров.

Практика расчета калибровок [194–200] показала, что при применении данной зависимости изменение величины радиуса ручья калибра вызывает другой режим деформации, вызывающий иной характер распределения термических искажений формы поперечного сечения ручья калибра в контрольных сечениях конуса деформации. Влияние теплового эффекта на необходимый режим деформации компенсировать не удастся.

В [194–200] предложен метод расчета геометрических параметров ручья калибров станов холодной пильгерной валковой прокатки труб с компенсацией термического изменения формы поперечного сечения геометрии ручья (метод проверен практикой расчета калибровок для прокатки труб из титановых сплавов). В основе лежит расчет термического изменения не развертки гребня ручья калибра, а диаметров конуса деформации. Предложена соответствующая зависимость, позволяющая определять диаметр контрольных сечений конуса ($D_{i, \text{кон.}t}$) при разогреве ручья калибра:

$$2D_{i, \text{кон.}t} = D_i - \beta_k \Delta t_i (D_B + \Delta_{\text{зав}} - D_i), \quad (6.20)$$

где D_i – диаметр ручья в сечении, согласно калибровке; β_k – коэффициент изменения диаметров конуса деформации из-за термического эффекта.

Экспериментальные исследования [194–196] изменения толщины стенки готовой трубы под влиянием термического эффекта (рисунок 6.11), которые проводились при безэмульсионной прокатке трубы с малой продольной разностенностью, показали, что с увеличением температуры конуса деформации от 50 до 200 °С наблюдалось уменьшение средней толщины стенки на 7,97%. Максимальная толщина стенки уменьшилась на 14,5%, минимальная – на 1,5%.

Таким образом, в ходе разогрева ручья калибра из-за тепловыделений пластической деформации толщина стенки может быть выведена за пределы допуска. Следует заметить, что температура конуса измерялась не в мгновенном очаге деформации, а при выходе сечения конуса из него.

Из рисунка 6.11 также можно сделать вывод о наличии двух зон разогрева: первичного разогрева в начале трубы при заполнении металлом конуса деформации (труба замерялась после отрезки переднего конца длиной до 100 мм) и основного. В ходе разогрева глубина ручья уменьшается, и, следовательно, уменьшаются толщина стенки и диаметр трубы.

В ходе термического искажения начальная форма ручья изменяется. Величина термического эффекта не одинакова как вдоль ручья калибра, так и вдоль любого его поперечного сечения [194–200]. Этот процесс требует

более глубокого изучения для более точной компенсации термических искажений продольной и поперечной форм ручья.

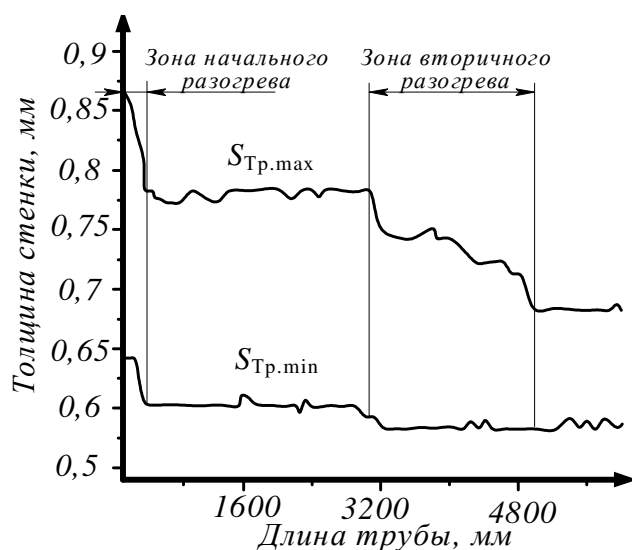


Рисунок 6.11. – Изменение толщины стенки трубы под действием термического эффекта (труба, прокатанная при разогреве стана ХПТ-32, сплав ВТ1-0, маршрут 28×1,82→19×0,65 мм, передний и задний концы трубы отрезаны)

Источник: [194–200].

Характер искажения поперечного сечения ручья калибра из-за термического эффекта был исследован анализом истирания параллельных царапин, нанесенных на бочку калибра (таблица 6.2) [194–200].

Таблица 6.2. – Параметры ручьев калибров, выбранных к исследованию [194–200]

Тип стана ХПТ	$D_{заг}$, мм	$D_{тр}$, мм	Прокатано (метров труб до полного износа ручья)*	Количество пар
55	38	28	2200–2680	2
	42	26		2
	54	43		2
	50,8	33		1
	50,8	38,1		2
75	108	95	2000–2450	1
	102	89		1
	70	56		2
	87	38,1		3
Всего				16

Примечание. * Для титановых сплавов (норма – 1500 м).

Анализировались калибры станов ХПТ-55 и ХПТ-75, изготовленные для прокатки труб из титановых сплавов. Применялся безэмульсионный способ прокатки, так что термическое влияние было значительным, а попадание в очаг деформации мелкодисперсных частичек загрязненной в ходе эксплуатации эмульсии исключалось. Прокатка производилась до полного износа калибров.

Исследования показали, что у ручья метки стираются полностью с уменьшением степени истирания по мере удаления от него (рисунок 6.12). Интересно, что в местах наибольшей величины деформации (согласно калибровке), а значит, и наибольшей интенсивности тепловыделений в мгновенном очаге деформации, зона полного истирания имеет большую протяженность [194–200]. На рисунке 6.12 показан возможный характер изменения диаметра ручья в результате действия термического эффекта.

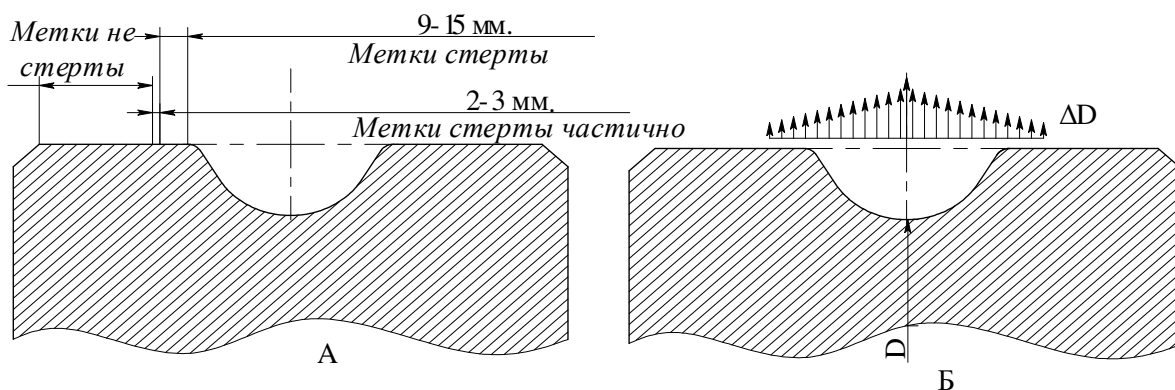


Рисунок 6.12. – Зоны стирания меток на калибре стана ХПТ (А) и возможный характер изменения диаметра вала в результате действия термического эффекта (Б)

Источник: [194–200].

Из-за термического эффекта вблизи ручья калибра наблюдается защемление, в удалении – достаточный зазор (в этом случае 0,15–0,22 мм) [194–200].

Результаты исследований, проведенных в [201], подтверждают гипотезу о характере искажения поперечного сечения ручья калибра. В данном исследовании производился замер изменения зазора между бочками калибров. Зазор измеряли прокаткой на бочке ручья латунных планок. Замер производился в ходе прокатки стане ХПТ-55 трубы из стали 20. Форма поперечного сечения ручья – круглый с выпусками по радиусу, маршрут 57×4,0→30×2,0, подача – 6 мм. Та часть планок, которая была ближе к ручью, получала большую вытяжку. Планки приобретали характерную серпообразную форму (рисунок 6.13) [22; 195].

Описанные факты доказывают наличие неравномерности зазора (в плане) между бочками ручьев калибров. Тогда «величина уменьшения глубины поперечного сечения ручья калибра под действием термических искажений (вызванных выделением тепла в ходе пластической деформации металла трубы в мгновенном очаге деформации стана ХПТ) прямо пропорциональна расстоянию рассматриваемого продольного сечения до края ручья калибра» [194–200].

В адиабатических условиях пластической деформации изменение температуры металла пропорционально величине деформации [194; 202–205]:

$$\Delta T_{\text{деф}} = \frac{\sigma_T \dot{\varepsilon}_i \tau_n}{c \cdot \rho_{\text{мет}}}, \quad (6.21)$$

где c – удельная теплоемкость металла заготовки Дж/(кг·град); $\rho_{\text{мет}}$ – плотность металла; $\dot{\varepsilon}_i$ – интенсивность скорости деформации; τ_n – время процесса; σ_T – предел текучести деформируемого металла.

При остаточной пластической деформации вся энергия деформации превращается в тепло [194; 206], энергия упругой деформации мала, поэтому

$$Q_{\text{деф}} = \frac{1}{A} \int_{\varepsilon_0}^{\varepsilon_i} \sigma_i d\varepsilon. \quad (6.22)$$

Компоненты тензора деформации при осесимметричном напряженном состоянии [194; 205] (положение точки определяется полярным углом θ , радиусом-вектором ρ и аппликатой x):

$$\varepsilon_x = \mu, \quad (6.23)$$

$$\varepsilon_\rho = \frac{a}{2} \left(1 + \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right), \quad (6.24)$$

$$\varepsilon_\theta = \frac{a}{2} \left(1 - \left(\frac{r}{R} \right)^2 \right), \quad (6.25)$$

где r и R – внутренний и внешний диаметры трубы;
 μ – вытяжка.



Рисунок 6.13. – Форма латунной планки после прокатки между бочками валков стана ХПТ-55 (труба из стали 20, маршрут 57×4,0→30×2,0, $m = 6$ мм, прямой ход клетки)

Источник: [194].

Интенсивность скорости деформации при объемном осесимметричном напряженно-деформированном состоянии [194; 207]:

$$\dot{\epsilon}_i = \epsilon_x \sqrt{1 + \frac{K^2}{3}}, \quad (6.26)$$

где $K = (\epsilon_x - \epsilon_\theta)/\epsilon_p$.

Температура, выделяемая от работы сил поверхностного трения [194; 207]:

$$\Delta T_{\text{тр}} = \frac{f \cdot F_k \cdot V_{\text{мет}} p_{\text{ср}}}{2(D_{\text{бв}} - D_i)\lambda_t} \quad (6.27)$$

где $p_{\text{ср}}$ – среднее удельное давление; F_k – площадь контакта; λ_t – теплопроводность; f – коэффициент трения; $V_{\text{мет}}$ – объем деформируемого металла.

В ходе холодной прокатки труб происходят потери тепла при теплоизлучении, при теплопередаче на рабочий инструмент, потери тепла, уносимого охлаждающей жидкостью и др. Потери при теплоизлучении [208]

$$\Delta T_{\text{пот}} = 1,07 \frac{C_{\text{ч}} \cdot C_0 \frac{T_{\text{мет}}}{100} F_{\text{и}} (\tau_{\text{ц}} - \tau_{\text{п}})}{3600\rho \cdot M_{\text{мет}}}, \quad (6.28)$$

где $\tau_{\text{п}}$ – время, контакта с поверхностью ручья;

$M_{\text{мет}}$ – масса металла;

C_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела;

$C_{\text{ч}}$ – степень черноты металла;

$F_{\text{и}}$ – площадь излучения;

$T_{\text{мет}}$ – температура металла трубы;

$\tau_{\text{ц}}$ – время двойного хода.

Теплопотери при теплопередаче на калибр [206]

$$\Delta T_{\text{пот}} = \frac{2 \cdot F_{\text{к}} (T_{\text{мет}} - T_{\text{вал}}) \tau_{\text{п}} \alpha_{\text{то}}}{M_{\text{мет}} C_{\text{T}}}, \quad (6.29)$$

где $\alpha_{\text{то}}$ – коэффициент теплоотдачи;
 $M_{\text{мет}}$ – удельный вес, кг/см³;
 S_i – толщина стенки в сечении;
 $T_{\text{вал}}$ – температура металла валков.

В основном, при безэмульсионной прокатке температура ручья калибра ниже температуры поверхности конуса деформации на 30–45 °С, при применении охлаждающей эмульсии – не более 40–50 °С. Однако тепловыделения в мгновенном очаге деформации могут быть значительны, и их влияние на искажение формы ручья калибра до конца не изучено.

В [194–200] предложен следующий закон (использовано правило П.Т. Емельяненко): «Изменение температуры металла ($\Delta T_x - \Delta T_{\text{пот}}$) в сечениях конуса деформации в периодической части пилигримовой головки равно разнице между температурой металла в рассматриваемом сечении (T_x) и температурой в сечении ($\Delta T_{x-\Delta x}$), которое отстоит от него на таком расстоянии (Δx_i), при котором объем конуса деформации, находящийся между этими сечениями, равен объему подачи металла».

$$T_{x_i} = T_{x_i-\Delta x_i} + \Delta T_{x_i} - \Delta T_{\text{пот}_i}. \quad (6.30)$$

Расчет приращения температуры ΔT_x и ее потерь $\Delta T_{\text{пот}}$ при холодном пильгеровании можно определить по зависимостям [194–200]

$$\Delta T_{x_i} = \frac{2\sqrt{3}\sigma_{\text{T}}(\mu_{\text{мгн.}i} - 1) \sqrt{\frac{3 \cdot R_i^4 - r_i^4}{(R_i^2 - r_i^2)^2}} \tau_{\text{п}}}{3c \cdot \rho_{\text{мет}}} + \frac{f \cdot F_{\text{к}} \cdot V_{\text{мет}} \cdot p_{\text{ср}}}{2(D_{\text{об}} - 2R_i)\lambda}, \quad (6.31)$$

$$\Delta T_{\text{пот}_i} = \frac{(\tau_{\text{п}} - \tau_{\text{п}})}{M_{\text{мет}}} \left(1,07 \frac{C_{\text{ч}} \cdot C_0 \frac{T}{100} F_{\text{к}}}{3600\rho_{\text{мет}}} + \frac{c_{\text{ох.р.}} \cdot P_{\text{ох.р.}} \cdot \Delta T_{\text{ох.р.}}}{c} \right) + \frac{2 \cdot F_{\text{к}} (T_{\text{мет}} - T_{\text{вал}}) (\tau_{\text{п}}) \alpha_{\text{то}}}{M_{\text{мет}} C_{\text{T}}}, \quad (6.32)$$

где $\Delta T_{\text{ох.р.}}$ – максимальное возможное повышение температуры СОЖ;
 $F_{\text{к}}$ – площадь контакта; f – коэффициент трения; λ – теплопроводность металла; $V_{\text{мет.}}$ – скорость выхода металла из клетки; C_0 – коэффициент излучения абсолютно черного тела; $C_{\text{ч}}$ – степень черноты металла;

$M_{мет}$ – масса металла в МОД; C_T – теплопроводность материала калибра; $\tau_{ц}$ – время деформации в МОД; $\tau_{ц}$ – время двойного хода; α – коэффициент теплоотдачи; c и $c_{ок.р.}$ – удельная теплоемкость металла заготовки и СОЖ; $\rho_{мет}$ – плотность металла; $P_{ок.р.}$ – массовый расход СОЖ; $\alpha_{то}$ – коэффициент теплоотдачи.

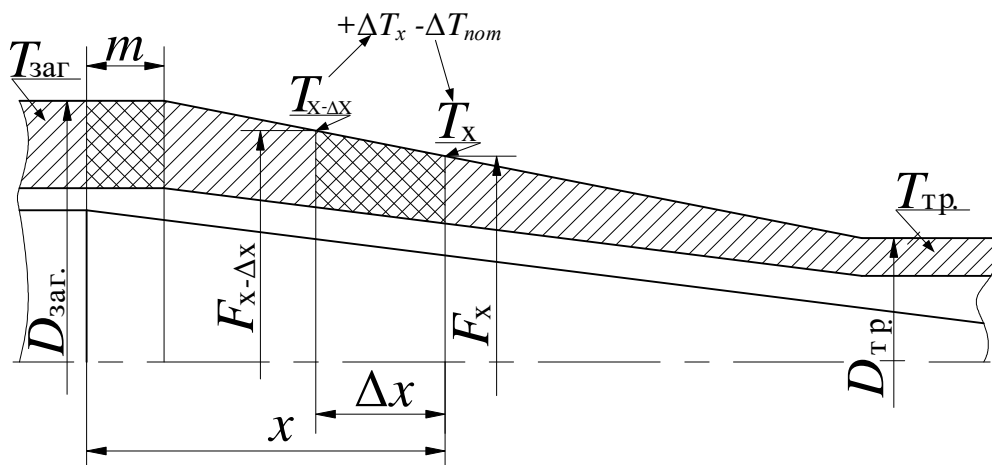


Рисунок 6.14. – Схема определения температуры в контрольных сечениях конуса деформации

Источник: [194–200].

Расчет деформационных параметров процесса ХПТ, согласно схеме (см. рисунок 6.14) по формулам (6.13) и (6.14), приводит к большому количеству однотипных действий, которые предложено организовать в наиболее эффективный для машинной реализации алгоритма расчета (рисунок 6.15):

1) рассчитываются все геометрические и деформационные параметры процесса в контрольных сечениях конуса деформации (рисунок 6.15, поз. 1);

2) рассчитывается увеличение температуры вдоль всего конуса от цикла к циклу, т.е. от сечения x_i до сечения $x_i + \Delta x_i$ при $x_0 = 0$, $\Delta x_0 = m$, пока $x_i + \Delta x_i$ не будет равно общему линейному смещению трубы за двойной ход клетки, т.е. $m\mu_{\Sigma}$, где m – подача трубы перед рабочим ходом клетки; μ_{Σ} – вытяжка трубы за двойной ход клетки (рисунок 6.15, поз. 2–5);

3) для каждого цикла рассчитывается величина $T_{x + \Delta x}$ (T_{xi}) [194–200] (рисунок 6.15, поз. 4, 5);

4) методом интерполяции находят действительные значения температуры в необходимых нам контрольных сечениях конуса деформации, рассчитываются действительные геометрические параметры поперечного сечения ручья калибра в этих сечениях (рисунок 6.15, поз. 5, 6);

5) далее необходимо определиться, равны ли действительные значения диаметра трубы (и толщины стенки) в контрольных сечениях конуса деформации требуемым (рисунок 6.15, поз. 7). В противном случае необходима корректировка исходных данных (рисунок 6.15, поз. 8). Здесь же сравниваются полученные деформационные режимы с необходимыми;

6) определяются деформационные и силовые параметры (уже с учетом теплового эффекта в контрольных сечениях) (рисунок 6.15, поз. 9). Здесь же сравниваются полученные силовые режимы деформации с оптимальными (рисунок 6.15, поз. 10).

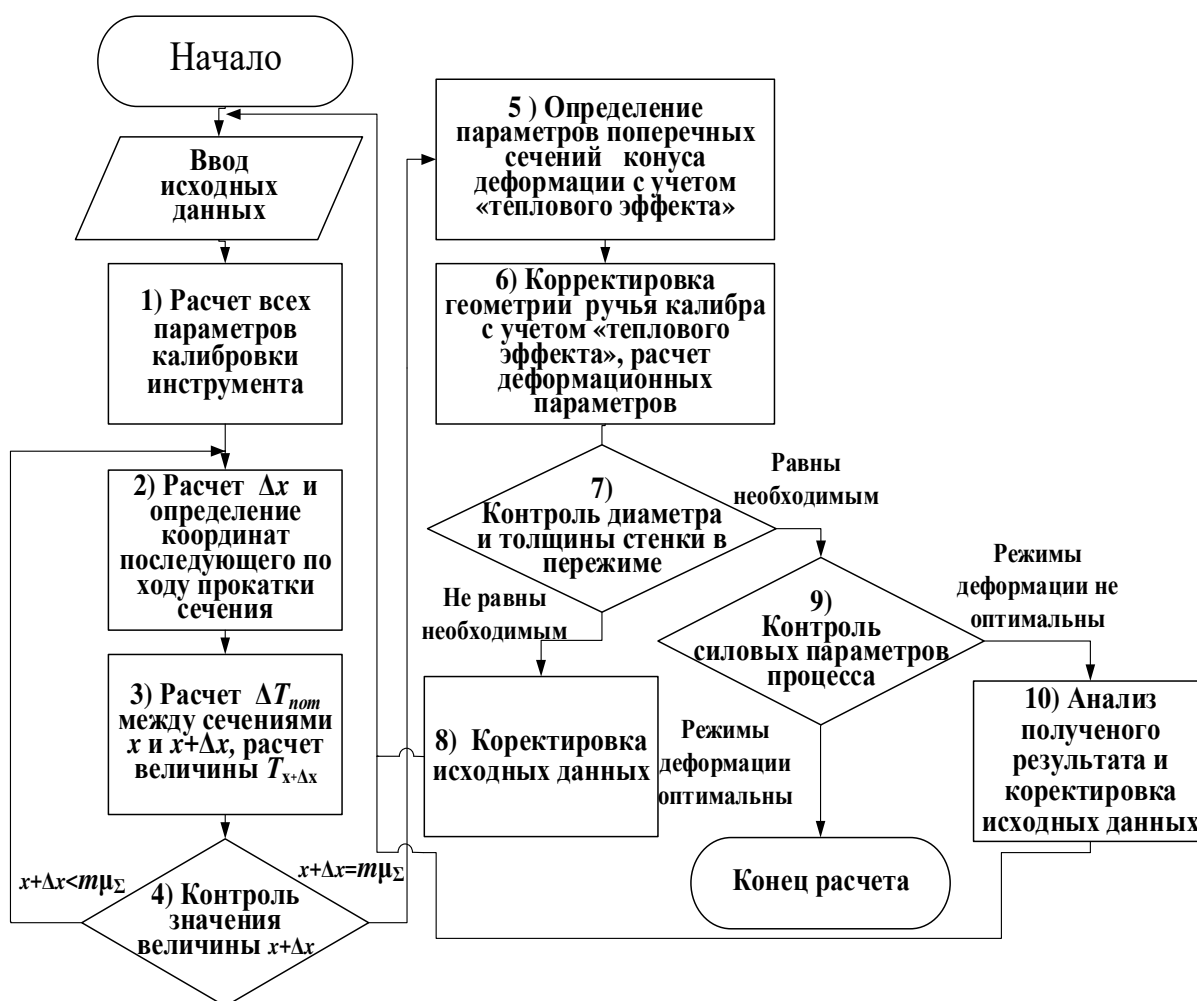


Рисунок 6.15. – Алгоритм ведения расчета параметров процесса ХПТ с учетом изменения температуры контрольных сечений конуса деформации

Для анализа корректности работы описанной модели расчета величины температуры в сечениях конуса деформации выбран маршрут безмульсионной прокатки труб:

- сплав Gr-2;
- ХПТ-32;

- маршрут – 25×3→16,15×1,63 мм;
- величина подачи – 4 мм;
- инструмент изготовлен на станках с ЧПУ.

В ходе прокатки были произведены замеры температуры конуса деформации в характерных участках калибровки (таблица 6.3). Результаты замеров были сравнены с результатами моделирования изменения температуры конуса деформации (рисунок 6.16).

Таблица 6.3. – Температура металла в характерных зонах конуса деформации (сплав Gr 2, маршрут 25×3→16,15×1,63, 60 дв.ход./мин, $m = 4$ мм)

№ прокатываемой трубы (от начала процесса «разогрева» стана)	Колебания температуры поверхности трубы в зонах конуса деформации, °С, в зонах			
	редуцирования (40–45 мм*)	обжатия стенки (90–95мм*)	обжатия стенки (200–205 мм*)	калибровки (середина зоны)
4 и далее	120–132	207–219	242–259	101–112

Примечание. * – расстояние от начала конуса деформации.

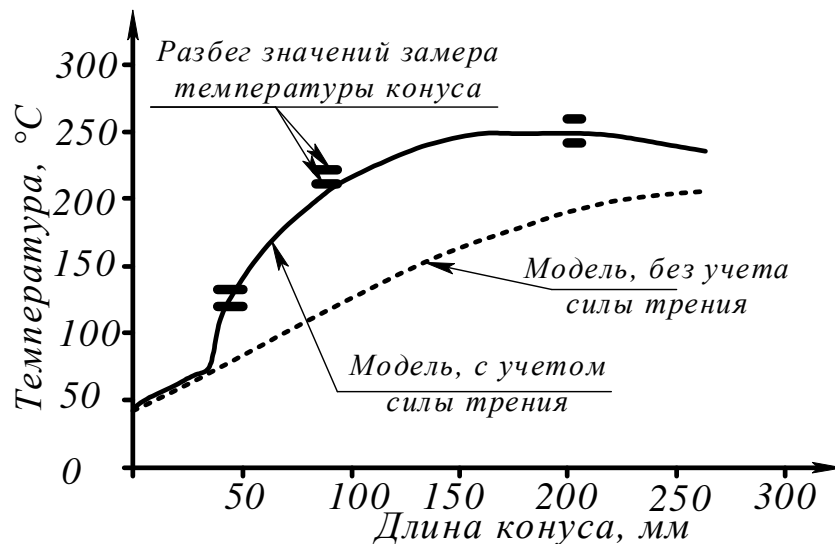


Рисунок 6.16. – Результаты моделирования изменения температуры наружной поверхности конуса деформации в зонах редуцирования и обжатия стенки при прокатке трубы из титанового сплава Gr-2 (стан ХПТ-32, маршрут – 25×3→16,15×1,63)

Как видно из рисунка 6.16, предложенная модель расчета приращенной температуры сечений конуса деформации вполне адекватна. Метод расчета деформационных параметров, учитывающий изменение температуры контрольных сечений конуса деформации (см. рисунок 6.15), проверен при расчете калибровок для безэмульсионной прокатки труб из титановых сплавов.

Глава 7
ВОЗМОЖНОСТИ УПРАВЛЕНИЯ
МИКРОСТРУКТУРОЙ МЕТАЛЛА
ПРИ ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ ПРОКАТКЕ ТРУБ

**7.1 Влияние Q -фактора на микроструктуру труб
с гексагональной плотноупакованной решеткой металла**

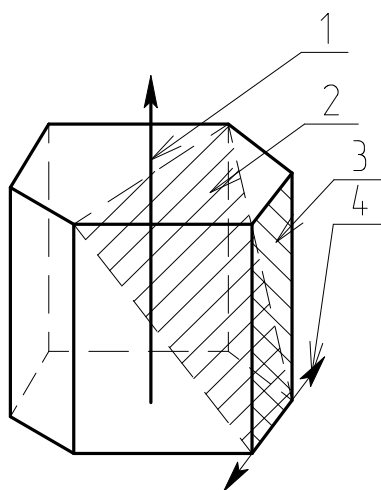
Трубопрокатная продукция из титановых сплавов применяется в ответственных частях механизмов, приборов и устройств в атомной и аэрокосмической отраслях, судостроении и пр. [119; 194; 209; 210]. Титан – полиморфный металл [211–214]. В α -титане с гексагональной плотноупакованной решеткой из-за ограниченного числа плоскостей скольжения наблюдается анизотропия механических свойств [214; 215]. Титан и его сплавы с β -структурой, имеющие объемно-центрированную кубическую решетку, более пластичны. Среди всех возможных факторов большое влияние на надежность изделий из циркониевых и титановых сплавов оказывает именно анизотропия текстуры металла [119; 194; 209]. Из-за этого в стандартах на данный вид продукции отдельное внимание уделяют требованиям к обеспечению наличия необходимого типа текстуры [209]. Учитывая необходимость обеспечения бесперебойной и безопасной работы вышеприведенных агрегатов, требования к микроструктуре материала труб из титановых и циркониевых сплавов одни из самых высоких. Таким образом, исследования в этом направлении актуальны и необходимы [209].

На микро- и макроструктуру материала титановых и циркониевых труб, подвергаемых деформации в станах холодной пильгерной прокатки, оказывают влияние не только параметры термообработки и распределение величины обжатия по площади поперечного сечения из прохода в проход, но и характер распределения отношения истинной деформации по толщине стенки к истинной деформации по среднему диаметру (Q -фактор) как по проходам, так и вдоль конуса деформации каждого отдельного прохода [119; 194; 209]. Данный факт требует отдельных, специализированных режимов деформации труб в станах ХПТ для создания необходимой структуры титановых и циркониевых труб. Кроме того, важным является исследование влияния параметров настройки стана и отдельных параметров калибровки рабочего инструмента на характер распределения Q -фактора вдоль конуса деформации. В идеальном случае Q -фактор должен возрастать вдоль конуса деформации или колебаться вокруг определенного значения.

Но слишком большие значения Q -фактора тоже нежелательны, т.к. приводят к ухудшению механических свойств [119; 194; 209].

Все факторы, которые напрямую (или опосредованно) влияют на изменение соотношения величины обжатия по толщине стенки к величине редуцирования в мгновенном очаге деформации, воздействуют и на характер распределения самого Q -фактора вдоль конуса [119; 194; 209]. Известно, что на характере распределения Q -фактора сказывается выбранный закон распределения толщины стенки трубы вдоль зоны обжатия конуса деформации [209]. Необходимым также является применение оправок с криволинейной образующей поверхности оправки [119; 194; 209]. Оправки с криволинейной образующей имеют большие возможности к регулированию режимов деформации, чем конусные [60; 215–220]. Среди параметров калибровки таких оправок, влияющих на изменение режима деформации вдоль конуса деформации, следует выделить начальную конусность и степень крутизны оправки [60; 209].

В аэрокосмической отрасли широко используют трубы из титановых сплавов, в частности, трубы из аллотропного как технически чистого титана, так и титанового сплава Ti-3Al-2.5V [119; 194; 209]. Чаще всего такие трубы применяются в гидросистемах самолетов, хотя известно и использование в качестве материала рам горных велосипедов и других конструкций чисто бытового назначения. При относительно низких температурах в данном сплаве превалирует α -фаза с гексагональной плотноупакованной решеткой (рисунок 7.1) [220–222].



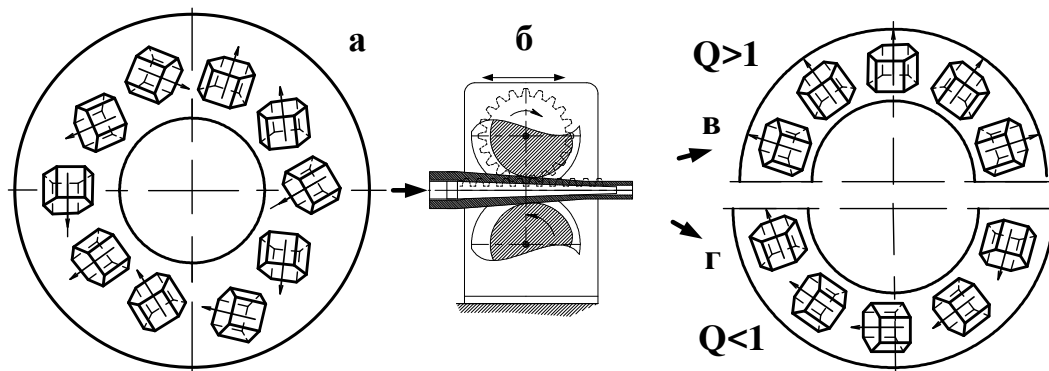
**1 – базисный полюс; 2 – пирамидальная плоскость скольжения;
3 – призматическая плоскость скольжения; 4 – общее направление скольжения**

**Рисунок 7.1. – Ориентация плоскостей кристалла
в гексагональной плотноупакованной решетке**

Источник: [209; 220–222].

Известно, что энергия, затрачиваемая на процесс деформации кристалла двойникованием, в два раза меньше энергии, вызывающей процесс деформации скольжением [209; 220–222]. Для начала деформации при приложении усилий к кристаллу в параллельном базисному полюсу направлении (рисунок 7.1, поз. 1) необходимо создать в два раза большую величину напряжения, чем в перпендикулярном. При приложении усилий в перпендикулярном базисному полюсу направлении деформация проходит преимущественно скольжением (см. рисунок 7.1) [209; 220–222].

Изначально после горячей прокатки трубы из сплава Ti-3Al-2.5V имеют хаотическую ориентацию зерен (рисунок 7.2, а). Далее, после холодной пильгерной прокатки, в зависимости от распределения Q -фактора из прохода в проход (и вдоль конуса деформации в каждом проходе) можно получить либо радиальную (высокое значение Q -фактора, рисунок 7.2), либо тангенциальную структуру (высокое значение Q -фактора) [119; 194; 209; 220–222].



а – труба после горячей деформации; **б** – прокатка в стане ХПТ и термообработка; **в** – высокое значение Q -фактора во время холодной деформации, радиальная структура (высокое значение коэффициента относительного сужения (CSR или КОС) при проведении специальных испытаний труб); **г** – низкое значение Q -фактора во время холодной деформации, тангенциальная структура (малые значения КОС при проведении испытаний)

Рисунок 7.2. – Влияние холодной прокатки на возможную на текстуру металла труб

Источник: [119; 194; 209; 220–222].

Из-за ориентации зерен трубы с радиальной структурой имеют следующие преимущества: повышенную усталостную прочность; повышенную пластичность; при данной величине предела прочности повышенное значение предела текучести и более высокую вязкость.

В стандарте на трубную продукцию AMS 4945 изложена методика (и требования) измерения коэффициента относительного сужения (по-другому – коэффициент деформации сжатия CSR, или КОС). Испытания

на CSR используют для определения текстуры металла труб. Если при испытаниях получены малые значения CSR, то труба имеет тангенциальную структуру, высокие – радиальную [209; 220–222].

При распределении обжатий по проходам холодной прокатки величина Q -фактора должна возрастать от первого к последнему [209; 220–222]:

$$Q = \frac{\ln \frac{S_1}{S_0}}{\ln \frac{D_1 - S_1}{D_0 - S_0}}, \quad (7.1)$$

где S_0 и D_0 – толщина стенки и диаметр трубы до деформации;
 S_1 и D_1 – толщина стенки и диаметр трубы после деформации.

При расчете деформационного инструмента станов холодной пильгерной прокатки труб важно создавать такие режимы деформации, при которых распределение Q -фактора вдоль конуса изменяется вокруг определенной величины (выше $Q = 1$) или увеличивает свои значения вдоль конуса [209; 220–222]. Величину Q -фактора в любом контрольном сечении конуса деформации можно определить из зависимости [220–222]:

$$Q = \frac{\ln \frac{S_{i-1}}{S_i}}{\ln \frac{D_{i-1} - S_{i-1}}{D_i - S_i}}, \quad (7.2)$$

где D_i и S_i , D_{i-1} и S_{i-1} – диаметр трубы и толщина стенки в контрольном сечении до и после деформации, соответственно.

На рисунке 7.3 показана схема расчета распределения Q -фактора вдоль конуса деформации стана ХПТ:

1 – ввод исходных данных, таких как параметры трубы, заготовки, конуса деформации (в т.ч. длины зон конуса деформации) и др.;

2 – расчет промежуточных данных, таких как максимальная допустимая начальная конусность, зазор между цилиндром оправки и внутренней стороной трубы и др.;

3 – расчет диаметров оправки d_x в контрольных сечениях;

4 – расчет толщины стенки S_x в этих же сечениях;

5 – расчет диаметра калибра D_x (т.е. конуса деформации) в контрольных сечениях;

6 – расчет промежуточных деформационных данных $D_{x-\Delta x}$; $S_{x-\Delta x}$ и др. (рисунок 7.5);

7 – расчет распределения Q -фактора вдоль конуса деформации.

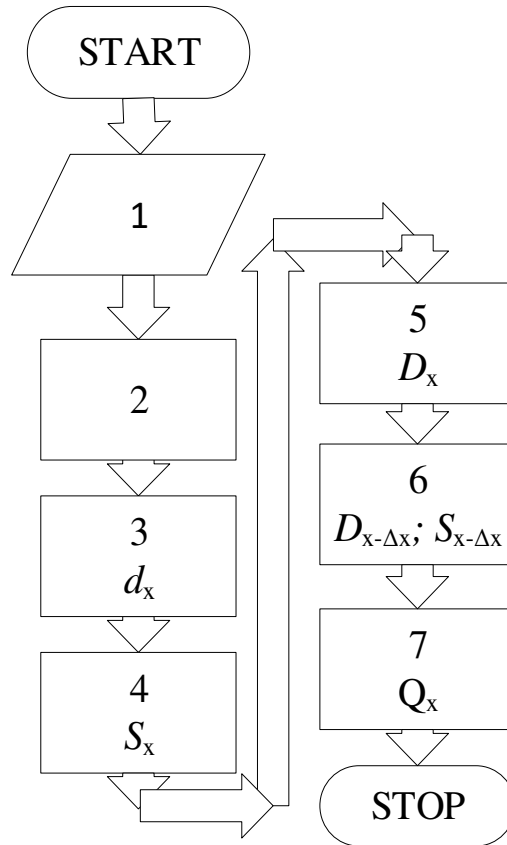


Рисунок 7.3. – Схема расчета распределения Q -фактора вдоль конуса деформации стана ХПТ

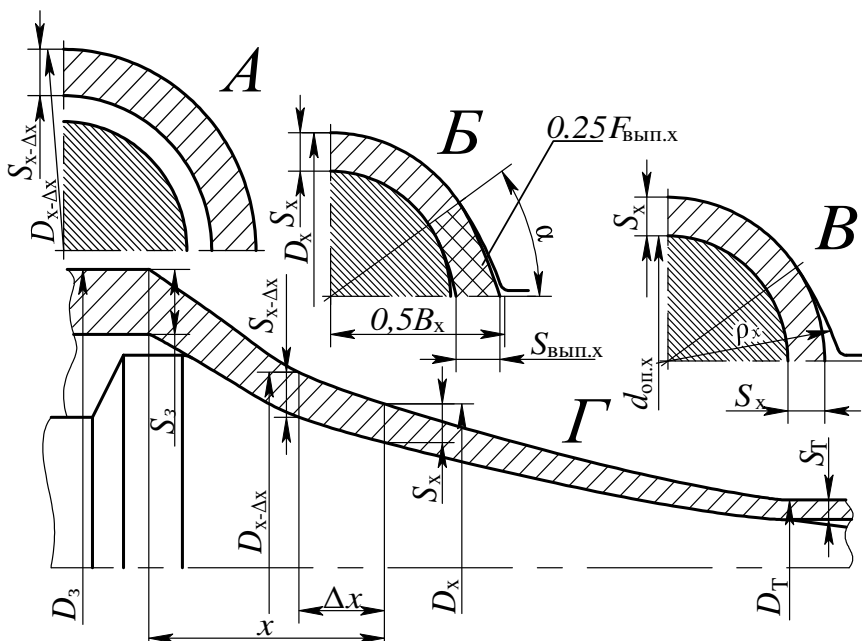


Рисунок 7.4. – Конус деформации стана ХПТ и формоизменение произвольного сечения конуса деформации за двойной ход клетки (классический случай прокатки)

Для расчета деформационного инструмента наиболее распространен метод КПО (рисунок 7.5) [209]. Рассчитывая калибровку этим методом характером распределения Q -фактора вдоль конуса деформации можно регулировать, изменяя степень крутизны n (рисунок 7.5), и начальную конусность оправки α_{\min} (рисунок 7.5), и развертки гребня калибра γ_{\min} (рисунок 7.5) [209]. Исследованию влияния этих параметров калибровки на распределение Q -фактора будет посвящен следующий параграф этой главы.

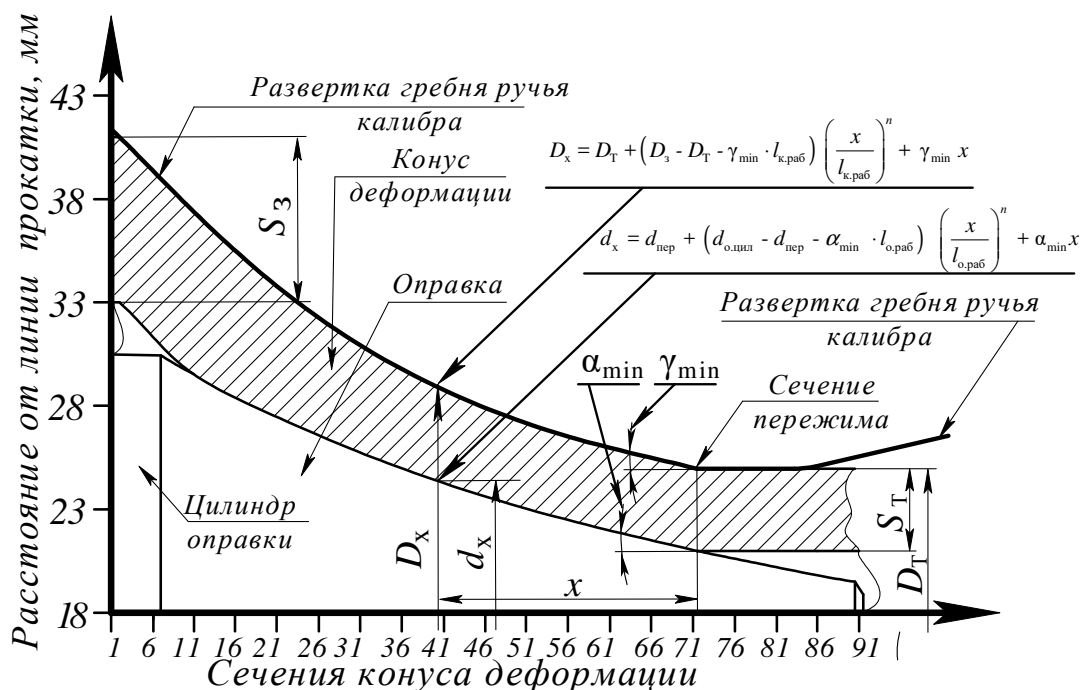


Рисунок 7.5. – Распределение геометрических параметров конуса деформации при расчете инструмента с применением оправки с криволинейной образующей формы рабочей поверхности (тип калибровки – КПО, маршрут 40×4,0→25×2,0)

Источник: [209].

7.2 Влияние параметров калибровки инструмента стана ХПТ на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации

Для определения влияния начальной конусности оправки и калибра на характер распределения Q -фактора вдоль конуса деформации выбраны следующие маршруты стана ХПТ-55 [209]:

– вариант А, маршрут 38,1×2,2→32,1×2. Относительное обжатие по площади поперечного сечения $\varepsilon_{\Sigma} = 23,78\%$. Относительное обжатие по диаметру $\varepsilon_D = 15,75\%$. Относительное обжатие по толщине стенки $\varepsilon_s = 9,09\%$. Максимально возможная начальная конусность оправки $2\text{tg}\alpha = 0,0231$. Величина Q -фактора за проход $Q_{\Sigma} = 0,97$;

– вариант Б, маршрут $38,1 \times 2,2 \rightarrow 32,1 \times 1,47$. Относительное обжатие по площади поперечного сечения $\varepsilon_{\Sigma} = 42,99\%$. Относительное обжатие по диаметру $\varepsilon_D = 15,75\%$. Относительное обжатие по толщине стенки $\varepsilon_S = 33,18\%$. Максимально возможная начальная конусность оправки $2\text{tg}\alpha = 0,0101$. Величина Q -фактора за проход $Q_{\Sigma} = 1,078$;

– вариант В, маршрут $50,8 \times 4,75 \rightarrow 38,1 \times 2,28$. Относительное обжатие по площади поперечного сечения $\varepsilon_{\Sigma} = 62,74\%$. Относительное обжатие по диаметру $\varepsilon_D = 12,7\%$. Относительное обжатие по толщине стенки $\varepsilon_S = 52,11\%$. Максимально возможная начальная конусность оправки $2\text{tg}\alpha = 0,016$. Величина Q -фактора за проход $Q_{\Sigma} = 1,146$.

При расчете распределения Q -фактора по варианту калибровки А выбраны следующие значения начальной конусности: $2\text{tg}\alpha = 0,005$; $2\text{tg}\alpha = 0,01$ и $2\text{tg}\alpha = 0,012$. Результаты расчетов показаны на графике (рисунок 7.6).

Расчет распределения Q -фактора по варианту калибровки Б был произведен при следующих значениях начальной конусности: $2\text{tg}\alpha = 0,005$; $2\text{tg}\alpha = 0,08$ и $2\text{tg}\alpha = 0,01$. Результаты расчетов показаны на графике (рисунок 7.7).

Для расчета распределения Q -фактора по варианту калибровки В выбрана следующая градация значений начальной конусности: $2\text{tg}\alpha = 0,005$; $2\text{tg}\alpha = 0,01$ и $2\text{tg}\alpha = 0,015$. Результаты расчетов показаны на графике (рисунок 7.8).

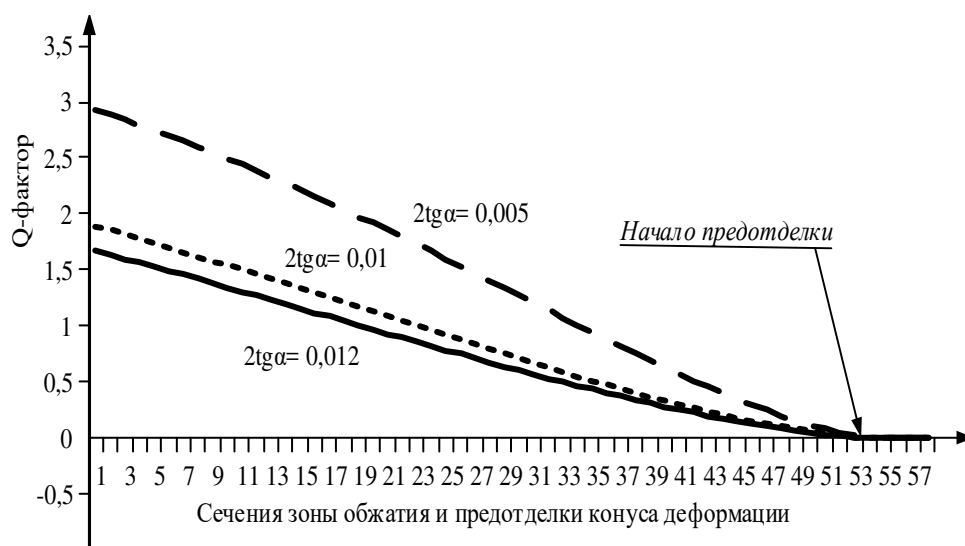


Рисунок 7.6. – Влияние начальной конусности оправки с криволинейной образующей и начальной конусности калибра на распределение Q -фактора вдоль зон обжатия и предотделки конуса деформации (тип калибровки – КПО, маршрут $38,1 \times 2,2 \rightarrow 32,1 \times 2$)

Источник: [209].

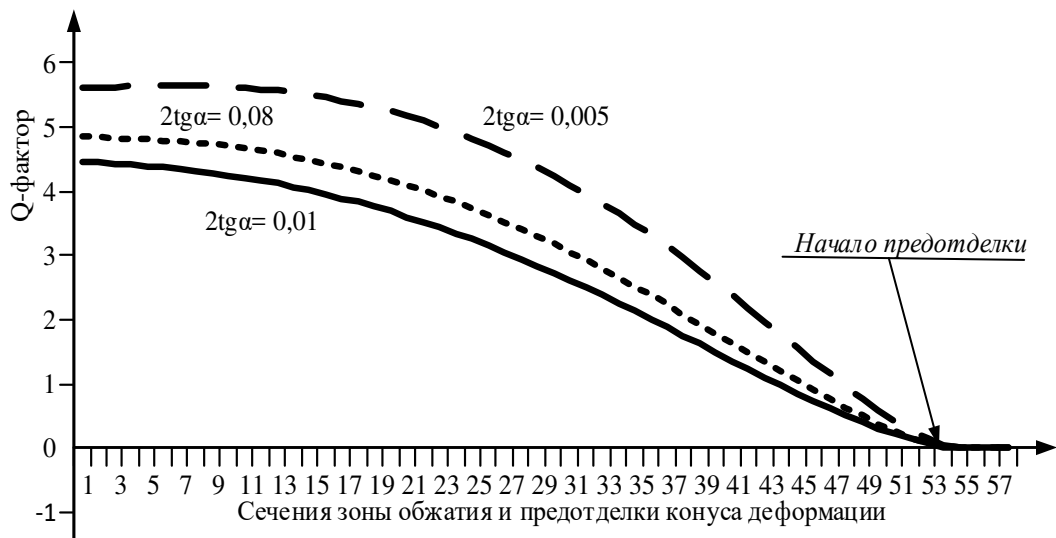


Рисунок 7.7. – Влияние начальной конусности оправки с криволинейной образующей и начальной конусности калибра на распределение Q -фактора вдоль зон обжатия и предотделки конуса деформации (тип калибровки – КПО, маршрут $38,1 \times 2,2 \rightarrow 32,1 \times 1,47$)

Источник: [209].

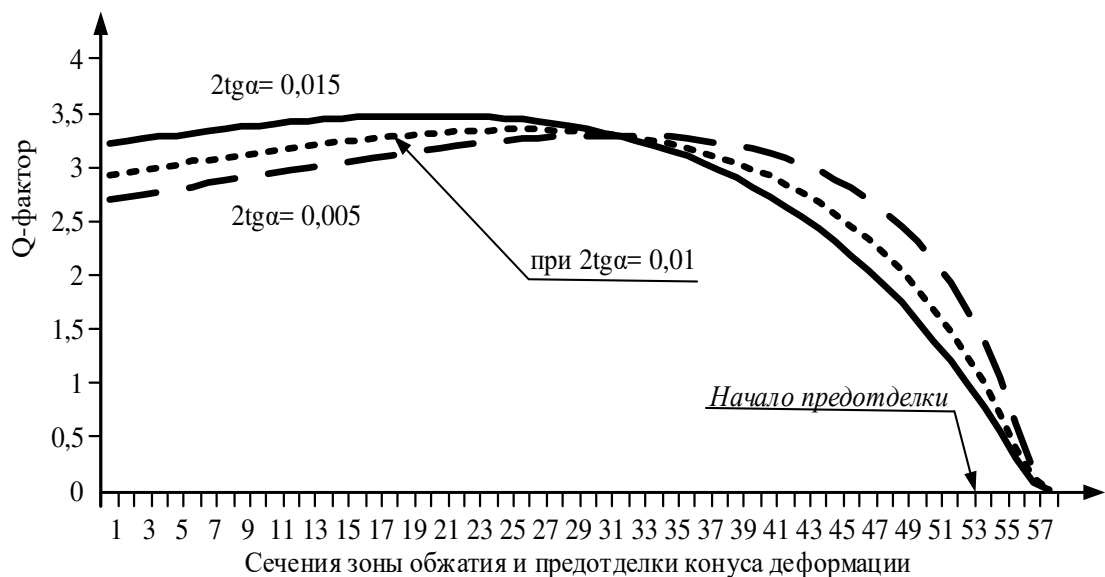


Рисунок 7.8. – Влияние начальной конусности оправки с криволинейной образующей и начальной конусности калибра на распределение Q -фактора вдоль зон обжатия и предотделки конуса деформации (тип калибровки – КПО, маршрут $50,8 \times 4,75 \rightarrow 38,1 \times 2,28$)

Источник: [209].

Как видно из графиков (см. рисунки 7.5–7.8), во всех случаях калибровки в конце зоны предотделки Q -фактора принимают нулевые значения. В зависимости от величины Q -фактора за проход либо на протяжении части зоны предотделки, либо на всем ее протяжении величина Q -фактора опускается ниже единицы [209].

В варианте маршрута прокатки А, когда $Q_{\Sigma} = 0,97$, т.е. имеются изначально невыгодные условия прокатки, величина Q -фактора в сечениях конуса деформации опускается ниже единицы в последней трети зоны обжатия при $2\text{tg}\alpha = 0,005$, во второй половине зоны обжатия в случае исполнения калибровки с $2\text{tg}\alpha = 0,012$ и уже в конце первой трети при $2\text{tg}\alpha = 0,012$. Во всех случаях уже в конечных сечениях зоны деформации Q -фактор принимает значения, близкие к нулевым, т.е. деформация по толщине стенки практически отсутствует.

Маршрут Б имеет более выгодные исходные условия для калибровки рабочего инструмента: $Q_{\Sigma} = 1,078$. При $2\text{tg}\alpha = 0,008$ и $2\text{tg}\alpha = 0,01$ значения Q -фактора опускаются ниже единицы в 44-м и 45-м сечениях соответственно. При $2\text{tg}\alpha = 0,005$ имеются наиболее выгодные условия прокатки, но Q_{Σ} принимает значения ниже единицы тоже в конце зоны деформации (в 47-м сечении). Значения Q -фактора, близкие к нулевым, наблюдаются уже в первой четверти зоны предотделки во всех случаях калибровок для данного маршрута [209].

Наиболее оптимальное значение Q -фактора за проход из рассматриваемых проходов имеет маршрут В: $Q_{\Sigma} = 1,146$. В случае применения калибровки с $2\text{tg}\alpha = 0,015$ в первом сечении зоны предотделки (53-е сечение) Q -фактор принимает значение, равное единице, и далее снижается. При применении калибровки с $2\text{tg}\alpha = 0,01$ во второй половине зоны обжатия наблюдается повышение значений Q -фактора при незначительном снижении его значений в первой половине. Вдоль двух третей зоны обжатия наблюдается рост значений Q -фактора. Q -фактор падает ниже единицы в конце первой трети зоны предотделки. При применении калибровки с $2\text{tg}\alpha = 0,015$ на большем протяжении зоны обжатия наблюдается рост значений Q -фактора при относительно резком падении его значений вблизи и вдоль зоны предотделки. Значения Q -фактора ниже единицы наблюдаются только в конце зоны предотделки. Во всех рассматриваемых случаях калибровки данного маршрута в конце зоны предотделки Q -фактор принимает практически нулевые значения [209].

Как говорилось неоднократно, в станах ХПТ возможно применять как конические оправки, так и оправки с криволинейной образующей рабочей поверхности [60]. Тип используемой оправки влияет на характер

распределения Q -фактора [119; 194; 209; 223]. Для анализа влияния типа применяемой оправки на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации выбрано следующие маршруты (стан ХПТ-32) [223]: $18 \times 1,03 \rightarrow 12,7 \times 0,559$ мм – конусная оправка; $26 \times 1,33 \rightarrow 19,05 \times 0,686$ мм – оправка с криволинейной образующей поверхности; $32 \times 2,62 \rightarrow 25,4 \times 1,295$ мм – оправка с криволинейной образующей поверхности. На рисунке 7.9 показаны графики распределения Q -фактора вдоль конуса деформации при прокатке труб по данным маршрутам. Согласно графикам, в зоне предобработки во всех случаях Q -фактор принимает отрицательные значения (от $-0,07$ до $-0,20$). Это связано с отсутствием деформации по толщине стенки вдоль этой зоны.

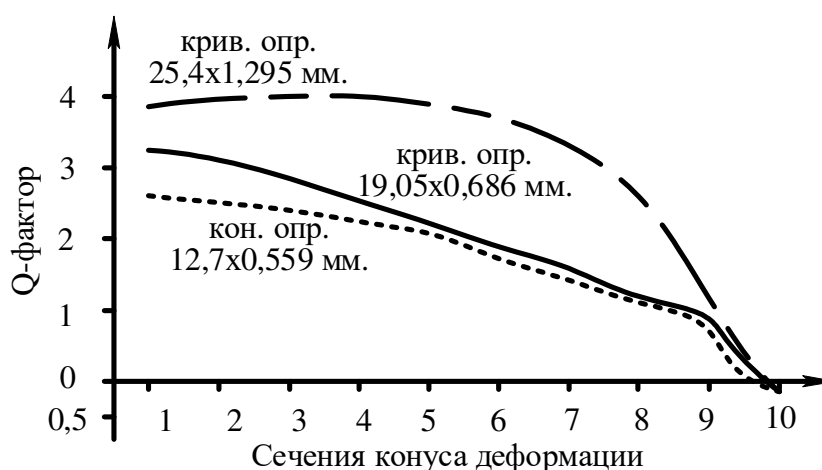


Рисунок 7.9. – Распределение Q -фактора в сечениях конуса деформации (зона обжатия стенки и зона предотделки)

Источник: [223].

Анализ распределения величины значений Q -фактора в сечениях конуса деформации при прокатке трубы $12,7 \times 1,092$ мм во всех сечениях конуса имеют более низкие его значения (применялась конусная оправка). Высокие значения Q -фактора на большей части конуса деформации – при прокатке трубы $19,05 \times 0,686$ мм. Это объясняется применением оправки с криволинейной образующей формы внешней поверхности. ($2 \operatorname{tg} \alpha_{\text{нач}} = 0,01$). Самые высокие значения Q -фактора в сечениях конуса деформации при прокатке трубы по маршруту $25,4 \times 1,295$ мм. Это объясняется тем, что применена оправка с начальной конусностью $0,005$.

При настройке стана на ту или иную толщину стенки необходимо изменить положение оправки относительно калибра [223]. Для уменьшения величины толщины стенки оправку двигают по ходу прокатки, для увеличения – против хода. При этом изменяется и распределение Q -фактора

в сечениях вдоль конуса деформации. Необходимо выяснить, какие изменения положения оправки являются наиболее целесообразными, а возможно, и необходимыми. Для анализа выбран маршрут $26 \times 1,33 \rightarrow 19,05 \times 0,686$ мм, стан ХПТ-32 [223].

Рассматривается изменение распределения Q -фактора в трех положениях оправки: оправка в нормальном рабочем положении калибровки; оправка сдвинута вперед на 10 мм относительно нормального положения; оправка сдвинута назад на 10 мм относительно нормального положения. На рисунке 7.10 показано влияние положения оправки в конусе деформации на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации при прокатке трубы по маршруту $26 \times 1,33 \rightarrow 19,05 \times 0,686$ мм.

Смещенная назад на 10 мм оправка позволяет получить в зоне предотделки положительные значения Q -фактора (2,825). Данный факт вызван тем, что в случае прокатки трубы с выдвинутой вперед оправкой стенка трубы деформируется более интенсивно уже в начальных сечениях конуса [223].

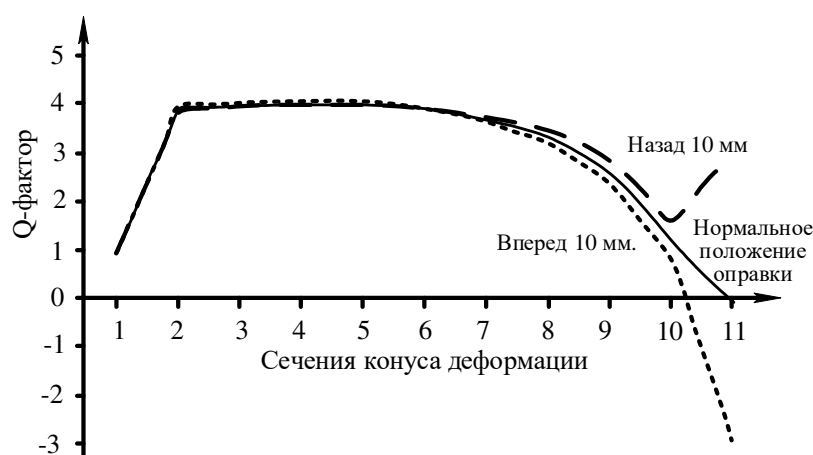


Рисунок 7.10. – Влияние положения оправки в конусе деформации на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации при прокатке трубы по маршруту $26 \times 1,33 \rightarrow 19,05 \times 0,686$ мм

Источник: [223].

Для анализа влияния колебаний толщины стенки заготовки на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации выбрано стандартный для труб из титановых сплавов маршрут – $26 \times 1,33 \rightarrow 19,05 \rightarrow 0,686$ мм (стан ХПТ-32). Выбраны 3 возможных колебания толщины стенки трубы-заготовки: 1,33; 1,38 (+3,75%); 1,28 (-3,75%). Анализ данных показывает, что уменьшение толщины стенки заготовки относительно номинала приводит к снижению значений Q -фактора в контрольных сечениях. В частности, при толщине стенки «плюс 0,05 мм» в зоне предобработки Q -фактор принял значение -0,08, при толщине стенки «минус 0,05 мм» – -0,41.

При расчете значений Q -фактора важно также учитывать упругие деформации клетки (рисунок 7.11), т.к. они приводят к искажениям выбранного режима деформации.

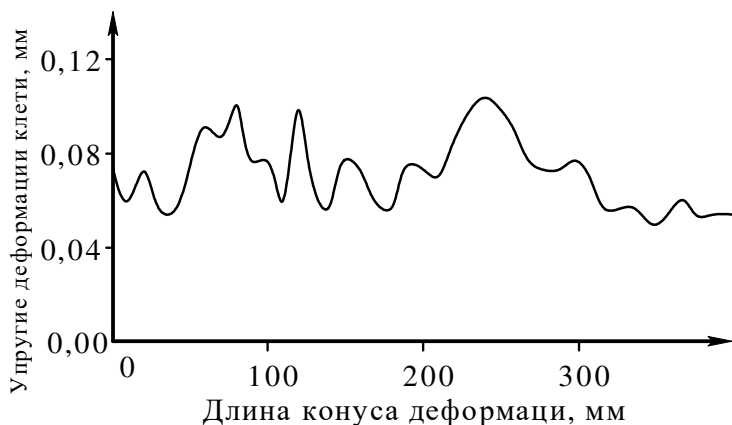


Рисунок 7.11. – Результаты замеров упругих деформаций клетки стана ХПТ-32 при прокатке трубы из стали 20 (маршрут 57×3,5→30×2)

Источник: [56; 57].

Большинство изменений условий прокатки приводят к изменению величины пружины клетки. Так, например, изменение конусности оправки приводит к значительному изменению характера распределения деформационных характеристик вдоль рабочего конуса [242], это, в свою очередь, – к изменению силовых характеристик (о чем можно судить по изменению твердости поверхности рабочего конуса, рисунок 7.12). Все это обусловит изменение распределения величины упругих деформаций клетки вдоль конуса деформации. При этом как маршрут, так и материал трубы остаются прежними.

Для анализа отклонения значений толщины стенки в контрольных сечениях вдоль рабочего конуса от расчетных (согласно калибровке в тех же сечениях) под влиянием упругих деформаций клетки выбран маршрут прокатки труб из стали TP316L на стане ХПТ-55: 57×6,0→25×2,5. Данный маршрут имеет следующие характеристики:

- обжатие по толщине стенки – 58%;
- обжатие по диаметру – 56%;
- Q -фактор – 0,9–1;
- вытяжка – 5,44 ($\epsilon_{\Sigma} = 82\%$).

Для этого маршрута была рассчитана калибровка и изготовлен рабочий инструмент. В ходе прокатки промышленной партии труб был отобран конус деформации (рисунок 7.13). Прокатка велась с подачей в $t = 10$ мм.

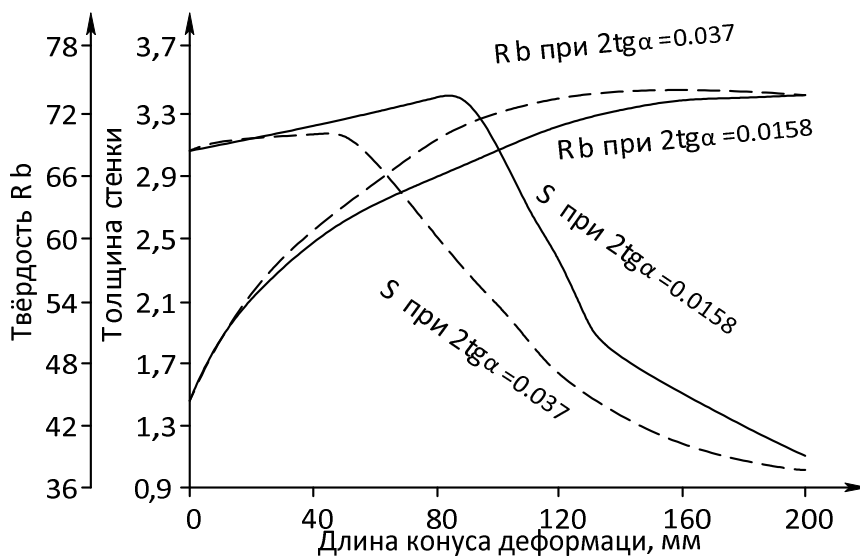


Рисунок 7.12. – Изменение толщины стенки и твердости вдоль рабочего конуса при прокатке трубы из сплава АМг2 по маршруту 38×3→23×1 с применением калибровок с различной конусностью оправки (последний участок зоны обжатия не показан) [242]

Источник: [79].



Рисунок 7.13. – Конус деформации (рабочий конус) стана ХПТ-55 (сталь ТР316L, маршрут 57×6,0→25×2,5)

Конус деформации был разрезан на 14 сечений, которые соответствуют контрольным сечениям калибровки. В каждом сечении вычислено среднее значение толщины стенки (таблица 7.1, рисунок 7.14).

Фактическая толщина стенки в большинстве сечений рабочего конуса имеет большие значения, чем расчетная ее толщина согласно калибровке. Согласно полученным значениям рассчитана величина отклонения фактических значений от расчетных:

$$\Delta_{\text{мм}} = S_{\text{расч.}} - S_{\text{факт.}}, \text{ мм}, \quad (7.2)$$

$$\Delta_{\%} = \frac{S_{\text{расч.}} - S_{\text{факт.}}}{S_{\text{расч.}}} 100\% . \quad (7.3)$$

Таблица 7.1. – Средние значения толщины стенки в контрольных сечениях рабочего конуса и расчетная толщина стенки согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57×6,0→25×2,5)

№ сечения	0	1	2	3	4	5	6	7
Координата сечения	0	40	80	120	160	200	240	280
$S_{расч.}$	6	5,37	4,62	4	3,51	3,13	2,85	2,66
$S_{факт.}$	5,21	5,07	4,96	4,56	3,94	3,54	3,03	2,7

Окончание таблицы 7.1

№ сечения	8	9	10	11	12	13	14
Координата сечения	320	360	400	440	480	520	560
$S_{расч.}$	2,56	2,51	2,5	2,5	2,5	2,5	2,5
$S_{факт.}$	2,57	2,56	2,49	2,49	2,56	2,53	2,5

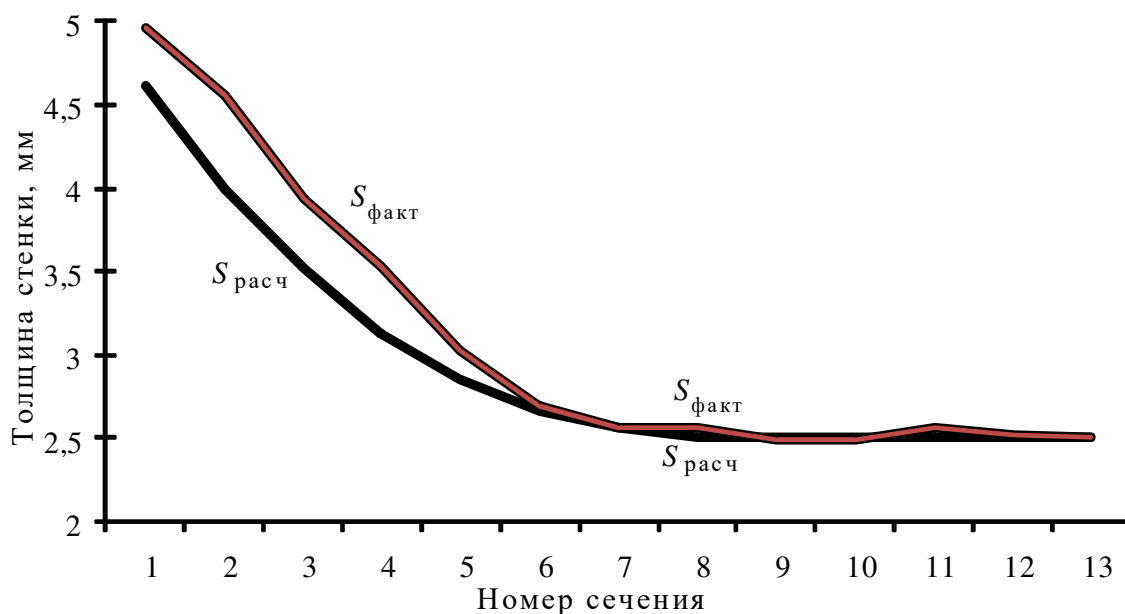


Рисунок 7.14. – Средние значения толщины стенки в контрольных сечениях рабочего конуса и расчетная толщина стенки согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57×6,0→25×2,5, стан ХПТ-55)

Характер распределения функции $\Delta\%$ вдоль рабочего конуса практически полностью совпадает с характером распределения функции расчетных значений силы деформации (рисунок 7.15, 7.16).

Исследования доказывают значительное влияние упругих деформаций клетки на отклонения толщины стенки в расчетных сечениях относительно ее калибровочных значений. Такие искажения приводят к значительным изменениям в распределении Q -фактора вдоль конуса деформации относительно расчетных.

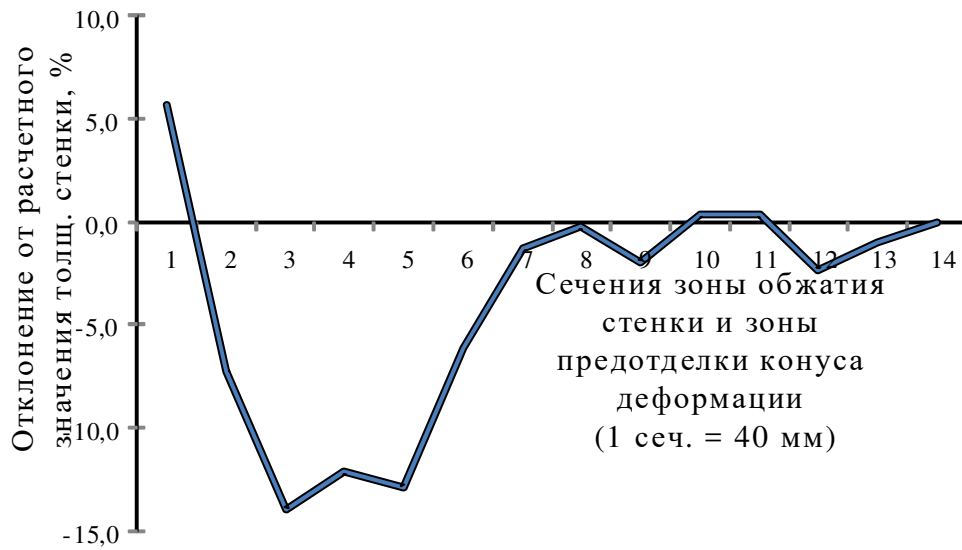


Рисунок 7.15. – Отклонение среднего значения толщины стенки (согласно замерам) в контрольных сечениях рабочего конуса от ее расчетного значения согласно калибровке (сталь TP316L, маршрут 57x6,0→25x2,5, стан ХПТ-55)

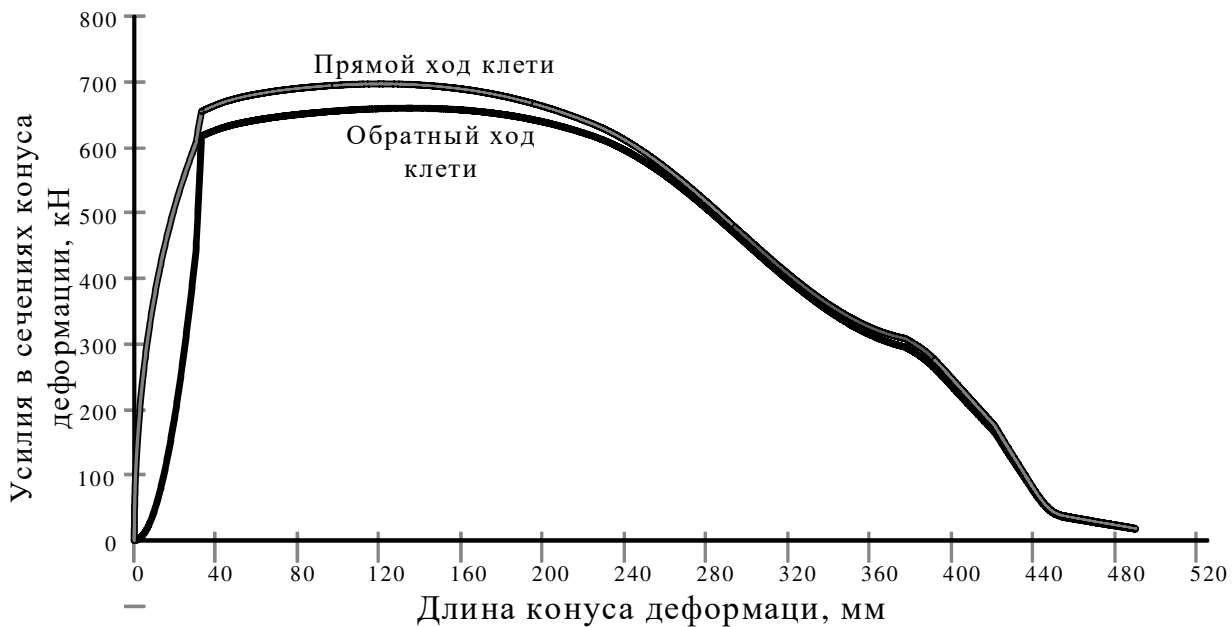


Рисунок 7.16. – Расчетные значения силы деформации в контрольных сечениях рабочего конуса (сталь TP316L, маршрут 57x6,0→25x2,5, стан ХПТ-55)

С точки зрения распределения Q -фактора вдоль конуса деформации:

- наиболее оптимальными являются калибровки с использованием оправки с криволинейной образующей формы рабочей поверхности с малой начальной конусностью. Исследование влияния степени крутизны изменения профиля оправки показали преимущество оправок с более высокой степенью крутизны;
- в пределах допуска на точность толщины стенки заготовки увеличение ее толщины положительно влияет на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации;
- прокатку следует вести с малыми значениями подачи, в т.ч. для того чтобы уменьшить влияние упругих деформаций на искажение значений толщины стенки относительно расчетных калибровочных;
- расчет калибровок желательно вести так, чтобы была возможность изменения положения оправки именно против прямого движения клетки.

Глава 8

ВЛИЯНИЕ ФАКТОРОВ ПРОЦЕССА ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ ПРОКАТКИ НА ТОЧНОСТЬ ТРУБ

8.1 Зависимости, позволяющие прогнозировать изменение разностенности трубы в ходе холодной пильгерной прокатки

Проблемы повышения точности труб имеют важное значение. От точности геометрических параметров труб зависят надежность и масса оборудования, удельный расход металла, себестоимость и др. [67; 221–225; 226]. Точность труб – это степень соответствия их формы и размеров установленным стандартам [81], она определяется овальностью и разностенностью. Холодная пильгерная прокатка (процесс ХПТ) – наиболее выгодный процесс для производства высокоточных труб, в т.ч. из дорогих марок сталей и сплавов. При этом важно уметь регулировать точностью труб, изменяя многочисленные параметры процесса ХПТ [106]. Как показывают исследования [81; 107], точность труб, прокатанных на стане ХПТ, зависит от точности заготовки и ряда технологических факторов, сопутствующих процессу холодной пильгерной прокатки труб. Из множества можно выделить: величину подачи и вытяжки; величину развалки; длину предотделочного участка; величину упругой деформации клетки [54]; тип процесса [67; 79; 224] и пр. Каждый из этих факторов влияет на конечную величину разностенности в той или иной мере.

Проблемам изучения изменения точности труб в зависимости от различных факторов процесса ХПТ посвящено много статей, однако важность данного вопроса заставляет исследователей вновь возвращаться к этому вопросу. В данной главе будут проанализированы литературные источники, в которых рассматриваются проблемы изучения влияния различных факторов процесса ХПТ на изменение такого параметра точности труб, как поперечная разностенность. Кроме того, будут приведены результаты авторских исследований, проведенных в условиях современного трубопрокатного цеха.

П.И. Орро и Я.Е. Осада [107] для прогнозирования изменения относительной разностенности в ходе процесса предложили следующую зависимость:

$$\begin{aligned} \Delta s r_T = \Delta s r_3 \cdot (0,27 s_T + 0,13) - (3,7 - 0,44 s_T) \eta + \\ + (0,068 - 0,034 s_T) \Delta s r_3 \eta - s_T + 12,1, \end{aligned} \quad (8.1)$$

где η – дробность деформации; $\Delta s r_3$ – разностенность заготовки, %.

Как видно из (8.1), основными факторами, влияющими на точность труб, являются дробность деформации и исходная разностенность. Из многочисленных исследований известно, что при исходной разностенности трубы ниже 4–5% в ходе прокатки разностенность трубы не уменьшается, а может даже несколько увеличиться. В ходе прокатки труб на станах ХПТ идут два процесса: раскатка исходной разностенности и образование новой (наведенной). Разностенность готовой трубы, прокатанной в случайно выбранном стане ХПТ, не может опуститься ниже значения наведенной разностенности, характерной для этого стана. Г.И. Хаустов в ходе исследований для качественной оценки величины поперечной разностенности предложил использовать зависимость [67; 75; 78]

$$\Delta sr_T = \Delta sr_3 \cdot \left(0,1 + 0,9 \frac{D_3}{D_T} \right) + \Delta sr_n, \quad (8.2)$$

где Δsr_n – наведенная в стане разностенность (2–5% в зависимости от конструкции и состояния оборудования стана).

Из (8.2) можно сделать вывод, что разностенность готовой трубы не может быть меньше наведенной станом разностенности, что вполне логично и доказано на практике. В источнике [78] также приведены результаты исследований влияния коэффициента овальности калибра на разностенность труб (таблица 8.1).

Таблица 8.1. – Данные о влиянии коэффициента овальности калибра на разностенность труб [67; 78]

Уравнение регрессии	Коэффициент овальности на обжимном участке	
	в начале	в конце
$\Delta sr_T = 2,1 + 0,66\Delta sr_3$	1,0171	1,0176
$\Delta sr_T = 4,0 + 0,59\Delta sr_3$	1,026	1,03
$\Delta sr_T = 3,0 + 0,65\Delta sr_3$	1,03	1,35
$\Delta sr_T = 1,7 + 0,70\Delta sr_3$	1,06	1,03

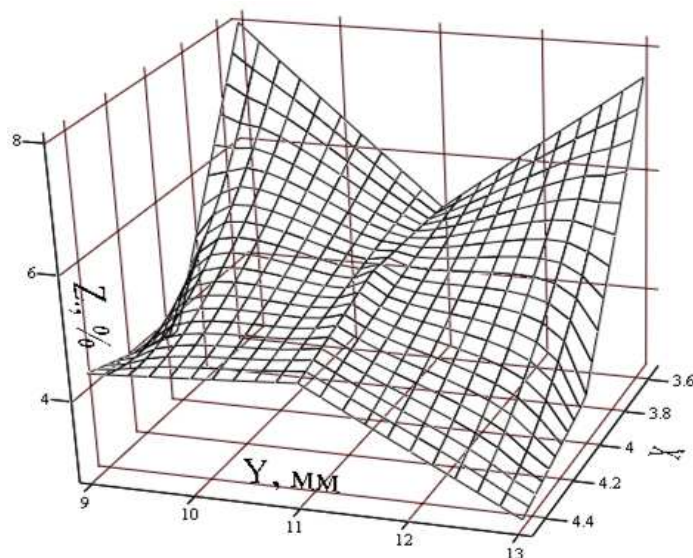
8.2 Влияние параметров процесса ХПТ на точность труб

В таблице 8.2 показаны результаты 2-факторного эксперимента, в ходе которого исследовалось влияние величины обжатия трубы и подачи на изменение величины разностенности труб из стали 10 [106].

Для визуализации результата этого эксперимента, на основе указанных в таблице 8.2 данных построен 3-мерный график изменения относительной разностенности труб в зависимости от величины подачи и вытяжки (рисунок 8.1) [67].

Таблица 8.2. – Точность труб, прокатанных на стане ХПТ при проведении 2-факторного эксперимента [67; 106]

Параметры заготовки		Разностенность заготовки		Подача, мм	Вытяжка	Параметры трубы		Разностенность трубы	
D_3	S_3	Абс. мм	Отн. %			D_T	S_T	Абс. мм	Отн. %
57	3,5	3,48	13,4	9	3,54	32	1,75	1,85	5,4
		3,39	11,5	11				1,89	6,35
		3,41	12,9	13				1,87	5,35
57	4	4,01	9,45	9	4,00	32	1,75	1,78	5,62
		4,06	12,6	11				1,89	7,4
		3,86	11,6	13				1,84	8,15
57	4,5	4,33	11,2	9	4,46	32	1,75	1,91	6,8
		4,33	11,3	11				1,94	6,7
		4,28	9,55	13				1,93	6,73



ось x – вытяжка; ось y – подача, мм;
 ось z – величина увеличения относительной разностенности
 $(Z = (\Delta S_{rT}/S_{cp.T}) \cdot 100 - (\Delta S_{r3}/S_{cp.3}) \cdot 100)$, %

Рисунок 8.1. – Увеличение относительной разностенности труб в зависимости от величины подачи и вытяжки при прокатке на стане ХПТ

Источник: [67; 225; 226].

Из графика видно, что с увеличением вытяжки и увеличением подачи способность стана исправлять разностенность уменьшается. Данный процесс происходит из-за увеличения величины наведенной станом разностенности, величина которой непостоянна, а зависит от технологических факторов процесса ХПТ.

О влиянии величины подачи на точность труб также можно судить по исследованию, результаты которого показаны в таблице 8.3, и графику (рисунок 8.2) [9; 67]. Как видно, здесь имеется практически линейная зависимость. С увеличением значений подачи растет как абсолютная, так и относительная овальность. По изменению значений среднего диаметра готовых труб D_{cp} (таблица 8.3) можно сделать вывод, что растет и упругая деформация клетки.

Таблица 8.3. – Влияния величины подачи на овальность труб [9; 67]

Размер трубы $D \times S$, мм	t (подача) = 5 мм			t (подача) = 10 мм			t (подача) = 15 мм		
	D_{cp}	Овальность		D_{cp}	Овальность		D_{cp}	Овальность	
		мм	%		мм	%		мм	%
15×0,9	21,9	0,14	0,65	22,2	0,19	0,87	22,7	0,25	1,15
32×1,5	32,1	0,18	0,57	32,24	0,29	0,9	32,49	0,38	1,18
57×2,5	57,05	0,31	0,55	57,25	0,4	0,7	57,56	0,53	0,93

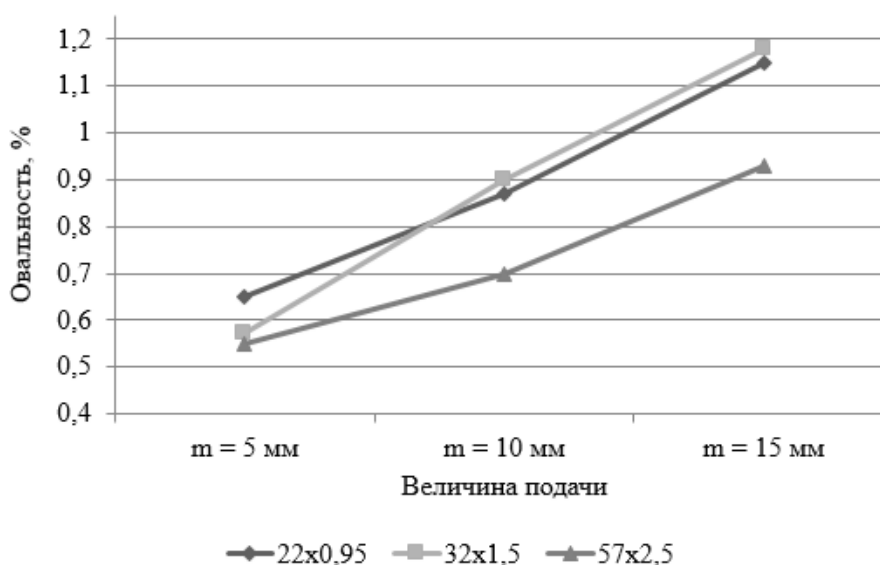


Рисунок 8.2. – Влияние величины подачи на овальность труб

Источник: [9; 67; 225; 226].

Как отмечалось выше, при прокатке труб на стане ХПТ разностенность не только исправляется, но и наводится. В [81] указано, что при прокатке труб в наибольшей степени относительная разностенность уменьшается в первых проходах, тогда как в последующих она остается на прежнем уровне. При этом абсолютная разностенность уменьшается непрерывно. В этом, среди прочего, проявляется и наведенная каждым станом разностенность. В [74] указано, что на величину наведенной разностенности

кроме других факторов влияют величина угла выпуска и степень тесноты ручья [67]:

$$\zeta = \frac{F_x}{F_p}, \quad (8.3)$$

где F_p – площадь трубы в сечении; F_x – площадь калибра в сечении.

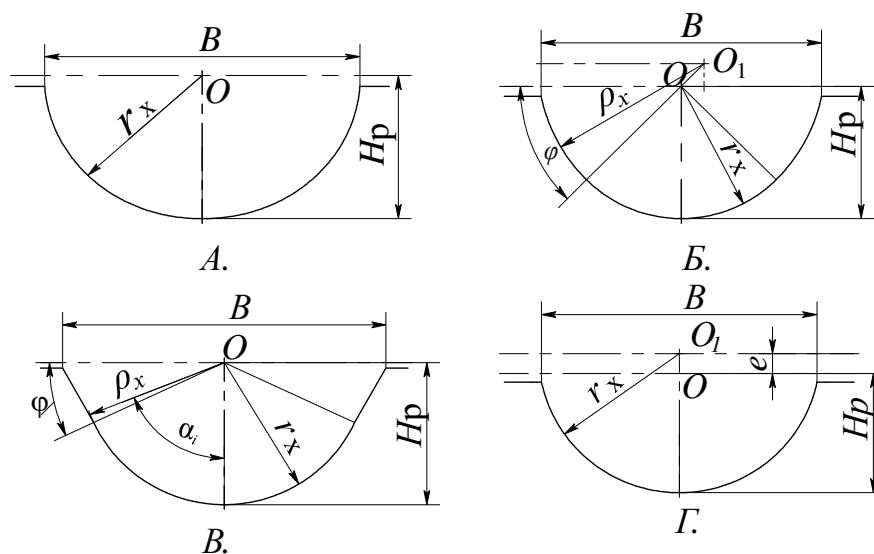
Наведенную разностенность можно снизить, увеличив длину пред-отделочного участка [67; 80] с минимальной развалкой (теснотой ручья).

Рабочей частью калибра стана ХПТ является ручей с переменными размерами поперечного сечения, и изменением размеров и формы такого ручья задают необходимый режим деформации вдоль рабочего конуса [67; 227]. Не менее важна форма поперечных сечений ручья (овальный, круглый с выпусками по радиусу, круглый с выпусками по прямой и пр.). Форма поперечного сечения оказывает влияние на деформационные и силовые параметры процесса, от нее зависит качество внешней поверхности труб. Кроме того, параметры формы поперечного сечения влияют и на способность стана холодной прокатки исправлять исходную разностенность труб-заготовок. Необходимо знать, на какие именно параметры процесса холодной пильгерной прокатки и в какой степени влияет та или иная форма калибров. Особенно важно, как форма калибров влияет на способность стана исправлять исходную разностенность.

Наиболее часто используют четыре формы профиля калибров в процессах ХПТ:

- профиль, образованный эллипсами (рисунок 8.3, а);
- профиль, образованный дугами кругов с двумя радиусами (рисунок 8.3, б) (круглый с выпусками по радиусу);
- круглый профиль с развалкой «по прямой» (рисунок 8.3, в);
- «однорADIUSный» профиль с эксцентриситетом (рисунок 8.3, г) [185; 228].

Исследованием изменения разностенности в ходе деформации труб на станах холодной пильгерной прокатки в литературе уделялось немало внимания, однако, исследовались в основном случаи прокатки в калибрах второго и третьего типов (рисунок 8.3). При этом исследования проводились на трубах из углеродистых или легированных сталей. Целью нижеописанного исследования было определение влияния эллипсной и круглой форм с выпусками по радиусу форм поперечного сечения ручья калибра стана ХПТ на поперечную разностенность труб из титановых сплавов [191; 227].



А – профиль, образованный эллипсами; **Б** – профиль, образованный дугами двух окружностей с разными радиусами; **В** – круглый профиль с развалкой «по прямой»; **Г** – «однорADIUSный» профиль с эксцентриситетом

Рисунок 8.3. – Формы поперечных сечений профиля ручья калибров стана ХПТ

Источник: [67; 185; 228].

Для этого в ходе рядовой прокатки труб из сплава Gr2 по маршруту $28 \times 3,2 \rightarrow 19,05 \times 2,3$ (стан ХПТ-32 в условиях действующего цеха) отобрано два конуса деформации [67]:

- первый конус при прокатке труб в ручье, образованном дугами двух окружностей с разными радиусами (далее «с выпуском по радиусу»);
- второй конус при прокатке труб в ручье, образованным эллипсами (далее «по эллипсу»).

Все другие параметры калибровки (подача, глубина ручья, ширина ручья, закон изменения ширины и глубины ручья по контрольным сечениям конуса деформации и пр.) были идентичными. Каждый из отобранных конусов был разрезан поперек на 19 равных частей. В каждом сечении найдены максимальные и минимальные значения толщины стенки, а также ее значение в восьми сечениях каждого патрубка рабочего конуса деформации.

Результаты измерений разностенности трубы в сечениях конуса показаны в таблицах 8.4 и 8.5. Производились также исследования влияния коэффициента овальности калибра 2-го типа (круглый с выпусками по радиусу) на разностенность труб.

Таблица 8.4. – Изменения разностенности трубы вдоль конуса деформации стана ХПТ, профиль ручья – «круглый с выпусками по радиусу» (сплав Gr2, маршрут 28×3,2→19,05×2,3) [67]

№ сечения	Толщина стенки в поперечных сечениях конуса деформации, мм								Разностенность	
	1	2	3	4	5	6	7	8	абсолютная, мм	относительная, %
1	3,13	3,13	3,18	3,21	3,42	3,41	3,36	3,35	0,29	8,9
2	3,11	3,14	3,23	3,27	3,39	3,39	3,37	3,35	0,28	8,5
3	3,14	3,15	3,18	3,39	3,38	3,34	3,33	3,33	0,25	7,6
3	3,15	3,18	3,22	3,24	3,4	3,22	3,21	3,2	0,25	7,7
4	3,17	3,22	3,31	3,42	3,42	3,35	3,34	3,35	0,25	7,5
5	3,05	3,083	3,2	3,25	3,28	3,25	3,24	3,25	0,23	7,2
6	2,83	2,87	2,9	3,05	3,0,5	2,9	2,97	2,95	0,22	7,5
7	2,8	2,85	2,89	2,9	2,93	2,83	2,8	2,72	0,21	7,4
8	2,63	2,63	2,69	2,8	2,79	2,75	2,7	2,72	0,17	6,3
9	2,51	2,58	2,55	2,59	2,6	2,68	2,6	2,6	0,17	6,6
10	2,5	2,55	2,59	2,53	2,55	2,47	2,44	2,43	0,16	6,4
11	2,48	2,49	2,55	2,62	2,53	2,46	2,48	2,45	0,17	6,8
12	2,43	2,47	2,42	2,51	2,5	2,45	2,4	2,35	0,16	6,6
13	2,39	2,38	2,37	2,4	2,53	2,48	2,46	2,35	0,18	7,4
14	2,36	2,4	2,45	2,49	2,48	2,52	2,45	2,43	0,16	6,5
15	2,38	2,37	2,39	2,47	2,53	2,48	2,4	2,39	0,16	6,6
16	2,36	2,38	2,4	2,49	2,5	2,52	2,45	2,43	0,16	6,6
17	2,39	2,37	2,42	2,49	2,52	2,5	2,49	2,4	0,15	6,1

Таблица 8.5. – Изменения разностенности трубы вдоль конуса деформации стана ХПТ профиль ручья – «по эллипсу» (сплав Gr2, маршрут 28×3,2→19,05×2,3) [67]

№ сечения	Толщина стенки в поперечных сечениях конуса деформации, мм								Разностенность	
	1	2	3	4	5	6	7	8	абсолютная, мм	относительная, %
<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>	<i>4</i>	<i>5</i>	<i>6</i>	<i>7</i>	<i>8</i>	<i>9</i>	<i>10</i>	<i>11</i>
1	3,08	3,12	3,19	3,28	3,34	3,36	3,38	3,28	0,3	9,2
2	3,12	3,09	3,15	3,19	3,24	3,31	3,37	3,38	0,29	9,0
3	3,11	3,09	3,14	3,22	3,28	3,34	3,38	3,39	0,3	9,2
4	3,11	3,13	3,16	3,23	3,29	3,36	3,38	3,41	0,3	9,2
5	3,34	3,28	3,27	3,18	3,21	3,28	3,28	3,44	0,26	7,9
6	3,32	3,21	3,21	3,23	3,3	3,32	3,42	3,47	0,26	7,9
7	3,03	3,08	3,16	3,19	3,22	3,23	3,24	3,27	0,24	7,6
8	2,88	2,89	2,92	3	3,06	3,04	3,08	3,1	0,22	7,3
9	2,91	2,92	2,91	2,88	2,81	2,75	2,78	2,84	0,17	6,0
10	2,64	2,65	2,66	2,71	2,73	2,76	2,71	2,73	0,12	4,4
11	2,58	2,53	2,51	2,53	2,58	2,58	2,62	2,68	0,17	6,6
12	2,6	2,59	2,55	2,48	2,45	2,46	2,51	2,54	0,15	5,9
13	2,57	2,47	2,44	2,43	2,46	2,48	2,48	2,54	0,14	5,6

Окончание таблицы 8.5

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
14	2,51	2,42	2,4	2,39	2,44	2,45	2,48	2,51	0,12	4,9
15	2,37	2,37	2,4	2,43	2,46	2,5	2,52	2,5	0,15	6,1
16	2,49	2,53	2,51	2,45	2,39	2,38	2,39	2,43	0,15	6,1
17	2,47	2,52	2,54	2,52	2,44	2,38	2,38	2,39	0,16	6,5
18	2,47	2,5	2,52	2,48	2,43	2,4	2,38	2,42	0,14	5,7
19	2,51	2,45	2,39	2,38	2,41	2,43	2,48	2,52	0,14	5,7

Согласно графикам изменения разностенности, в зоне редуцирования как абсолютные, так и относительные значения разностенности более интенсивно падают в случае использования калибра с ручьем «с выпуском по радиусу» (с 9,8 до 7,7%, или от 0,32 до 0,25 мм).

При использовании профиля ручья «по эллипсу» значения разностенности практически не изменяются (находятся в пределах 9,2%, или 0,3 мм). В зоне обжатия стенки в ручье «по эллипсу» наблюдается более интенсивное снижение значения разностенности (с 9,2 до 6,1% или от 0,3 до 0,15 мм). В этой зоне в случае прокатки в ручье «с выпуском по радиусу» значения разностенности уменьшаются не столь интенсивно (с 7,7 до 6,6%, или от 0,25 до 0,16 мм).

В конце конуса деформации калибра с ручьем «с выпуском по радиусу» достигнута разностенность 6,1% (0,15 мм), с ручьем «по эллипсу» – 5,7% (0,14 мм) [67].

Полученные результаты показаны в виде графиков изменения относительной поперечной разностенности вдоль конуса деформации (рисунок 8.4).

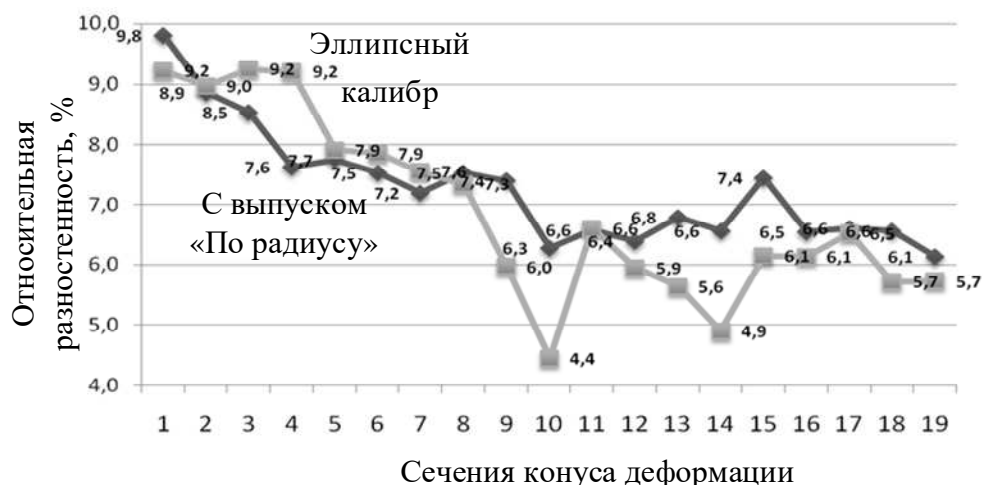


Рисунок 8.4. – Изменение относительной разностенности трубы вдоль конуса деформации стана ХПТ при использовании калибров с различными профилями поперечного сечения ручья (сплав Gr2, маршрут 28×3,2→19,05×2,3)

Источник: [67].

Исходная разностенность конуса, полученного от ручья с выпуском по радиусу, была выше, в зоне редуцирования наблюдалось значительное уменьшение разностенности. В то же время в ручье по эллипсу она оставалась прежней. В зоне деформации наблюдался обратный эффект. Поэтому полученные значения разностенности близки [67].

Данные результаты требуют дополнительных экспериментальных исследований как в случае использования указанного сплава, так и для других материалов.

Для дальнейших исследований выбраны два направления: влияние величины угла развалки на точность труб и влияние повышенной жесткости клетки на точность труб. В качестве материала труб выбран титановый сплав Gr2. Относительно первого фактора следует заметить, что точность изготовления калибров в последнее время значительно повысилась. Многие предприятия, использующие станы холодной прокатки, произвели реконструкцию морально устаревших станков. Так что данные исследования можно производить с более высокой точностью учета данных технологических факторов. На этих же предприятиях происходит процесс замены и реконструкции устаревших станков ХПТ и ХПТР. Появляется возможность исследовать влияние повышения жесткости клетки на величину разностенности.

Для исследований влияния величины угла развалки на точность труб было прокатано по 42 трубы сплава Gr2 в калибрах с развалкой 30° и 60° на стане ХПТ-32 по маршруту 24×4,1→15,1×2,4. Разностенности труб в обоих пакетах до прокатки были сопоставимыми и колебались в пределах от 7 до 16% (в каждом пакете). Кроме угла развалки, все параметры калибровки обоих калибров были идентичны – как величина развалки, так и глубина ручья (рисунки 8.5, 8.6) [67].

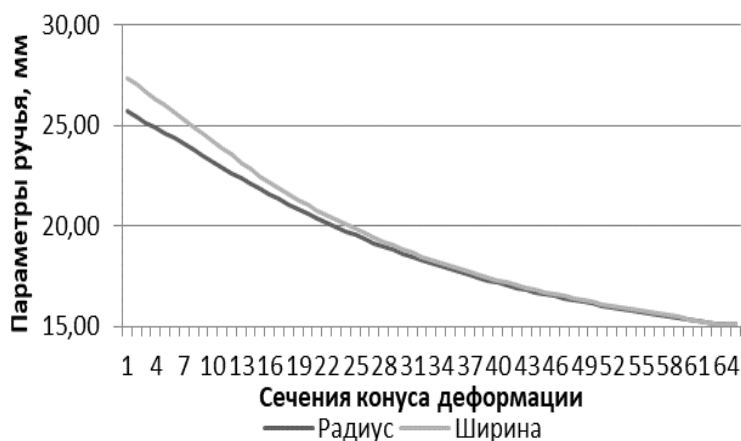


Рисунок 8.5 – Параметры ручья калибров стана ХПТ -32 (маршрут 24×4,1→15,1×2,4, сплав Gr2)

Источник: [67].

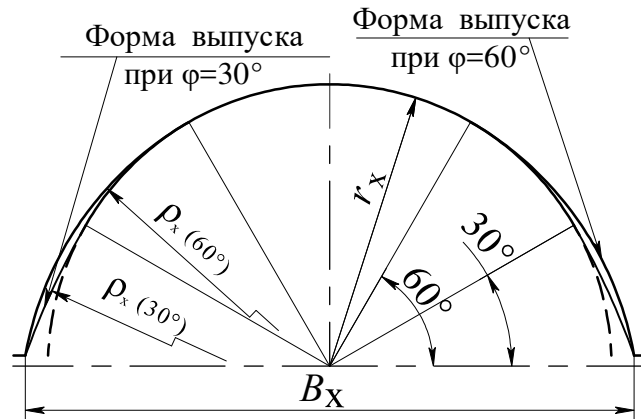


Рисунок 8.6. – Сравнение параметров двухрадиусных калибров с развалкой 30° и 60° в случае равенности ширины, глубины и радиуса калибра

Источник: [67].

После прокатки все трубы подверглись ультразвуковой диагностике, в ходе которой среди прочих параметров была замерена поперечная разностенность труб во всех сечениях вдоль каждой трубы. Данные сведены в таблицу и обработаны. Результаты обработки показаны на полигонах частот относительной и абсолютной поперечной разностенности (рисунок 8.7) [67].

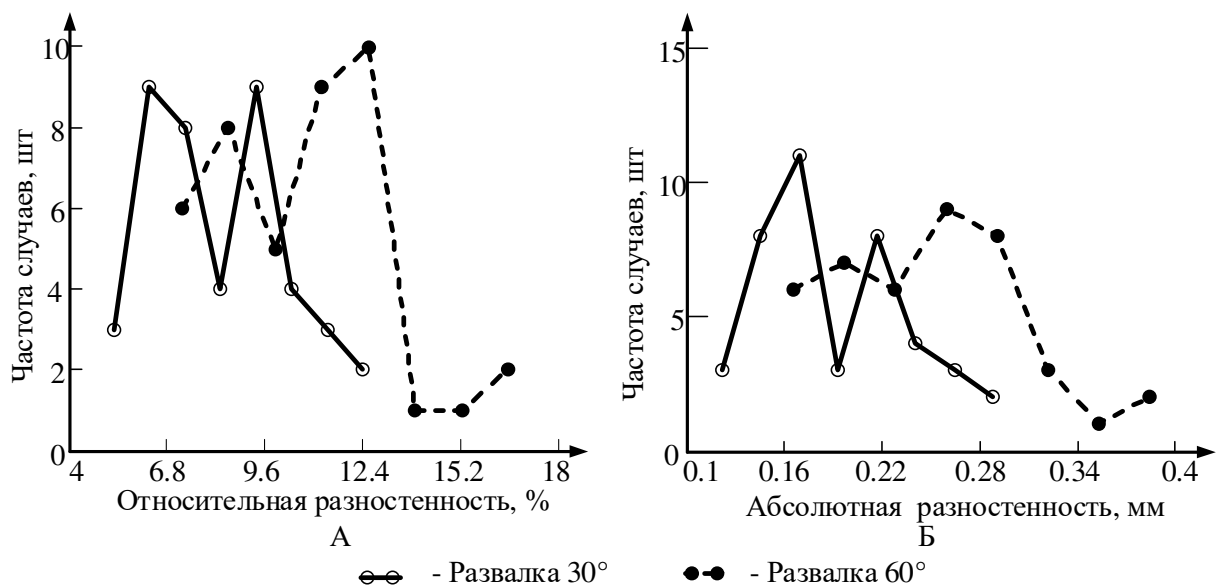


Рисунок 8.7. – Полигоны поперечной разностенности труб из сплава Gr2, прокатанных на стане ХПТ-32 по маршруту 24×4,1→15,1×2,4 при использовании калибров с различными углами развалки при прочих равных параметрах

Источник: [67].

Как видно из полигонов, при прокатке труб в калибрах с развалкой 60° среднее значение разностенности составило 10,8% (0,25 мм), при среднеквадратическом отклонении 2,548% (0,059 мм). Прокатка труб в калибрах с развалкой 30° показала следующие результаты: среднее значение разностенности – 8,22% (0,191 мм); среднеквадратическое отклонение – 1,99% (0,046 мм).

Максимальные значения разностенности в калибрах с развалкой 60° 17,3% против 12,93% с развалкой 30° . Минимальные значения в калибрах с развалкой 60° 6,57% против 4,77% с развалкой 30° .

Анализ результатов прокаток показывает, что средняя разностенность труб при прокатке в калибрах с развалкой 30° на 2,58% (0,059 мм) меньше, чем при прокатке в калибрах с развалкой 60° . Меньше и разбег значений поперечной разностенности, что показывают меньшие значения среднеквадратического отклонения. Вышесказанное свидетельствует не только о лучшей способности исправлять разностенность, но и о меньшей величине наведенной станом поперечной разностенности в случае прокатки труб в калибрах с углом развалки в 30° .

Полученные значения максимальной и минимальной разностенности также показали преимущества калибров с развалкой 30° (максимальная меньше на 4,37%, минимальная – на 1,8%). По данным результатам можно сделать вывод, что наведенная разностенность при прокатке труб в калибрах с развалкой 30° меньше, чем при прокатке в калибрах с развалкой 60° .

Следующий исследуемый фактор, влияющий на изменение разностенности труб в ходе прокатки на стане ХПТ, – изменение величины угла развалки ручья калибра вдоль конуса деформации. Для проведения испытаний выбран маршрут $30 \times 3,5 \rightarrow 16,08 \times 1,9$ мм (сплав Gr2), что прокатывается на стане ХПТ-32. Угол менялся по прямой зависимости с 60° в начале ручья до 25° в зоне калибровки. При прокатке трубы был отобран конус деформации, разрезан на 18 равных частей. Каждый патрубок измерен микрометром с цифровой шкалой в восьми продольных сечениях каждого патрубка, данные по изменению разностенности обработаны и сведены в график (рисунки 8.8).

Из графика изменения относительной разностенности трубы вдоль измеренного конуса деформации видно (рисунок 8.9), что в зоне редуцирования конуса деформации относительная разностенность растет. Это вызвано большой овальностью калибра. По форме он мало отличается от овального в поперечном сечении калибра, который рассматривался

в предыдущем эксперименте. В начале зоны обжима стенки конуса деформации, как и в овальном калибре, разностенность заготовки уменьшалась. Достигнув определенной величины угла развалки, калибр начал наводить разностенность. Т.е. он стал работать как круглый калибр с развалкой по радиусу.

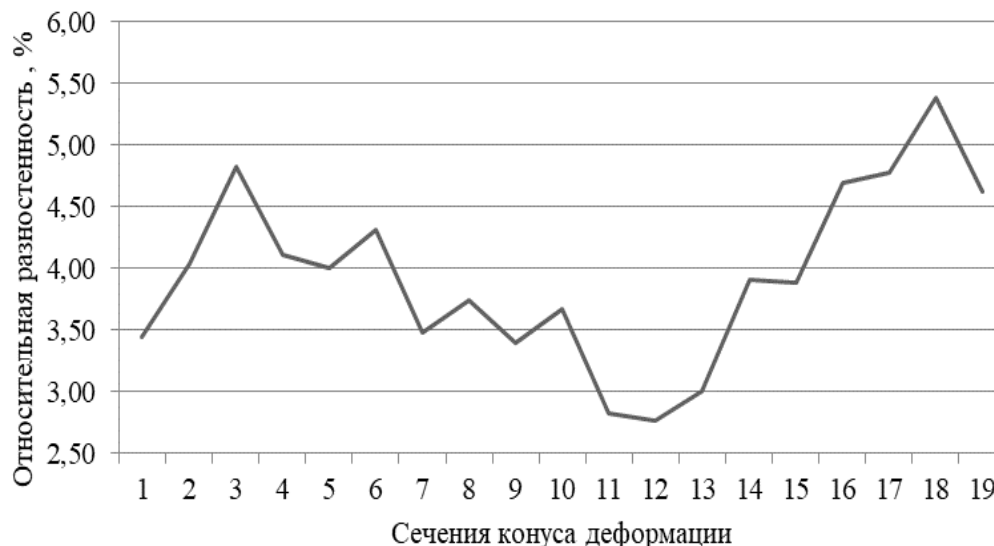


Рисунок 8.8. – Изменение разностенности трубы вдоль конуса деформации стана ХПТ (маршрут 30×3,5→16,08×1,9, сплав Gr 2)

Источник: [67].

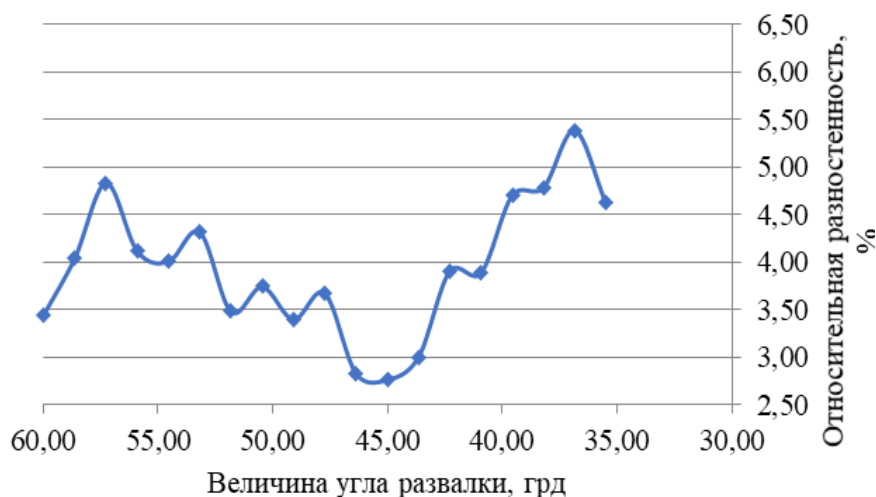
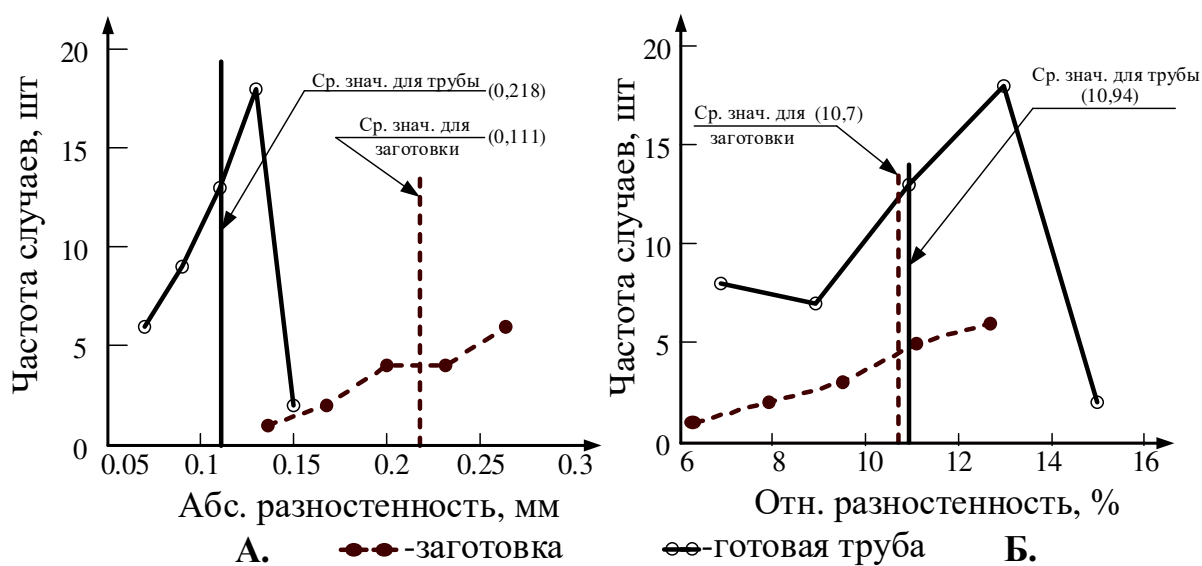


Рисунок 8.9. – Зависимость разностенности трубы от изменения угла развалки вдоль конуса деформации (маршрут 30×3,5→16,08×1,9, сплав Gr 2)

Источник: [67].

На рисунке 8.9 видно, что пока угол развалки был больше 45° , в зоне обжатия конуса разностенность уменьшалась. С дальнейшим уменьшением величины угла выпуска разностенность начала увеличиваться. Наименьшей вдоль конуса была разностенность в 2,765%.

Еще один исследуемый фактор, способный повлиять на точность труб, – фактор жесткости клетки. Для исследования влияния повышения жесткости клетки на разностенность труб были прокатаны 2 пакета труб из сплава Gr 2 по маршруту $28 \times 2 \rightarrow 19 \times 1$ на двух станах ХПТ-32, один из которых оборудован стандартной клетью [67], другой – клетью повышенной жесткости. Остальные характеристики станов были идентичными. До и после прокатки была замерена поперечная разностенность вдоль каждой трубы каждого пакета. Результаты анализа изменения параметров поперечной разностенности обработаны методами математической статистики и сведены в полигоны изменения частот (рисунки 8.10) абсолютной и относительной разностенности.



А – абсолютная разностенность; Б – относительная

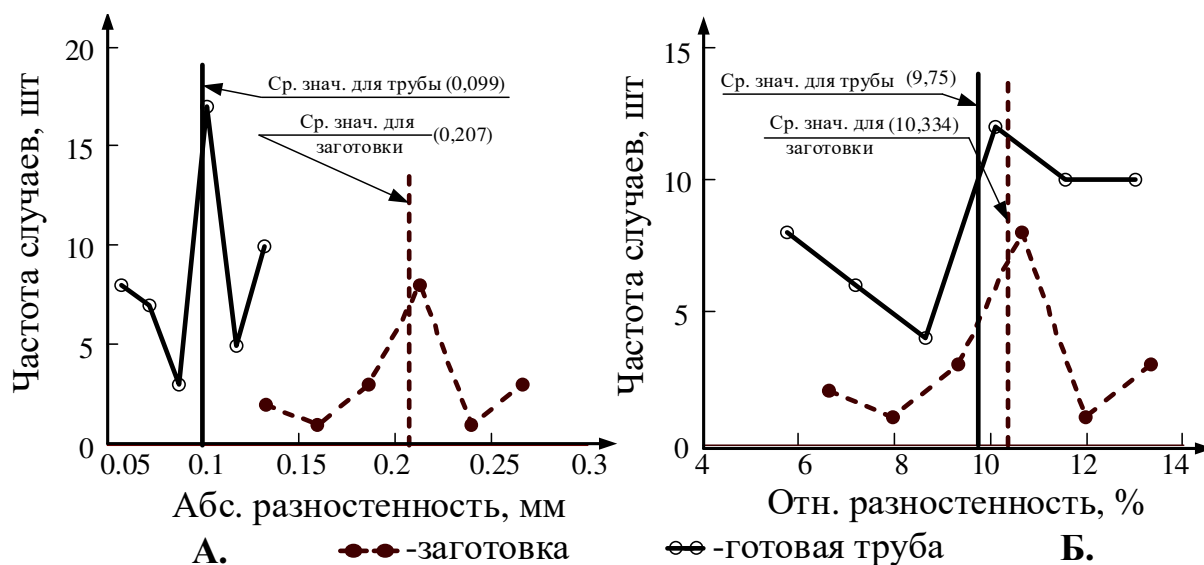
Рисунок 8.10. – Полигоны изменения частот поперечной разностенности в ходе прокатки трубы из сплава Gr 2 на стане ХПТ-32 со стандартной клетью, маршрут $28 \times 2 \rightarrow 19 \times 1$

Источник: [67].

Как видно из полигонов изменения частот поперечной разностенности, при прокатке труб в стане со стандартной клетью среднее значение абсолютной разностенности в пакете уменьшилось на 49,02% (с 0,218 до 0,111 мм). Несмотря на значительное уменьшение средней абсолютной

разностенности, величина средней относительной в пакете несколько увеличилась (на 0,237%).

Анализ изменения значений поперечной разностенности пакета труб, прокатанного в стане с увеличенной жесткостью клетки (рисунок 8.11) [67], показывает, что среднее значение абсолютной разностенности в пакете уменьшилось на 52,03% (с 0,207 до 0,099 мм), что дало возможность уменьшить среднее значение относительной на 0,6%.



А – абсолютная разностенность; Б – относительная

Рисунок 8.11. – Полигоны изменения частот поперечной разностенности в ходе прокатки трубы из сплава Gr 2 на стане ХПТ-32 с увеличенной жесткостью клетки, маршрут 28×2→19×1

Источник: [67].

Приведенные исследования показывают, что уменьшение угла выпуска калибра (при одинаковой ширине) при сохранении всех остальных параметров поперечного сечения ведет к уменьшению поперечной разностенности. При этом уменьшаются как средние значения величины разностенности, так и их максимальные и минимальные значения. Уменьшается величина разброса параметров. Исследования влияния поперечной формы ручья калибра показали, что в ручье по эллипсу в зоне редуцирования величина разностенности не изменялась, в зоне деформации наблюдалось значительное уменьшение величины разностенности. Исследование конуса, полученного от ручья с выпуском по радиусу, указывают на значительное уменьшение разностенности именно в зоне редуцирования, тогда как в зоне обжатия стенки разностенность увеличивалась [67].

Результаты исследований изменения разностенности вдоль конуса деформации, полученного при прокатке трубы с уменьшающимся углом выпуска калибра, но с уменьшающейся величиной развалки), показали двоякий результат: значительная величина угла выпуска в начале ручья не дала возможности уменьшить разностенность в зоне редуцирования, а наведенная во второй половине зоны обжатия величина разностенности привела к тому, что разностенность в конце конуса была выше исходной. Возможно, стоит провести экспериментальную прокатку в калибре с уменьшающейся величиной развалки вдоль конуса, но с увеличивающимся углом выпуска, тогда эффект должен быть противоположным (гипотетически) [67; 231; 232].

Увеличение жесткости клетки ведет к уменьшению разностенности. При этом основным фактором снижения разностенности можно считать уменьшение величины наведенной клетью разностенности [67; 231; 232].

Одним из направлений развития процесса холодной пильгерной прокатки труб является ведение прокатки при подаче и повороте как перед прямым, так и обратным ходом клетки [67; 229; 230]. В последние годы новые станы холодной прокатки труб (ХПТ) при реконструкции оборудуют распределительно-подающими механизмами (РПМ), которые позволяют осуществлять различные варианты исполнения подач и углов поворота трубы в переднем и заднем положении клетки.

Примером современного стана, позволяющего выполнять поворот-подачу в обеих положениях клетки, является стан холодной прокатки труб ХПТ 40-8 (Институт «Гипроцветметобработка», Москва) (таблица 8.6), который предназначен для изготовления труб из различных марок сталей и других высокопрочных материалов.

Отличительные технологические особенности стана ХПТ 40-8 [48; 49; 67]:

- высокая скорость прокатки;
- быстрая перевалка рабочих валков;
- стабильность подачи и угла поворота;
- возможность настройки с пульта управления положения оправки в очаге деформации и корректировки внешнего диаметра трубы;
- осуществление технологической схемы прокатки только с поворотом и подачей в крайних положениях клетки.

Отличительными чертами конструкции этого стана холодной пильгерной прокатки труб являются [67]:

- использование однопоточного планетарно-кривошипного привода с прямолинейным движением кривошипа, расположенного в вертикальной

плоскости. Система противовесов привода обеспечивает высокую степень уравнивания динамических нагрузок;

– рабочая клеть, состоящий из стационарной силовой станины и подвижной валковой кассеты (тип «кварто») с рабочими кольцевыми калибрами и опорными валками, позволяет устанавливать необходимый зазор между калибрами с пульта управления. На стационарной силовой станине предусмотрена возможность установки датчиков, которые измеряют усилие прокатки;

– каждый механизм, осуществляющий подачу или поворот заготовки, оборудован планетарно-кривошипным преобразователем непрерывного вращения на прерывистое импульсное от индивидуального электропривода, вращение которого синхронизировано с главным приводом с помощью системы «электрический вал». Использование преобразователя позволяет осуществлять точную подачу и поворот независимо от числа ходов стана.

Таблица 8.6. – Техническая характеристика стана ХПТ 40-8 [67]

Заготовка:	
– внешний диаметр, мм	24–42 ($\pm 1,5\%$)
– толщина стенки, мм	1,4–6 ($\pm 6-10\%$)
– длина, м	1,5–8
– внутренний диаметр, мм	не менее 16
Готовая труба:	
– внешний диаметр, мм	12–35 ($\pm 0,5\%$)
– толщина стенки, мм	0,5–4 ($\pm 3-5\%$)
– длина заготовки, м	не более 28
– диаметр кольцевого калибра, мм	230
– длина хода рабочей клетки, мм	600
Рабочая зона калибра, мм	не более 540
Число ходов рабочей клетки в минуту (синхронное), регулирование бесступенчатое	20–220
Величина подачи за цикл прокатки, мм	1,5–19
Максимальное уменьшение поперечного сечения, %	не более 85
Мощность электродвигателя главного привода, кВт	не более 110
Установленная мощность электроприводов, кВт	не более 200
Коэффициент технического использования	0,85
Время перевалки, ч	не более 2
Производительность, м/ч, в зависимости от маршрута прокатки и требований к готовой трубе	30–350
Максимальный угол поворота за цикл, град.	51,4×2
Осевое усилие прокатки, кН	не более 100
Вертикальное усилие прокатки, кН	не более 700

Стан ХПТ 40-8 выполнен с торцевой (осевой) загрузкой с упором в торец заготовки. В состав оборудования входит комплекс машин, осуществляющих основные операции в процессе производства трубы [67; 232]:

- привод перемещения клетки;
- рабочая клетка со стационарной станиной и подвижной кассетой;
- устройство для измерения вертикального усилия прокатки;
- передний патрон;
- промежуточный патрон;
- устройство для подачи и сбора технологической смазки;
- защитные устройства для герметизации рабочего пространства клетки.

Клетка рабочая (рисунок 8.12) представляет собой стационарную силовую станину, предназначенную для восприятия усилий прокатки и взаимной ориентации калибров в процессе прокатки и холостого хода, и подвижную кассету с рабочими и опорными валками [67].

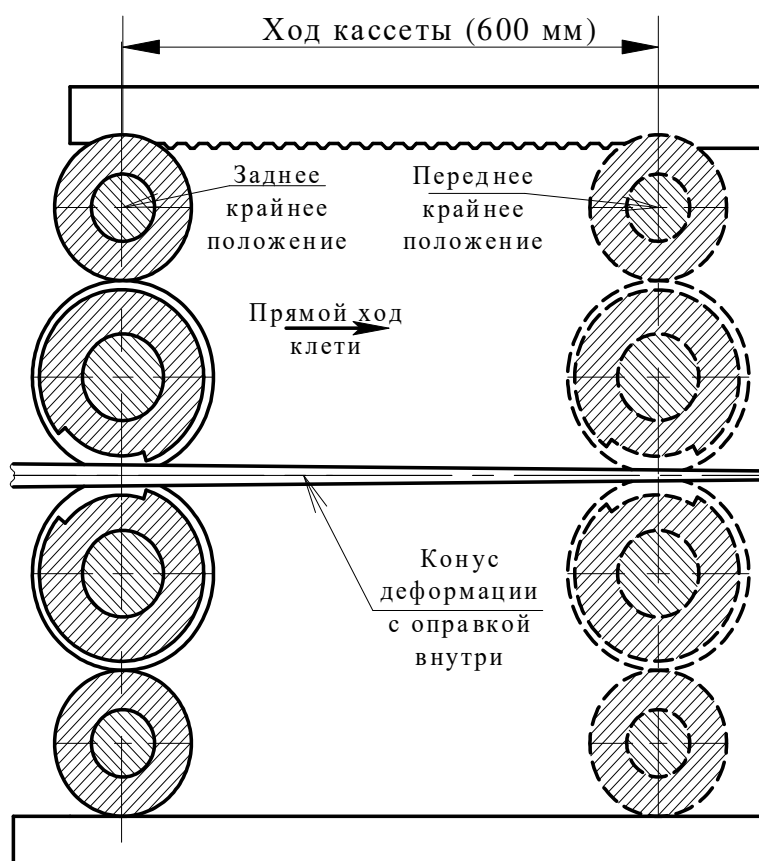


Рисунок 8.12. – Схема работы стана ХПТ 40-8

Источник: [67; 231; 232].

Рабочие и опорные валки монтируются в кассете. Рабочие валки, расположенные между верхним и нижним опорными валками, подушками

подшипниковых опор, размещаются в гнездах, образованных стенками стоек и съемными опорами, установленными на консолях тяг, соединяющих стойки с подшипниковой опорой на кривошипном пальце.

Опорные и рабочие валки выполняются сборными: калибры и бандажи опорных роликов устанавливаются на вал. Сборка и разборка валков производится вне стана с помощью устройства для распрессовки.

Второй пример – стан холодной прокатки труб ХПТ 6-20 (АХК «ВНИИМЕТМАШ им. акад. А.И. Целикова») (таблица 8.7) [67; 231].

На этом стане можно прокатывать трубы с подачей и поворотом в обоих положениях клетки, возможны также любые комбинации выполнения подачи и поворота.

Таблица 8.7. – Техническая характеристика стана ХПТ 6-20 (АХК «ВНИИМЕТМАШ им. акад. А.И. Целикова») [67]

Размеры трубы-заготовки внешний диаметр, мм	12–26 ($\pm 1,5\%$)
– толщина стенки, мм	0,8–3,0 ($\pm 10\%$)
– длина заготовки, мм	2000–6500
Размеры готовой трубы внешний диаметр, мм	6–20 ($\pm 0,05$)
толщина стенки, мм	0,25–2,0
Точность трубы	$\pm 5\%$ при точности заготовки $\pm 7,5\%$); $\pm 7,5\%$ при точности заготовки $\pm 10\%$
– длина трубы, мм	3000–20 000
Конструктивные и технологические параметры:	
– диаметр кольцевого калибра, мм	не менее 180
– длина хода рабочей клетки, мм	500
– число двойных ходов рабочей клетки в минуту; – регулирование бесступенчатое	60–140
Настраечное:	20
– величина подачи; – регулирование бесступенчатое, мм	1,5 (одинарная подача); (1,5+1,5)–(5+5) (при двойной)
– величина угла поворота; – регулирование бесступенчатое, град	35–75
– допустимое давление металла на валок, кг	не более 12 000
Общие данные:	
– мощность электродвигателя главного привода, кВт	22
– установленная мощность электродвигателей переменного тока, кВт	50
Габаритные размеры стана, м (без учета шкафов и пультов управления):	
– длина	47,3
– ширина	2
– высота от уровня пола	1,5

Стан предназначен для холодной прокатки труб из ферритных и аустенитных нержавеющей сталей и сплавов на основе никеля типа: 12X18H10T; 08X18H10T; 10X17H13M2T; TP 304 / 316L; TP 316 и др. с пределом текучести до 700 МПа.

Стан ХПТ 6-20 состоит из следующих основных частей [67; 232]:

- линия рабочая, установленная на раме;
- промежуточная секция;
- установка подающих роликов с патронами зажима стержня;
- стол загрузки;
- желоб приемный с вытяжным роликом;
- стеллаж приемный (карман).

Следующий пример – стан холодной прокатки труб KPW25LC (SMS Meer, Германия) (таблица 8.8).

Таблица 8.8. – Техническая характеристика стана KPW25LC [67; 232]

Максимальный внешний диаметр заготовки, мм	38
Толщина стенки заготовки, мм	1–6
Кривизна заготовки	Не более 2 мм на 1 м длины
Внешний диаметр прокатанных труб, мм	8–30
Толщина стенки прокатанных труб, мм	0,5–4,5
Максимальная длина заготовки, мм	8000
Минимальная длина заготовки, мм	1500
Минимальная длина заготовки для работы в автоматическом режиме, мм	3000
Величина быстроходности, двойной. ход/мин	от 15 до 320
Величина подачи за 1 двойной. ход валков, которая распределяется между прямым и обратным ходами, мм	0–8
Величина угла поворота, которая распределяется между прямым и обратным ходами, град.	0–90°
Диаметр бочки кольцевых калибров, мм	198,5–212
Диаметр окружности ведущих шестерен, мм	189–196
Длина хода валков, мм	490
Длина рабочей части ручья (по развертке окружности шестерни), мм	370
Мощность двигателя главного привода при 100 мин ⁻¹ , кВт	90
Максимально допустимое вертикальное усилие прокатки, Т	40

В состав оборудования этого стана входят [67; 232]:

- подвижная рабочая клеть с двумя валками, которые имеют кольцевые калибры (бандажи)
- механизм подачи и поворота, обеспечивающие непрерывный процесс прокатки при осуществлении подачи и поворота в обоих крайних положениях клетки.

Особенностью этого стана является наличие торцевой загрузки.

Наличие управляющего компьютера позволяет периодически осуществлять диагностику состояния его механизмов и систем. Это обеспечивает своевременное устранение возникающих неполадок и безаварийную работу.

На стане используется рабочая клеть закрытого типа облегченной конструкции (рисунок 8.13), но достаточной жесткости.

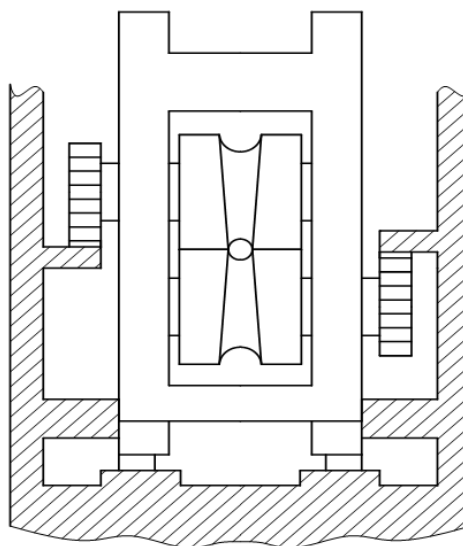


Рисунок 8.13. – Схема привода стана КРВ25LC

Источник: [1; 232].

Оригинальность конструкции клетки вызвана стремлением достичь максимальной быстроходности. Возвратно-поступательное движение обеспечивается не двумя, как обычно, а одним шатуном. Точка приложения усилия шатуна опущена ниже оси прокатки на уровень плоскостей скольжения. Возникающий при этом перекидной момент компенсируется за счет удлинения плоскостей скольжения [1; 67; 225; 232; 235; 236].

В результате размещения в проемах клетки валковой пары с односторонним приводом валков и минимальным расстоянием между ними удалось создать конструкцию, которая имеет допустимое вертикальное усилие прокатки 40 т, что вдвое меньше, чем у близкого по типоразмерам ХПТ 32-3.

Такая величина допустимого усилия, к сожалению, лишает возможности применять на стане режим деформации повышенной интенсивности. Это обязывает жестче подходить к выбору и обоснованию маршрутов прокатки и допустимой величины подачи.

На этих состояниях в большей степени используется традиционный и изученный режим работы с подачей в переднем положении клетки и по-

воротом в заднем, хотя есть возможность вести процесс, например, с подачей и поворотом перед прямым и обратным ходами клетки.

Вместе с тем новый стан ХПТ 40-8 успешно эксплуатируется более пяти лет, на нем эффективно выполняется процесс холодной пильгерной прокатки с одинаковыми подачами и поворотом в переднем и заднем положениях клетки.

Таким образом, представляют интерес экспериментальные данные по поперечной разностенности труб, полученные на станах ХПТ с режимом работы с подачами и поворотами в переднем и заднем положениях клетки, в отличие от принятых и часто применяемых режимов с подачей в переднем положении клетки и поворотом в заднем.

Исследования поперечной разностенности труб, получаемых на стане ХПТ при прокатке с двойной подачей и поворотом, впервые выполнены на стане ХПТ-32 Российским научно-исследовательским институтом трубной промышленности (РосНИТИ) и Никопольским трубным заводом. Впервые экспериментально было показано, что ведение процесса прокатки труб таким образом благоприятно влияет на повышение точности труб и производительности станов.

Точность диаметра труб при двойной подаче (рисунок 8.14) можно оценить по сопоставлению результатов теплой прокатки на стане ХПТ-55 с одинарной подачей ($m = 7$ мм) и двойной ($m = 4 + 4$ мм) [1; 67; 78; 225].

Угол поворота при одинарной подаче составлял $50\text{--}60^\circ$, при двойной – $45\text{--}50^\circ$. Анализируя данные этого исследования можно сделать вывод, что овальность труб при двойной подаче-повороте меньше овальности труб, прокатанных обычным способом. Такое уменьшение, по выводам авторов, связано с увеличенным в 1,75 раза коэффициентом обработки труб в калибрующем участке [67; 78; 225; 235; 236].

В работах [67; 78] показано экспериментальное исследование по изменению разностенности труб при ведении процесса ХПТ с различными режимами выполнения подачи и поворота трубы. Для эксперимента выбран маршрут $25 \times 2,5 \rightarrow 16 \times 1,5$ (стан ХПТ 6-20, сталь 08Х18Н10Т). Прокатку осуществляли по следующим режимам [67; 78; 225]:

1 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем;

2 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем и заднем положениях клетки;

3 – подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем;

4 – подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем и заднем положениях клетки.

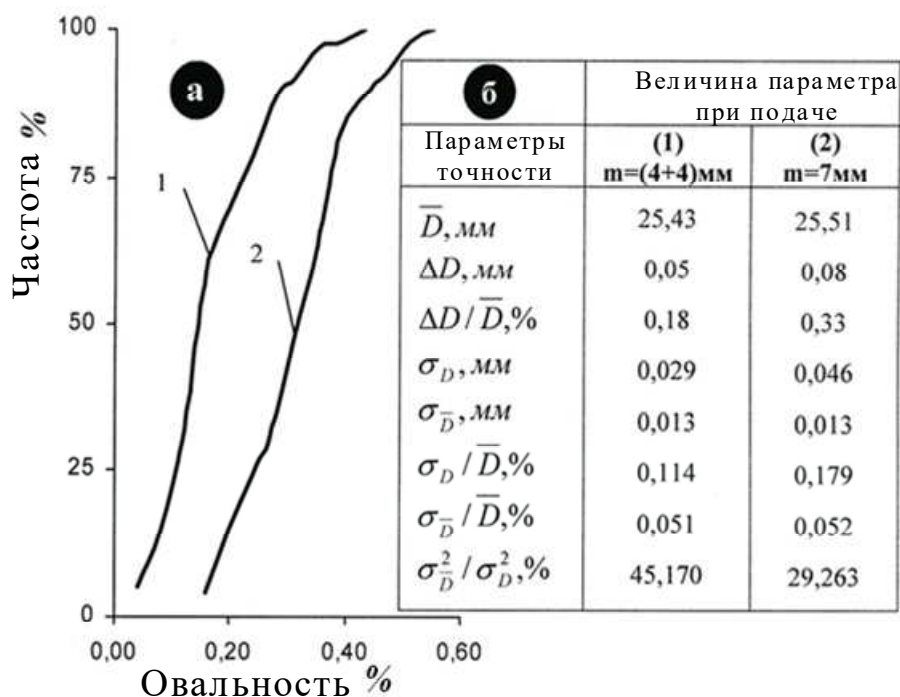


Рисунок 8.14. – Кумулятивные кривые овальности (а) и сравнительные параметры точности (б) диаметра труб, прокатанных на стане ХПТ-55 с двойной (1) и одинарной (2) подачей и поворотом труб-заготовок за двойной ход клетки, маршрут 48×4,4→25,4×2,11 мм; $m = (4 + 4)$ мм – двойная и $m = 7$ мм – одинарная подача

Источник: [67; 78; 225; 235; 236].

При проведении эксперимента (таблица 8.9) по каждому из режимов было прокатано по отрезку трубы длиной около 1 м из трубы-заготовки равной разностенности с разными подачами [67; 78; 225]:

- режим 1 и режим 2 – $m = 2, 3, 4$ и 5 мм;
- режим 3 и режим 4 – $m = 2+2, 2,5+2,5, 3+3, 3,5+3,5, 4+4$ мм.

При подаче в заднем положении клетки и повороте в переднем (режим 1) абсолютная разностенность (таблица 8.9, рисунок 8.15) находилась в пределах от 0,03 до 0,06 мм в зависимости от величины подачи. Величина относительной разностенности составила с 2,48 до 3,66%. Линии тренда показали рост величины разностенности в зависимости от подачи.

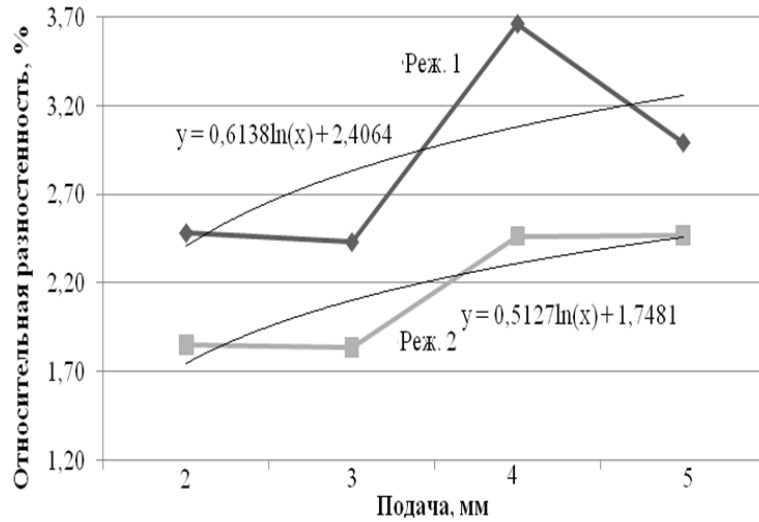
При подаче в заднем положении клетки и поворотах в переднем и заднем положении клетки (режим 2) колебания толщин стенки уменьшились. Минимальная разностенность наблюдалась при подаче 2 мм (относительная 1,85%, абсолютная 0,03 мм), максимальная – при подаче 5 мм (относительная 2,47%, абсолютная 0,04 мм). Линия тренда, описывающая рост разностенности в зависимости от величины, лежит ниже, чем в случае с режимом 1.

Таблица 8.9. – Экспериментальные данные по абсолютной и относительной разностенности труб при ведении процесса ХПТ с различными режимами выполнения подачи и поворота трубы (стан ХПТ 6-20, 08X18H10T) [67; 78; 225; 235; 236]

Режим	Подача, мм	S_{max}	S_{min}	S_{cp}	Толщина стенки в точках поперечного сечения, мм								Разностенность	
					S_1	S_2	S_3	S_4	S_5	S_6	S_7	S_8	мм	%
1	2	1,63	1,59	1,61	1,61	1,61	1,62	1,62	1,6	1,63	1,59	1,6	0,04	2,48
	3	1,67	1,63	1,64	1,64	1,67	1,66	1,63	1,63	1,63	1,63	1,66	0,04	2,43
	4	1,67	1,61	1,64	1,67	1,64	1,65	1,64	1,63	1,62	1,61	1,64	0,06	3,66
	5	1,7	1,65	1,67	1,66	1,66	1,67	1,65	1,66	1,69	1,7	1,67	0,05	2,99
2	2	1,64	1,61	1,62	1,63	1,62	1,62	1,61	1,61	1,61	1,63	1,64	0,03	1,850
	3	1,65	1,62	1,64	1,64	1,62	1,63	1,62	1,62	1,65	1,65	1,65	0,03	1,835
	4	1,64	1,6	1,62	1,61	1,6	1,62	1,64	1,62	1,63	1,63	1,63	0,04	2,465
	5	1,64	1,6	1,62	1,62	1,64	1,63	1,62	1,62	1,61	1,6	1,61	0,04	2,471
3	2+2	1,65	1,6	1,63	1,64	1,63	1,64	1,65	1,65	1,6	1,62	1,61	0,05	3,07
	2,5+2,5	1,65	1,6	1,62	1,61	1,61	1,62	1,65	1,64	1,63	1,62	1,6	0,05	3,08
	3+3	1,65	1,6	1,63	1,63	1,63	1,65	1,6	1,62	1,63	1,64	1,64	0,05	3,07
	3,5+3,5	1,65	1,61	1,63	1,64	1,65	1,62	1,61	1,63	1,64	1,64	1,63	0,04	2,45
	4+4	1,65	1,61	1,63	1,61	1,63	1,64	1,64	1,63	1,65	1,62	1,61	0,04	2,46
4	2+2	1,65	1,63	1,64	1,65	1,64	1,64	1,63	1,63	1,63	1,64	1,65	0,02	1,22
	2,5+2,5	1,65	1,61	1,63	1,65	1,65	1,63	1,61	1,61	1,62	1,62	1,65	0,05	2,45
	3+3	1,66	1,62	1,64	1,64	1,66	1,62	1,64	1,65	1,63	1,65	1,63	0,04	2,44
	3,5+3,5	1,65	1,61	1,63	1,63	1,64	1,63	1,63	1,65	1,61	1,63	1,63	0,04	2,45
	4+4	1,66	1,62	1,64	1,66	1,63	1,63	1,62	1,63	1,64	1,64	1,64	0,04	2,44

Для процесса прокатки с подачей и поворотом в переднем и заднем положениях клетки (режим 4, рисунок 8.16) уровень разностенности примерно такой же, как для режима 2 (подача в заднем положении клетки + поворот в переднем и заднем положении клетки). Для процесса прокатки с подачей и поворотом в переднем и заднем положении клетки (режим 4, рисунок 8.16) уровень разностенности примерно такой же, как для режима 2 (подача в заднем положении клетки + поворот в переднем и заднем положении клетки).

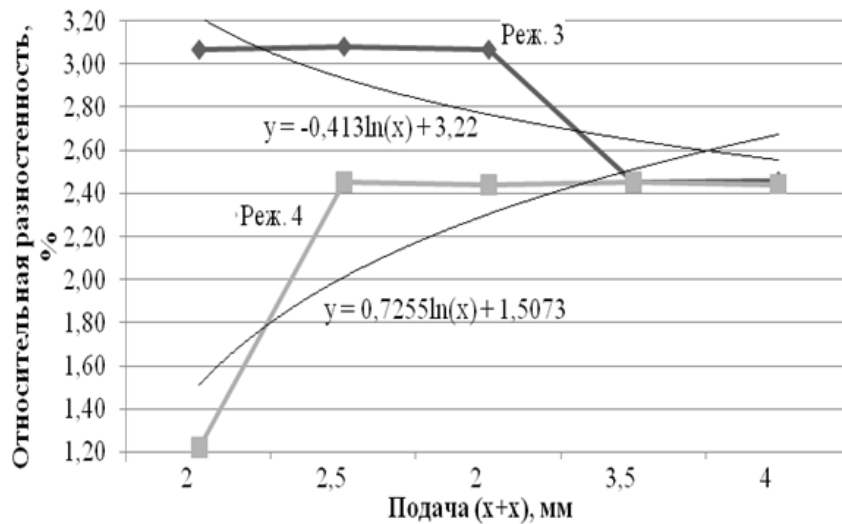
Сравнивая разностенности труб, полученных при прокатке с одинарными и двойными подачами, соответственно, при подаче в заднем и при повороте в переднем положениях клетки и при подаче в переднем и заднем положениях клетки и поворот в переднем и заднем положениях клетки, можно сделать вывод, что в процессе прокатки с двойной подачей и поворотом даже при двойной подаче поперечная разностенность была меньше, чем при режиме прокатки с одинарной подачей в переднем положении клетки и поворотом в заднем положении клетки [67; 78; 225; 235; 236].



режим 1 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем;
режим 2 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем
и заднем положениях клетки

Рисунок 8.15. – Относительная разностенность труб, прокатанных с разными величинами подачи и при различных режимах ведения поворота трубы (25×2,5→16×1,5, стан ХПТ 6-20, сталь 08X18H10T)

Источник: [67; 78; 225; 235; 236].

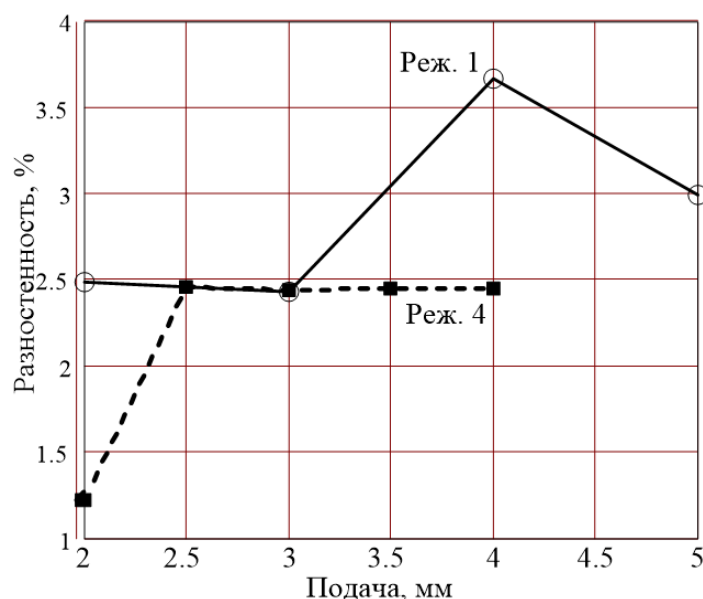


режим 3 – подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем;
режим 4 – подача в переднем и заднем положениях клетки +
+ поворот в переднем и заднем положениях клетки

Рисунок 8.16. – Изменение разностенности трубы в зависимости от величины подачи и режима ведения поворота трубы (25×2,5→16×1,5, стан ХПТ 6-20, сталь 08X18H10T)

Источник: [67; 78; 225; 235; 236].

На рисунке 8.17 показаны результаты исследований поперечной разностенности пакетов труб, прокатанных на стане ХПТ40-8 с различными сочетаниями поворота-подачи [67; 78; 225; 235; 236], еще раз доказывающие преимущество ведения процесса ХПТ при подаче трубы в переднем и заднем положениях клетки и повороте как в переднем, так и заднем положениях клетки.



режим 1 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем;
режим 4 – подача в переднем и заднем положениях клетки +
+ поворот в переднем и заднем положениях клетки

Рисунок 8.17. – Разностенности трубы в зависимости от величины подачи и режима ведения поворота трубы (25×2,5→16×1,5, ХПТ 6-20, 08X18H10T):

Источник: [67; 235; 236].

На рисунке 8.18 приведены гистограммы абсолютных частот случаев абсолютной и относительной разностенности труб из стали 08X14МФ размером 25,4×2,11, прокатанных на стане ХПТ-40-8 с подачей 3+3 мм при режиме 4 (подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем и заднем положениях клетки) [67; 78; 225]. Максимальное значение величин поперечной разностенности среди выборки труб – 5,64% (0,13 мм), минимальное – 0,85% (0,02 мм). Среднее значение – 3,51% (0,082 мм), среднеквадратическое отклонение величин разностенности – 1,174% (0,027). Данные значения точности не всегда можно получить даже на станах ХПТР, а при ведении процесса ХПТ стандартным способом такие показатели получить очень трудно.

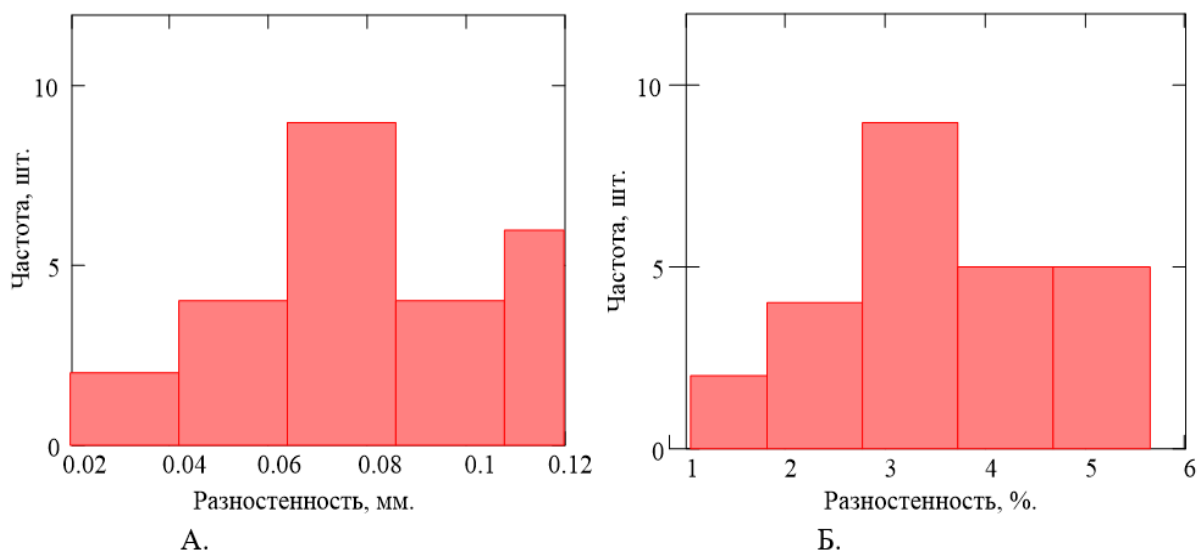


Рисунок 8.18. – Гистограмма абсолютных частот случаев абсолютной (А) и относительной (Б) разностенности труб размером 25,4x2,11, прокатанных на стане ХПТ- 40 (08x14МФ, подача 3+3мм)

Источник: [67; 78; 232; 235; 236].

К факторам, влияющим на величину поперечной разностенности труб, относятся величина и точность подачи. Современные распределительно-подающие механизмы, устанавливаемые на станы ХПТ в последние годы, обеспечивают повышенную стабильность подачи. Механизмы подачи устаревшей конструкции (широко применявшиеся на станах типа ХПТ) имели высокую нестабильность подачи, ориентировочно $\pm 50\%$, в зависимости от износа деталей в кинематических узлах РПМ. Это приводило к нестабильности процесса прокатки [67; 225; 233–236]. Таким образом, имея РПМ новой конструкции, возможно уточнить влияние величины подачи на точность холоднокатаных труб, произведенных холодной пильгерной прокаткой.

В [67] показаны результаты исследования влияния стабильности величины подачи на разностенность труб. Исследования были выполнены при прокатке из стали ШХ-15В на стане ХПТ-90 по маршруту $83 \times 10 \rightarrow 64 \times 8 \rightarrow 41 \times 6,5$ мм. В этом случае холоднодеформированную трубу получают за два прохода.

- прокатывают горячедеформированную трубу-заготовку;
- холоднодеформированную трубу-заготовку прокатывают в готовую холоднодеформированную трубу.

Первый проход выполняется на стане с традиционным РПМ, второй – на стане с новым механизмом, обеспечивающим повышенную стабильность подачи.

Средняя разностенность труб для горячедеформированной трубы-заготовки составила 6,3% (таблица 8.10), трубы после первого прохода – 4,3% (таблица 8.11), готовой трубы – 2,6% (таблица 8.12).

Таблица 8.10. – Значение толщины стенки и разностенности труб-заготовок 83×10 мм

№	S_i								S_{cp}	S_{max}	S_{min}	$S = S_{max} - S_{min}$	$R = S/S_{cp}$
	1	2	3	4	5	6	7	8					
1	10,15	9,98	9,95	9,88	9,70	10,00	9,78	9,80	9,90	10,15	9,70	0,45	0,045
2	10,23	10,26	10,50	10,28	9,87	10,00	10,20	9,78	10,14	10,28	9,78	0,50	0,049
3	10,02	9,95	9,90	10,10	10,50	10,13	9,82	9,80	10,02	10,50	9,80	0,70	0,069
4	10,03	9,70	9,82	10,15	10,30	9,98	9,72	10,2	9,99	10,30	9,70	0,60	0,060
5	10,20	10,35	9,90	9,72	9,95	10,41	10,20	10,0	10,09	10,41	9,72	0,69	0,068
6	9,80	9,93	10,17	10,25	10,40	9,90	9,80	9,75	10,00	10,40	9,75	0,65	0,065
7	10,30	10,05	9,92	9,70	9,80	10,30	10,00	10,1	10,02	10,30	9,70	0,60	0,059
8	10,05	10,32	10,48	9,90	9,87	9,72	9,86	10,3	10,06	10,48	9,72	0,76	0,075
9	10,10	9,80	9,70	10,00	10,30	9,72	10,41	10,2	10,02	10,41	9,70	0,71	0,070
10	10,38	10,45	10,32	10,28	10,40	9,85	9,75	9,90	10,16	10,45	9,75	0,70	0,068
11	10,10	10,25	10,32	10,20	9,98	9,78	9,80	9,91	10,04	10,32	9,78	0,54	0,053
12	9,67	9,75	9,90	10,20	10,38	10,10	9,78	9,85	9,95	10,38	9,67	0,71	0,071
13	9,82	9,75	9,71	9,95	10,15	10,32	10,41	10,1	10,02	10,41	9,71	0,70	0,069
14	10,25	10,39	10,12	9,90	9,70	9,86	9,99	10,3	10,06	10,39	9,70	0,69	0,068
15	10,00	10,25	10,32	10,38	10,11	9,92	9,81	9,69	10,06	10,38	9,69	0,69	0,068

Таблица 8.11. – Значение толщины стенки и разностенности труб-заготовок 64×8 мм

№	S_i								S_{cp}	S_{max}	S_{min}	$S = S_{max} - S_{min}$	$R = S/S_{cp}$
	1	2	3	4	5	6	7	8					
<i>1</i>	<i>2</i>	<i>3</i>	<i>4</i>	<i>5</i>	<i>6</i>	<i>7</i>	<i>8</i>	<i>9</i>	<i>10</i>	<i>11</i>	<i>12</i>	<i>13</i>	<i>14</i>
1	8,15	8,00	7,80	7,87	7,92	7,95	8,03	8,15	7,98	8,15	7,80	0,35	0,043
2	8,12	8,10	8,17	8,16	8,18	8,15	7,85	7,78	8,06	8,18	7,78	0,40	0,049
3	8,02	8,35	7,95	7,88	7,97	8,05	8,15	8,12	8,06	8,35	7,88	0,47	0,058
4	8,00	8,07	8,07	8,17	8,08	8,05	8,05	8,05	8,06	8,17	8,00	0,17	0,021
5	8,28	8,18	7,95	8,14	8,17	8,10	7,95	8,05	8,10	8,28	7,95	0,33	0,040
6	7,98	8,35	7,96	7,77	7,97	7,95	8,04	7,90	7,99	8,35	7,77	0,58	0,072
7	7,85	8,00	8,06	7,91	7,89	8,12	8,11	7,94	7,98	8,12	7,85	0,27	0,033
8	7,87	8,03	8,00	8,16	8,15	7,90	8,05	8,10	8,03	8,16	7,87	0,29	0,036
9	8,02	8,05	8,12	8,15	7,95	8,40	8,15	8,12	8,12	8,40	7,95	0,45	0,055
10	8,00	8,07	8,17	8,08	7,92	7,95	8,11	7,94	8,03	8,17	7,92	0,25	0,031
11	7,85	8,00	8,06	7,91	7,89	8,12	8,11	7,94	7,98	8,12	7,85	0,27	0,033

Окончание таблицы 8.11

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13	14
12	8,02	8,35	8,05	8,15	7,95	7,97	8,20	8,15	8,10	8,35	7,95	0,40	0,049
13	7,90	8,04	7,96	7,99	8,14	8,22	8,13	8,10	8,06	8,22	7,90	0,32	0,039
14	8,05	8,03	8,16	8,23	8,14	8,05	8,12	8,30	8,13	8,30	8,03	0,27	0,033
15	7,96	8,06	7,93	7,78	7,70	8,00	8,14	8,22	7,97	8,22	7,70	0,52	0,065

Таблица 8.12. – Значение толщины стенки и разностенности готовых труб 41×6,5 мм

№	S_i								S_{cp}	S_{max}	S_{min}	$S = S_{max} - S_{min}$	$R = S/S_{cp}$
	1	2	3	4	5	6	7	8					
1	6,85	6,77	6,60	6,75	6,73	6,68	6,74	6,85	6,74	6,85	6,60	0,25	0,037
2	6,87	6,78	6,83	6,80	6,66	6,55	6,66	6,77	6,74	6,87	6,55	0,32	0,047
3	6,78	6,81	6,79	6,80	6,70	6,67	6,64	6,68	6,73	6,81	6,64	0,17	0,025
4	6,69	6,71	6,77	6,74	6,66	6,72	6,69	6,72	6,71	6,77	6,66	0,11	0,016
5	6,80	6,78	6,76	6,69	6,74	6,70	6,77	6,67	6,73	6,80	6,67	0,13	0,019
6	6,74	6,75	6,68	6,75	6,66	6,75	6,64	6,80	6,72	6,80	6,64	0,16	0,023
7	6,74	6,68	6,80	6,65	6,68	6,80	6,85	6,70	6,73	6,85	6,65	0,20	0,029
8	6,69	6,71	6,67	6,77	6,75	6,78	6,77	6,76	6,73	6,78	6,67	0,11	0,016
9	6,68	6,62	6,77	6,78	6,86	6,77	6,69	6,63	6,72	6,86	6,62	0,24	0,035
10	6,73	6,64	6,73	6,72	6,72	6,58	6,78	6,70	6,74	6,78	6,58	0,20	0,029
11	6,82	6,85	6,64	6,67	6,69	6,94	6,70	6,80	6,76	6,94	6,67	0,27	0,039
12	6,78	6,82	6,70	6,68	6,65	6,68	6,73	6,72	6,72	6,82	6,65	0,17	0,025
13	6,71	6,68	6,72	6,70	6,75	6,72	6,77	6,68	6,71	6,77	6,68	0,09	0,013
14	6,74	6,83	6,67	6,73	6,68	6,63	6,73	6,80	6,72	6,83	6,63	0,20	0,029
15	6,67	6,68	6,75	6,70	6,71	6,72	6,77	6,74	6,71	6,77	6,67	0,10	0,014

Разброс поперечной разностенности для горячедеформированной трубы-заготовки составлял от 4 до 7,9%, для промежуточной холоднодеформированной трубы – от 2 до 7,9%, на готовые холоднодеформированные трубы – от 1 до 4,9%. Видно, что при прокатке с уменьшенной нестабильностью подачи почти вдвое уменьшается разброс поперечной разностенности.

Аналогичная картина влияния уменьшения нестабильности подачи распространяется и на изменение разброса средней толщины стенки от трубы-заготовки до готовой трубы.

Получены экспериментальные данные по изменению поперечной разностенности труб и средней толщины стенки труб в процессе ХПТ при увеличенной стабильности подачи.

Эти данные показывают, что повышение стабильности подачи уменьшает поперечную разностенность и ее разброс, а также разброс средней толщины стенки труб (рисунок 8.19).

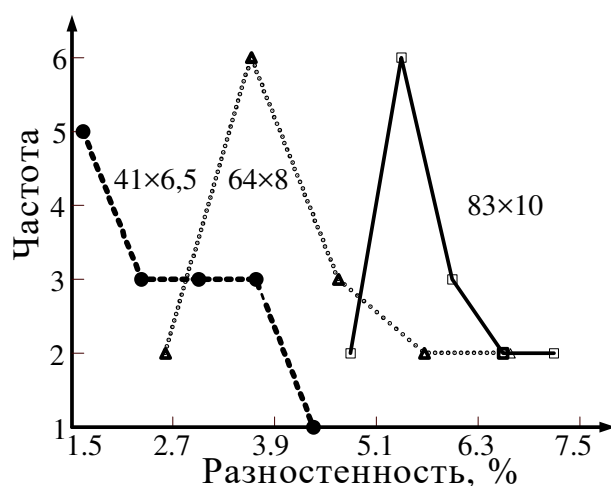


Рисунок 8.19. – Полигоны изменения поперечной разностенности труб в процессе ХПТ при прокатке труб по маршруту 83×10→64×8 →41×6,5 мм

Величина развалки также влияет на наведенную станом ХПТ разностенность, однако степень влияния не до конца изучена. В [237; 238] описан метод расчета калибровки с предварительно заданной величиной развалки. Этот метод выбран для исследования влияний величины развалки на разностенность труб. Для проведения эксперимента был выбран титановый сплав [241; 242] согласно ГОСТ 19807-74. Трубы из этого сплава прокатывались по маршруту 50,8x4,88→32x4,2 ГОСТ 22897-86 (аналоги: ASTM A337, ASTM A338, ANSI B36.19) [241], прокатка осуществлялась на стане ХПТ-55. Согласно требованиям этого стандарта (таблица 8.13), трубы повышенной точности должны иметь отклонения от номинальной толщины в пределах $\pm 6\%$ (т.е. верхняя граница толщины стенки 4,452 мм, нижняя – 3,948 мм). Допуски на толщину стенки заготовки лежат в пределах обычных требований ГОСТ 22897-86, т.е. $\pm 12,5\%$.

Таблица 8.13. – Требования к точности геометрии поперечного сечения согласно ГОСТ 22897-86

Размер трубы	Граница, мм	Отклонение (не более чем)	
		обычная	повышенная
Толщина стенки	3,2–7,0 вкл.	$\pm 12,5\%$	$\pm 10\%$ ($\pm 6\%$)
Внешний диаметр	больше 30	$\pm 1,5\%$	$\pm 1\%$

В ходе математического моделирования процесса за цель эксперимента принимается достижение средней абсолютной поперечной разностенности до 0,2 мм. Исходя из этого, развалка калибра в конце зоны обжатия стенки принималась равной 0,2 мм. Выбранный метод расчета

калибровки деформационного инструмента позволяет осуществлять режим деформации таким образом, чтобы обеспечить выполненное распределения величины развалки калибра вдоль рабочего конуса (рисунок 8.20).

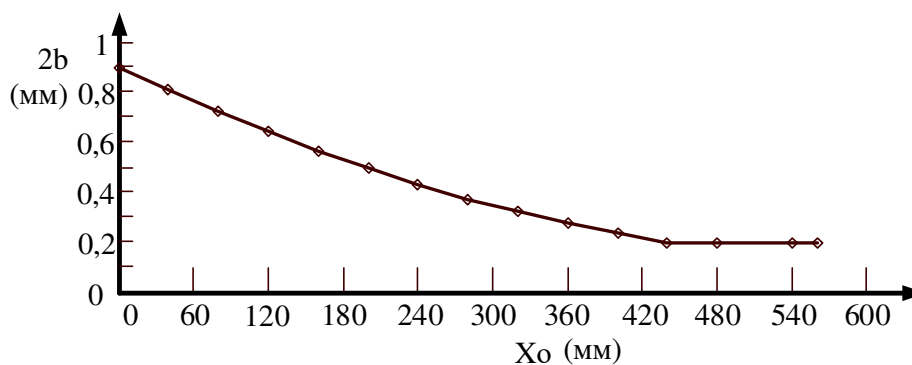
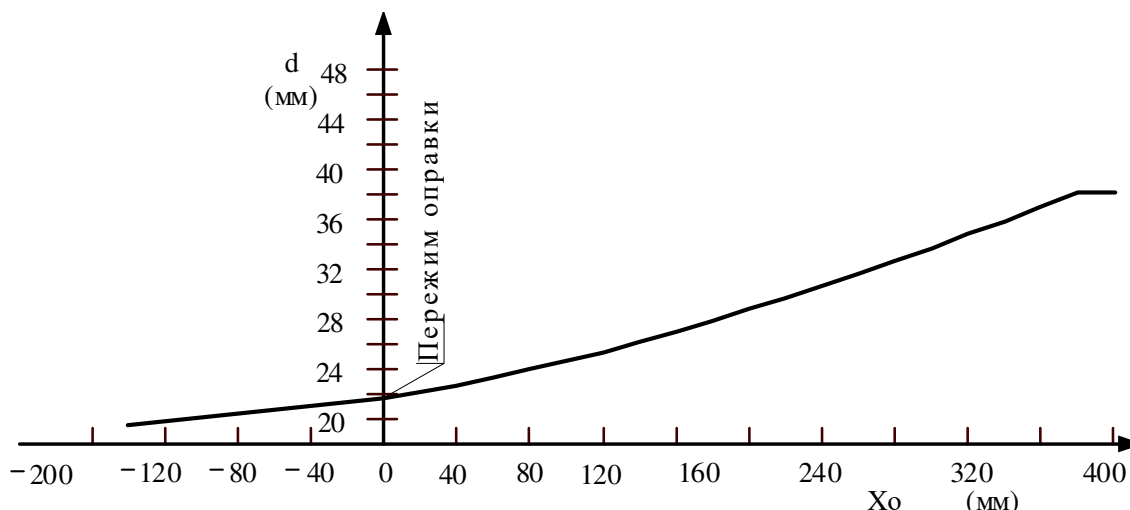


Рисунок 8.20. – Распределение величины развалки ручья калибров стана ХПТ-55 (маршрут: 50,8×4,88→32×4,2)

В начале зоны редуцирования величина развалки принималась равной $0,035D_3$ (см. рисунок 8.20). Большой величиной развалки в начале конуса деформации улучшаются условия захвата металла валками, уменьшается угроза возникновения дефектов внешней поверхности в ходе овализации трубы, вызванной ее редуцированием в МОД вдоль зоны редуцирования конуса деформации.

При моделировании процесса определено, что оптимальной величиной степени криволинейности оправки является $K = 1,5$ при начальной конусности $0,015$ (выбрано из условий оптимального распределения деформационных параметров вдоль конуса деформации) (рисунок 8.21). Именно при таких параметрах криволинейности оправки имеет место равномерное распределение величины редуцирования в мгновенном очаге деформации при максимальном снижении этого параметра в конце конуса деформации. Необходимость регламентации распределения величины редуцирования в мгновенном очаге деформации обусловлена тем фактом, что при повышении величины свободного редуцирования на трубах из этой стали появляются дефекты поверхности трубы (риски на внутренней поверхности).

Из-за особенностей изготовления рабочего инструмента на выбранном предприятии оправка рассчитывается в обратном направлении, за нулевое сечение принимается конечное сечение зоны обжатия стенки конуса деформации (пережим). Расстояние от этого сечения в направлении носка оправки указывается в отрицательных числах, в обратном – в положительных.



**Рисунок 8.21. – График распределения диаметров оправки
вдоль конуса деформации стана ХПТ-55
(маршрут 50,8×4,88→32×4,2)**

Этот проход имеет значительную степень редуцирования, в то время как обжатие по толщине стенки имеет относительно небольшие значения:

$$\varepsilon_S = \frac{S_3 - S_T}{S_3} 100\% = \frac{4,88 - 4,2}{4,88} 100\% = 13,93\%.$$

С другой стороны, обжатие по диаметру принимает большее значение:

$$\varepsilon_D = \frac{D_3 - D_T}{D_3} 100\% = \frac{50,8 - 32}{32} 100\% = 37,01\%.$$

Как показывает практика, это недостаточно хорошие условия прокатки для данного сплава. Значительная величина редуцирования может стать причиной такого брака труб, как волнистость или риски. Нивелировать влияние величины редуцирования в зоне редуцирования конуса деформации на материал трубы можно искусственным занижением значения величины зазора между внутренней поверхностью трубы и цилиндрической частью оправки (он должен быть равным 1,0–1,2 мм). Этим параметром уменьшается величина редуцирования в зоне редуцирования конуса деформации. Для нивелирования влияния величины редуцирования в зоне редуцирования мгновенного очага деформации на материал трубы методом математического моделирования была подобрана такая форма оправки, при которой величина редуцирования в мгновенном очаге деформации имеет наиболее равномерное распределение по сечениям конуса деформации (рисунок 8.22).

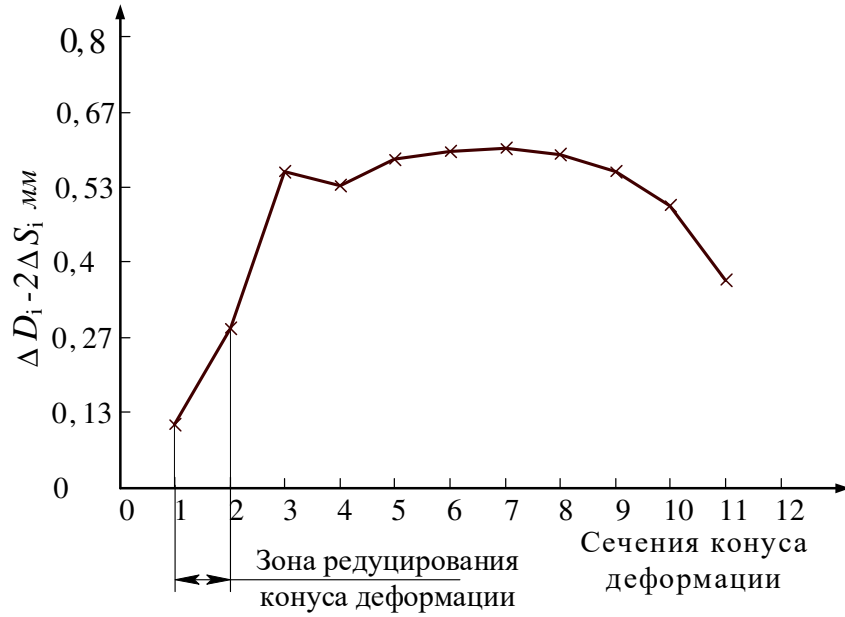
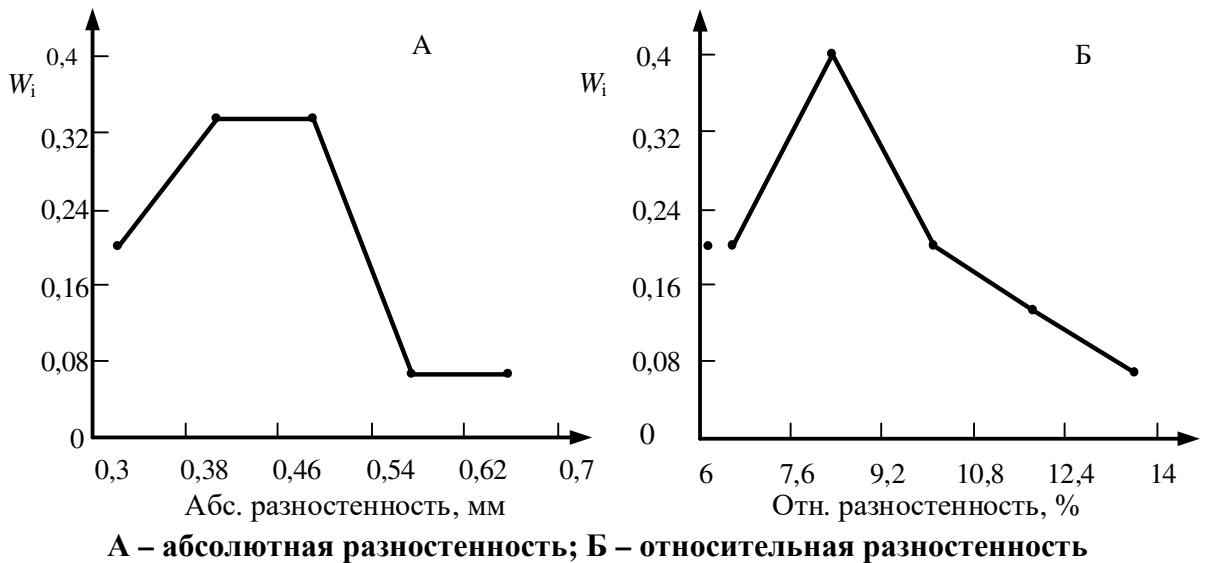


Рисунок 8.22. – Распределение величины редуцирования в мгновенном очаге деформации по сечениям конуса деформации

Общая величина вытяжки выбранного маршрута:

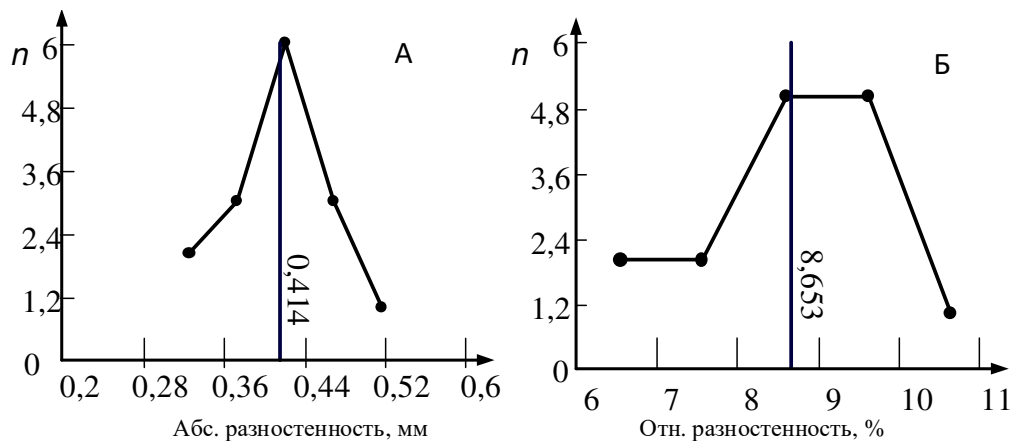
$$\mu_{\Sigma} = \frac{(D_3 - S_3)S_3}{(D_T - S_T)S_T} = \frac{(50,8 - 4,88)4,88}{(32 - 4,2)4,2} = 1,919.$$

В ходе эксперимента было прокатано 15 труб, параметры разностенности трубы-заготовки показано на полигонах рисунков 8.23 и 8.24.



А – абсолютная разностенность; Б – относительная разностенность

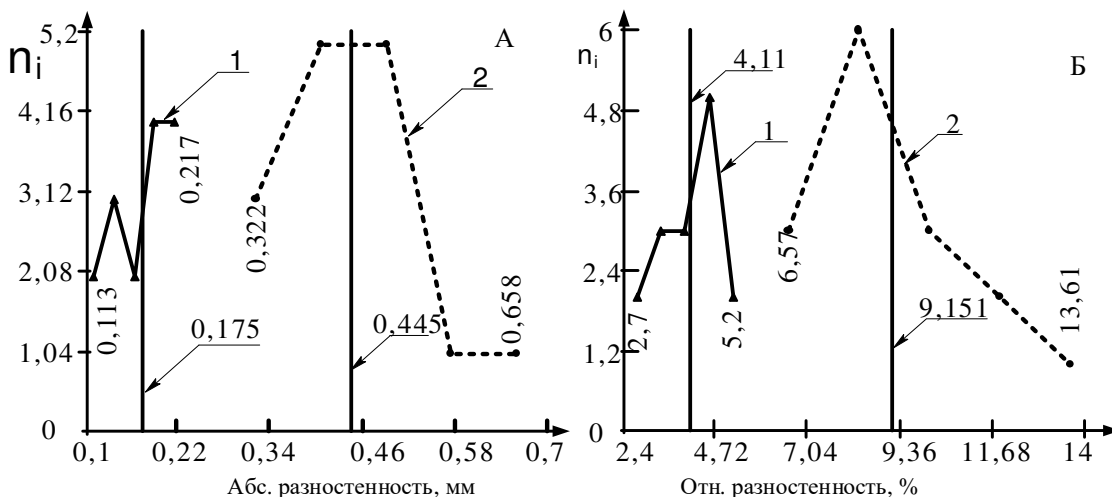
Рисунок 8.23. – Полигоны относительных частот относительной и абсолютной разностенности переднего конца трубы-заготовки



А – абсолютная разностенность; Б – относительная

Рисунок 8.24. – Полигоны частот относительной и абсолютной разностенности заднего конца трубы-заготовки

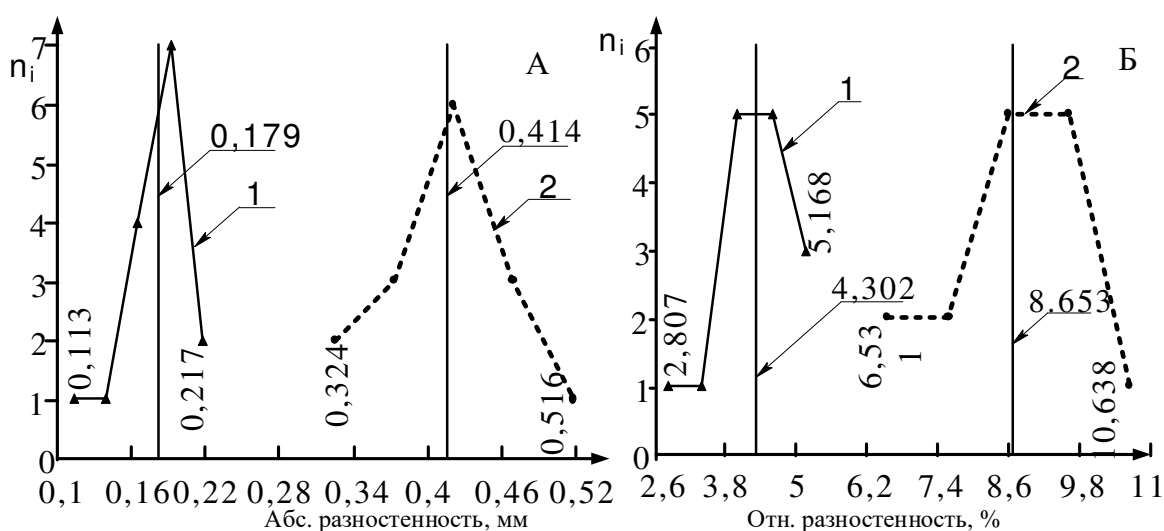
Полигоны частот абсолютной и относительной разностенности переднего конца трубы показаны на рисунке 8.25. Все расчеты проводились по указанным выше методикам. Для наглядности на тех же рисунках показаны полигоны характеристик точности трубы до деформации. Общая средняя величина относительной разностенности для заднего конца трубы $x_{mз}^{cp} = 4,11\%$.



А – абсолютная разностенность; Б – относительная разностенность; 1 – после прокатки; 2 – до прокатки

Рисунок 8.25. – Полигоны частот относительной и абсолютной разностенности переднего конца трубы до и после деформации

На полигонах рисунка 8.26 показаны те же параметры точности заднего конца готовых труб. Величины разностенности, полученные при прокатке труб на рабочем инструменте, параметры рабочих поверхностей которого рассчитаны по предложенной методике (с первичным распределением величины развалки ручья калибра), сравниваются с достигнутыми при прокатке на инструменте, рассчитанном по стандартной методике. Вычислим ожидаемую величину изменения средних величин разностенности по формуле (8.2). Данная формула довольно хорошо описывает изменение величины разностенности при прокатке такого типа труб на инструменте, параметры которого рассчитаны с помощью стандартного, известного в литературе метода (КПО). Она используется в выбранном цехе для прогнозирования изменения разностенности по маршрутам прокатки не один год и показывает адекватные результаты.



**А – абсолютная разностенность; Б – относительная разностенность;
1 – после прокатки; 2 – до прокатки**

Рисунок 8.26. – Полигоны частот относительной и абсолютной разностенности заднего конца трубы до и после деформации

Из формулы (8.2) для данного случая ожидаемая средняя величина разностенность переднего конца трубы:

$$R_{\text{станд.пер.}} = 7,103\%,$$

заднего конца:

$$R_{\text{станд.задн.}} = 6,671\%.$$

Эти значения разностенности больше полученных в ходе экспериментальной прокатки (в среднем на 2,73%). Таким образом, уменьшение величины развалки приводит к уменьшению значений разностенности готовых труб. Это происходит из-за уменьшения величины наведенной станом разностенности.

Для следующих экспериментальных исследований выбран маршрут $42,16 \times 3,56 \rightarrow 26,67 \times 2,87$. Прокатка велась на оправке с криволинейной образующей. Развалка ручья калибра в конце зоны деформации была равной 0,1 мм (4% от толщины стенки трубы минус 0,5% на упругую деформацию клетки), развалка в начале конуса деформации была равной $0,025D_3$. В ходе прокатки подача не превышала расчетную максимально допустимую.

Целью эксперимента является достижение величины разностенности поперечного сечения труб, не превышающей 4%.

В ходе эксперимента была прокатана 21 труба. Из общего количества обмерено 12 труб до и после деформации. Трубы были обмеряны с обоих концов с целью нахождения минимальной и максимальной толщины стенки в сечениях. Далее по этим значениям с использованием компьютерной техники рассчитывались значения величины абсолютной максимальной поперечной разностенности.

Величины максимальной поперечной разностенности труб до прокатки представлены в таблице 8.14.

Таблица 8.14. – Результаты замеров толщины стенки и результаты расчетов параметров точности трубы-заготовки (ХПТ-32, $42,16 \times 3,56 \rightarrow 26,67 \times 2,87$)

№ трубы	Параметры точности стенки, мм				
	S_{\max}	S_{\min}	$S_{\text{ср}}$	$\Delta S = S_{\max} - S_{\min}$	$R, \%$
1	3,90	3,7	3,80	0,20	5,26
2	3,91	3,65	3,78	0,26	6,88
3	3,89	3,63	3,76	0,26	6,91
4	3,92	3,69	3,81	0,23	6,04
5	3,82	3,55	3,69	0,27	7,33
6	3,89	3,7	3,80	0,19	5,01
7	3,83	3,66	3,75	0,17	4,54
8	3,97	3,73	3,85	0,24	6,23
9	3,90	3,69	3,80	0,21	5,53
10	3,86	3,6	3,73	0,26	6,97
11	3,96	3,76	3,86	0,20	5,18
12	3,91	3,61	3,76	0,30	7,98

Таким же образом были обработаны результаты измерений величин разностенности готовых труб. Параметры точности труб после прокатки приведены в таблице 8.15.

Таблица 8.15. – Результаты замеров толщины стенки и результаты расчетов параметров точности готовой трубы

№ трубы	Параметры точности стенки, мм				
	S_{\max}	S_{\min}	$S_{\text{ср}}$	$\Delta S = S_{\max} - S_{\min}$	$R, \%$
1	3,05	3	3,03	0,05	1,65
2	2,85	2,8	2,83	0,05	1,77
3	3,00	2,94	2,97	0,06	2,02
4	2,96	2,85	2,91	0,11	3,79
5	2,92	2,83	2,88	0,09	3,13
6	2,94	2,88	2,91	0,06	2,06
7	2,92	2,87	2,90	0,05	1,73
8	2,91	2,85	2,88	0,06	2,08
9	3,02	2,96	2,99	0,06	2,01
10	3,01	2,95	2,98	0,06	2,01
11	2,96	2,9	2,93	0,06	2,05
12	2,90	2,82	2,86	0,08	2,80

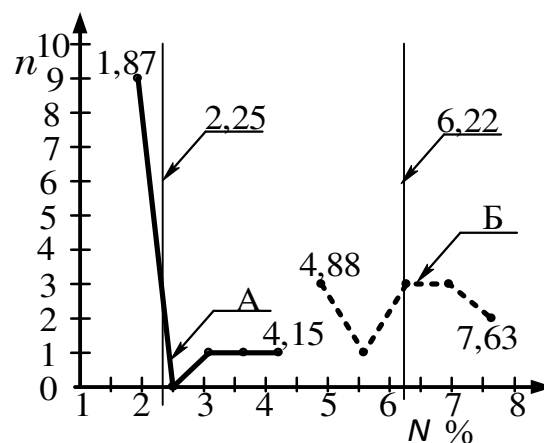
Результаты расчетов были разбиты на 5 доверительных интервалов стандартным методом. В интервалах определена частота случаев вариант в данных диапазонах. Результаты сведены в полигон изменения абсолютных частот вариативного ряда величин максимальной разностенности.

Как видно из полигона частот величин максимальной поперечной разностенности труб до и после деформации, при расчете параметров процесса ХПТ с первичным распределением величины развалки (рисунок 8.27), поставленные цели были достигнуты.

Большое количество труб с меньшей величиной разностенности обуславливается в 2 раза меньшей величиной подачи по сравнению с расчетной (4 мм против 8 мм), а также уменьшенным зазором между бочками валков.

Аналогично предыдущему эксперименту вычислим ожидаемое значение средней величины разностенности при прокатке труб на инструменте, параметры которого рассчитаны по стандартной методике: $R_{\text{станд.}} = 4,663\%$. Как видно, эта величина больше полученной при исследовательской прокатке на 2,413%.

Следует заметить, что величины подачи на превышали 4 мм. При этом станы ХПТ были оборудованы РПМ с повышенной точностью подачи, исключаящими периодические «броски» заготовки в ходе ее совершения.



А –вдоль трубы после прокатки;
 Б – вдоль трубы до прокатки

Рисунок 8.27. – Полигон изменения частот максимальной поперечной разностенности трубы до и после деформации

Полученные данные о влиянии технологических факторов процесса холодной прокатки на разностенность готовых труб могут быть использованы при принятии решений по модернизации станов ХПТ, а также при разработке технологических режимов производства холоднодеформированных труб повышенного качества.

Глава 9

РЕАЛИЗАЦИЯ МЕТОДА РАСЧЕТА КАЛИБРОВКИ СТАНА ХПТ В ТАБЛИЧНОМ РЕДАКТОРЕ EXCEL

9.1 Расчет калибровки стана ХПТ с применением конусной оправки, реализованный в табличном редакторе Excel

Далее приводится пример реализации изложенного метода расчета геометрических параметров рабочего инструмента станков ХПТ в программе Excel.

Сначала выполняются настройки параметров страницы и ячеек:

- ориентация страницы – альбомная;
- колонтитулы – 0 мм;
- левое и правое поле – 1 мм;
- нижнее / верхнее – 2/0,5 мм;
- выравнивание по вертикали – по центру;
- выравнивание по горизонтали – по центру;
- переносить по словам – ставим галочку.

На странице 1 организуем таблицу исходных данных.

Для удобства поля для ввода символов подкрашиваем каким-либо цветом. В таблице 9.1 указаны формулы и обозначения для расчета калибровки ручья калибров, которые необходимо вводить в ячейки Excel.

На рисунках 9.1 и 9.2 показана готовая реализация программы. Если ячейки указываются как А37-І37, то это обозначает объединение ячеек. В скобках в колонке «Формула или обозначение» указываются комментарии к форматированию (например, текста) и пр. В данном случае показан пример расчета для стана ХПТ-32. Для расчета калибровок других станков необходимо изменить соответствующие характеристики в исходных данных.

Таблица 9.1 – Ввод формул и обозначений для расчета калибровки ручья калибров в ячейки Excel

Ячейка	Формула или обозначение
1	2
A1-I1	КАЛИБРОВКА СТАНА ХПТ-32
L2-I2	=ПРОСМОТР(G5;{452;625;705};{"ХПТ-32";"ХПТ-55";"ХПТ-75(90)"})
A37-I37*	КАЛИБРОВКА СТАНА ХПТ-32

Продолжение таблицы 9.1

1	2
L2-I2	=ПРОСМОТР(G5;{452;625;705};{"ХПТ-32";"ХПТ-55";"ХПТ-75(90)"})
A4-D4	Параметр
E4	Обозн.
F4	Ед. изм.
G4	Знач.
A5-D5	Общая длина хода клетки
E4	$l_{х.к.}$ (курсив, х.к. – подстрочные)
F4	мм
G4	452,0
A6-D6	Рабочий ход клетки
E6	$l_{к.раб.}$ (курсив, к.раб. – подстрочные)
F6	мм
G6	378
A7-D7	Длина конуса оправки
E7	$l_{р.к.}$ (курсив, р.к. – подстрочные)
F7	мм
G7	400
A8-D8	Длина уч. калибровки оправки
E8	$l_{кал.}$ (курсив, кал. – подстрочные)
F8	мм
G8	120
A9-D9	Диаметри калибра
E9	$D_{кал.}$ (курсив, кал. – подстрочные)
F9	мм
G9	300
A10-D10	Радиус ведущей шестерни
E10	$D_{ш.}$ (курсив, ш. – подстрочные)
F10	мм
G10	290
A11-D11	Длина дуги калибра
A12-D12	Длина дуги подачи
A13-D13	Длина дуги поворота
E11	$l_{раз.}$
E12	$l_{под.}$
E13	$l_{пов.}$ (формат. как указано выше)
F11	
F12	мм
F13	
G11	421
G12	5
G13	6
I4-L4	Параметр
M4	Обозн.
N4	Ед. изм.
O4	Знач.

Продолжение таблицы 9.1

1	2
I5-L5	Диаметр заготовки
M5	d0.
N5	мм
O5	28
I6-L6	Толщ. стенки заготовки
M6	t0.
N6	мм
O6	2,5
I7-L7	Диаметр готовой трубы, с уч. доп.
M7	d.
N7	мм
O7	18,35
I8-L8	Толщ. стенки гот. трубы, с уч. доп.
M8	t.
N8	мм
O8	1
I9-L9	Диаметральный зазор, предв.
M9	Z _{диам.пр.}
N9	Мм
O9	1,5
I10-L10	Конусн. зоны редуц. не более 0,25
M10	2tg γ ред
N10	-
O10	0,105
I11-L11	Кооф. трения
M11	f
N11	-
O11	0,15 (вставляем комментарий – 0,005; 0,075; 0,125;0,15;0,2)
I12-L12	Утолщ. стенки при редуц. (вставляем комментарий – считаем отдельно, сюда вводим % утолщения)
M12	Δ пред.
N12	%
O12	10
I13-L13	Показатель степени
M13	n
N13	-
O13	0.64
A3-I3	Исходные данные
A14-I14	Расчет
	A15-D15 и I15-L15 форматируем подобно A4-D4 и I4-L4
	E15, F15, G15 и M15, N15, O15 подобно M4, N4, O4
A16-D16	Длина оправки рабочая
E16	l _{о.раб.}
F16	мм
G16	=G7-G8

Продолжение таблицы 9.1

1	2
A17-D17	Коэф. пересчета, раб. кон.-калибр
E17	K
F17	-
G17	=G10/G9
A18-D18	Конусность оправки (предв.)
E18	$2\text{tg}\alpha_{\text{пр.}}$
F18	-
G18	$=((O5-2*O6)-(O7-2*O8)-O9)/G16$
A19-D19	Конусность оправки, в ручную
E19	$2\text{tg}\alpha_{\text{факт.}}$
F19	-
G19	Сюда вводим округленное (к меньшему) значение конусности рассчитанное в ячейке G18 (в данном случае -0,0175,) контролируем реальный диаметральный зазор в ячейке O29 (он не должен быть намного выше расчетного)
A20-D20	Перепад диаметра по оправке
E20	Δd_o
F20	мм
G20	=G16*G19
A21-D21	Перепад диаметра по оправке
E21	$\Delta d_{o,\text{пер.}}$
F21	мм
G21	=G16*G19
A22-D22	Диаметр цилиндра оправки
E22	$d_{o,\text{цил.}}$
F22	мм
G22	=G21+G20
A23-F23	Контроль величины диаметр. зазора, да/не)
G23	=ЕСЛИ(O29<O9;"НЕТ";"ДА")
A24-D24	Вытяжка по толщине стенки
E24	μ_t
F24	-
G24	$=(O6+O6*(O12/100))/O8$
A25-D25	коэф. развалки в зоне обж
E25	K_1
F25	-
G25	=ПРОСМОТР(O11;{0,05;0,075;0,1;0,125;0,15;0,2};{1,1;1,05;1;0,95;0,9;0,9})
A26-D26	коэф. развалки в зоне предотд.
E26	K_2
F26	-
G26	=ПРОСМОТР(O11;{0,05;0,075;0,1;0,125;0,15;0,2};{1,45;1,31;1,17;1,03;0,9;0,9})
A27-D27	Величина плюсового допуска на диаметр заготовки
E27	$d_{0+\Delta\text{дон.}}$
F27	%
G27	5

Продолжение таблицы 9.1

1	2
A29-D29	Величина зазора между валками
E29	$\Delta_{\text{кал}}$
F29	мм
G29	0,3
I16-L16	Дл. зоны редуц. см. O11 (вставляем комментарий – подбирай O11 до достижения круглых значений)
M16	$l_{\text{ред.предв.}}$
N16	мм
O16	=G24/(O10-G19)
I17-L17	Дл. зоны редуц. округленно
M17	$l_{\text{ред.}}$
N17	мм
O17	=ОКРУГЛВВЕРХ(O16;0)
I18- O18	Разбивка развертки ручья калибра, длины зон:
I19-L19	рабочей зоны
M19	$l_{\text{р.к.}}$
N19	мм
O19	=G11-G12-G13
I20-L20	калибровки и обр. конус
M20	$l_{\text{кал.+о.к.}}$
N20	мм
O20	90
I21-L21	обж. стенки и предотделки
M21	$l_{\text{раб.}}$
N21	мм
O21	=O19-O20-O17
I22-L22	единичный участок дл. по бочке
M22	$l_{\text{от1 до 8}}$
N22	мм
O22	=O21/9
I23- O23	Длины зон по оправке
I24-L24	единичный участок дл. по оправке
M24	от1 до 8
N24	мм
O24	=O22*G17
I25-L25	обж. ст. и пред. дл. по оправке)
M25	$l_{\text{раб.}}$
N25	мм
O25	=O21*G17
I26-L26	коорд. конца зоны ред. по опр
M26	$l_{\text{ред.1.}}$
N26	мм
O26	=G16-O25
I27-L27	приращение диаметра по оправке

Продолжение таблицы 9.1

1	2
M27 N27	$l_{опр.х}$ мм
O27	=O24*G19
I28-L28	Величина подачи
M28 N28	t мм
O28	6
I29-L29	Реальный диаметральный зазор
M29 N29	$Z_{диам.}$ мм
O29	=(O5-2*O6)-G22
A30-O39	ВСТАВИТЬ РИСУНОК РАЗВЕРТКИ КАЛИБРА
A41-O43	ОРГАНИЗОВАТЬ ТАБЛИЦУ, ПОКАЗЫВАЮЩУЮ ДЛИНЫ ЗОН РАЗВЕРТКИ
D44-O44	Параметры калибровки ручья калибров в контрольных сечениях, мм
D45	№ сеч
От E45 до O45	Вставить номера сечений от 0 до 10
A46-C46	Коорд. сеч. по бочке (выделить жирным весь ряд 46)
D46	lх боч.
E46	=0
F46	=O17
G46	=F46+\$L\$42 (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O46)
A47-C47	Коорд. сеч. по оправке (выделить жирным весь ряд 47)
O47	=0
N47	=O47+\$O\$24 (Далее скопировать данную ячейку по ячейку E47)
A48-C48	пром. расчет.
O48	=G21
N48	=O48+\$O\$27 (Далее скопировать данную ячейку по ячейку E48)
A49-C49	Диам. оправки в сеч.
D49	$d_{опр.х}$
E49	=ЕСЛИ(E48<\$G\$22;E48;\$G\$22) (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O49)
A50-C50	Коорд. зоны обж
D50	lх боч.
F50	=0
G50	=F50+\$O\$22 (Далее скопировать данную ячейку по ячейку N50)
A51-C51	коэф.
D51	ах
G51	=(1-EXP(1)^($\$O\$13*(G50/\$N\$50)$))/(1-EXP(1)^($\$O\13)) (Далее скопировать данную ячейку по ячейку N51)
A52-C52	коэф.
D52	бх
G52	=1-G51 (Далее скопировать данную ячейку по ячейку N52)

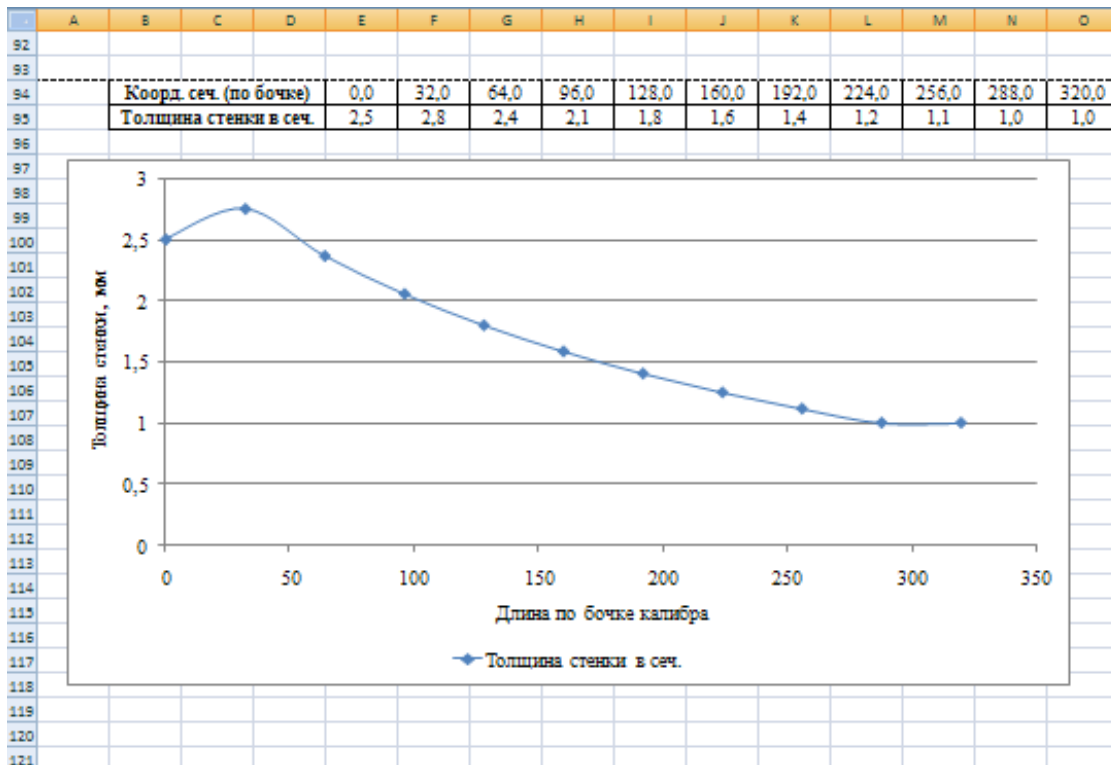
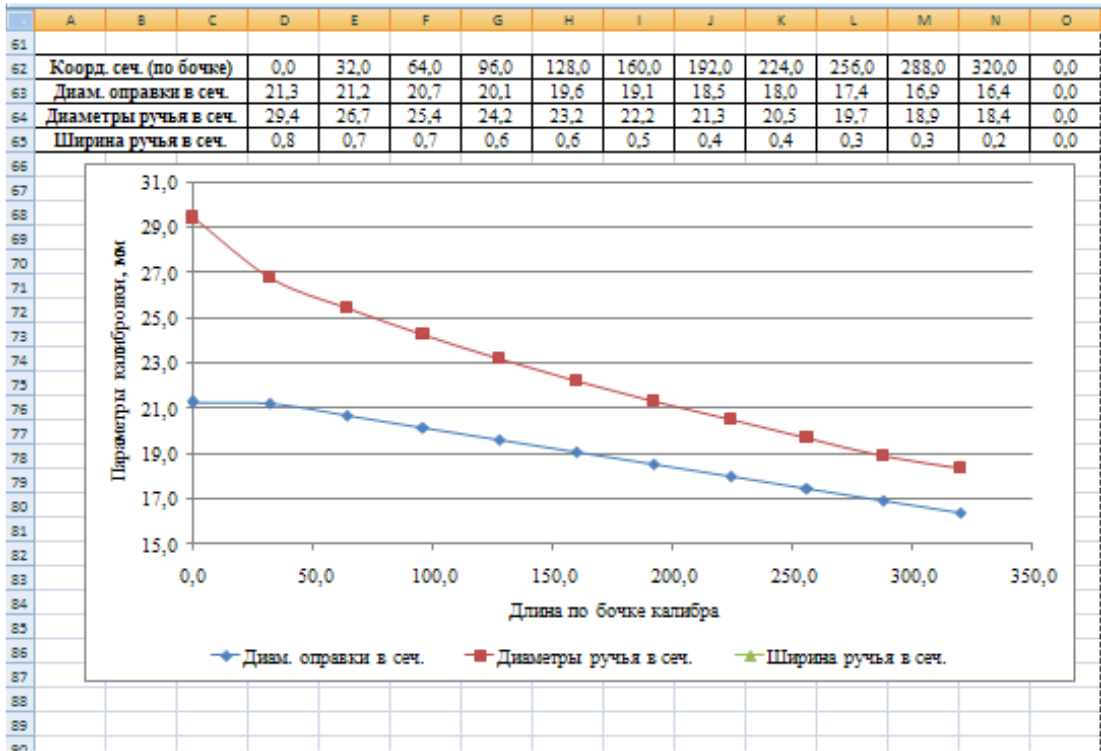
Окончание таблицы 9.1

1	2
A53-C53	Толщина стенки в сеч. (выделить жирным весь ряд 53)
D53	t_x
E53	$=O6$
F53	$=E53+E53*(O12/100)$
G53	$=F53/(G51*G24+G52)$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку N53)
O53	$=N53$
A54-C54	Диаметры ручья в сеч. (выделить жирным весь ряд 54)
D54	d_x
E54	$=O5+O5*(G27/100)$
F54	$=F49+2*F53$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O54)
A55-C55	Конусность ручья
D55	$tg\gamma$
E55	$=F55$
F55	$=(E54-F54)/(2*(F46-E46))$ (Далее скопировать эту яч. по ячейку O55)
A56-C56	Вытяжка в сечениях
D56	$\mu\Sigma x$
E56	$=(E54-E53)*E53/((E54-E53)*E53)$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O56)
A56-C56	Развалка ручья в сеч.
D57	b_x
E57	$=G25*O28*F56*E55*9*КОРЕНЬ(O11)$
O57	$=G25*O28*O56*O55*3*КОРЕНЬ(O11)$
F57	$=E57-(E57-O57)*(F46/O46)$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку N57)
A58-C58	Ширина ручья в сеч. (выделить жирным весь ряд 58)
D58	B_x
E58	$=E54+2*E57$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O58)
A59-C59	Глубина ручья в сеч. (выделить жирным весь ряд 59)
D59	h_x
E59	$=(E54-G29)*0,5$ (Далее скопировать данную ячейку по ячейку O59)
	На следующей странице организовать график распределения диаметра оравки и диаметра калибра вдоль конуса деформации (Вставить-Диаграммы-Точечная-График с маркерами)
	Тоже сделать с графиком распределения толщины стенки

№	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O
КАЛИБРОВКА СТАНА															
ХПТ-32															
Исходные данные															
4	Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.		Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.						
5	Общая длина хода клетки	$l_{\text{х.к.}}$	мм	452,0		Диаметр заготовки	d_g	мм	28,00						
6	Рабочий ход клетки	$l_{\text{о.р.к.}}$	мм	378,0		Толщ. стенки заготовки	t_g	мм	2,50						
7	Длина конуса оправки	$l_{\text{р.к.}}$	мм	400,0		Диаметр готовой трубы (с уч. тр.)	d	мм	18,35						
8	Длина уч. калибровки оправки	$l_{\text{о.к.}}$	мм	120,0		Толщ. стенки гот. трубы (с уч. тр.)	t	мм	1,00						
9	Диаметры калибра	$D_{\text{кал.}}$	мм	300,0		Диаметральный зазор (предв.)	$Z_{\text{диал.з.}}$	мм	1,50						
10	Радиус ведущей шестерни	$D_{\text{ш.}}$	мм	290,0		Конусн. зоны редук. (не более тр.)	$2t_{\text{гр.ред.}}$	-	0,104						
11	Длина дуги калибра	$l_{\text{р.к.}}$	мм	421,0		Коэф. трения	f	-	0,150						
12	Длина дуги подачи	$l_{\text{под.}}$	мм	5,0		Утолщ. стенки при редук.	$\Delta t_{\text{р.к.}}$	%	10,000						
13	Длина дуги поворота	$l_{\text{пов.}}$	мм	6,0		Показатель степени (Шевакана)	n	-	0,640						
Расчет															
15	Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.		Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.						
16	Длина оправки рабочая	$l_{\text{о.р.к.}}$	мм	280,0		Дл. зоны редук. (с. О11)	$l_{\text{з.р.к.}}$	мм	31,8						
17	Коэф. Пересчета (раб. кон.)	K	-	0,967		Дл. зоны редук. округленно	$l_{\text{окр.}}$	мм	32,0						
18	Конусность оправки (предв.)	$2tg\alpha_{\text{оп.}}$	-	0,018		Разбивка развертки ручья калибра (длины зон):									
19	Конусность оправки (в ручную)	$2tg\alpha_{\text{ман.}}$	-	0,0175		рабочей зоны	$l_{\text{р.к.}}$	мм	410,0						
20	Перепад диаметра по оправке	$\Delta d_{\text{оп.}}$	мм	4,9		калибровки и обр. конус	$l_{\text{кал.+обр.к.}}$	мм	90,0						
21	Диаметр пережима оправки	$d_{\text{п.оп.}}$	мм	16,4		обж. стенки и предотделки	$l_{\text{р.к.}}$	мм	288,0						
22	Диаметр цилиндра оправки	$d_{\text{ц.оп.}}$	мм	21,3		единичный участок (дл. по бочке)	$l_{\text{е.у.д.}}$	мм	32,0						
23	Контроль величины диамет. зазора (дв.вет)	$Z_{\text{д.вет}}$	ДА			Длины зон по оправке									
24	Вытяжка по толщине стенки	μ_1	мм	2,8		единичный участок (дл. по бочке)	$l_{\text{е.у.д.}}$	мм	30,9						
25	коэф. развалки в зоне обж.	K_1	-	0,9		обж. ст. и пред. (дл. по оправке)	$l_{\text{р.к.}}$	мм	278,4						
26	коэф. развалки в зоне предотд.	K_2	-	0,9		коорд. конца зоны ред. (по опр.)	$l_{\text{р.к.}}$	мм	1,6						
27	Величина плюсового допуска на диаметр заготовки	$d_{\text{п.+доп.}}$	%	5,0		приращение диаметра по оправке	$l_{\text{опр.}}$	мм	0,5						
28						Величина подачи	t	мм	6,0						

№	A	B	C	D	E	F	G	H	I	J	K	L	M	N	O			
28	диаметр заготовки						Величина подачи									t	мм	6,0
29	Величина зазора между валками						Реальный диаметральный зазор									$Z_{\text{реал.}}$	мм	1,8
Рис. 1 - Параметры развертки калибров																		
Парам. Ед. Знач.			Парам. Ед. Знач.			Парам. Ед. Знач.			Парам. Ед. Знач.			Парам. Ед. Знач.						
$l_{\text{р.к.}}$	мм	410,0	$l_{\text{кал.+обр.к.}}$	мм	90,0	$l_{\text{е.у.д.}}$	мм	32,0	$l_{\text{опр.}}$	мм	0,5	$d_{\text{п.+доп.}}$	мм	5,0	6,0			
$l_{\text{под.}}$	мм	32,0	$l_{\text{р.к.}}$	мм	32,0													
Параметры калибровки ручья калибров в контрольных сечениях, мм																		
	№ сеч.	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10						
46	Коорд. сеч. (по бочке)	$l_{\text{х.б.}}$	0,0	32,0	64,0	96,0	128,0	160,0	192,0	224,0	256,0	288,0	320,0					
47	Коорд. сеч. (по оправке)	$l_{\text{х.опр.}}$	309,3	278,4	247,5	216,5	185,6	154,7	123,7	92,8	61,9	30,9	0,0					
48	пром. расчет.	-	21,8	21,2	20,7	20,1	19,6	19,1	18,5	18,0	17,4	16,9	16,4					
49	Диам. оправки в сеч.	$d_{\text{опр.}}$	21,25	21,22	20,68	20,14	19,60	19,06	18,52	17,97	17,43	16,89	16,35					
50	Коорд. зоны обж.	$l_{\text{х.обж.}}$		0,0	32,0	64,0	96,0	128,0	160,0	192,0	224,0	256,0						
51	коэф.	a_x			0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,7	0,8	1,0						
52	коэф.	b_x			0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,3	0,2	0,0						
53	Толщина стенки в сеч.	t_x	2,5	2,8	2,4	2,1	1,8	1,6	1,4	1,2	1,1	1,0	1,0					
54	Диаметры ручья в сеч.	d_x	29,40	26,72	25,41	24,25	23,19	22,22	21,32	20,47	19,66	18,89	18,35					
55	Конусность ручья	$t_{\text{г.р.}}$	0,042	0,042	0,020	0,018	0,016	0,015	0,014	0,013	0,013	0,012	0,008					
56	Вытяжка в сечениях	$\mu_{\text{г.р.}}$	1,0	1,0	1,2	1,5	1,7	2,1	2,4	2,8	3,3	3,8	3,9					
57	Развалка ручья в сеч.	b_x	0,803	0,744	0,684	0,624	0,564	0,505	0,445	0,385	0,325	0,265	0,206					
58	Ширина ручья в сеч.	B_x	31,0	28,2	26,8	25,5	24,3	23,2	22,2	21,2	20,3	19,4	18,8					
59	Глубина ручья в сеч.	h_x	14,6	13,2	12,6	12,0	11,4	11,0	10,5	10,1	9,7	9,3	9,0					

Рисунок 9.1. – Результаты реализации калибровки в табличном редакторе Excel (начало)



**Рисунок 9.1. – Результаты реализации калибровки
в табличном редакторе Excel (окончание, начало – с. 264)**

9.2 Расчет калибровки стана ХПТ с применением оправки с криволинейной образующей, реализованный в табличном редакторе Excel

В параграфе 9.1 показан алгоритм расчета калибровок станов ХПТ с использованием конусных оправок (см. таблицу 9.1, рисунки 9.3–9.5). Этот алгоритм можно скорректировать для случая расчета калибровки ручья калибров с использованием оправок с криволинейной образующей (таблица 9.2). При этом расчет будет вести так:

- рассчитываются параметры оправки в сечениях;
- рассчитывается распределение стенки по формуле Ю.Ф. Шевакина;
- определяются значение диаметра в сечениях, величины развалки, ширины калибра и глубины ручья.

Таблица 9.2 – Корректировка формул и обозначений в ячейках Excel для расчета калибровки ручья калибров с использованием оправок с криволинейной образующей

Ячейка	Формула, или обозначение
J2-O2	с использованием оправок с крив. обр.
I9-L9	Диаметральный зазор (оконч)
M9	$Z_{\text{диам.}}$
O9	1,5
A18-D18	Показатель степени крут. опр.
E18	$n+1$
F18	-
G18	2,5
A19-D19	Начальная конусность оправки
E19	$2\text{tg}\alpha$
F19	-
G19	0,005
A20-D20	Перепад диаметра по оправке
G20	$=G22-G21$
A21-D21	Диаметр пережима оправки
G21	$=O7-2*O8$
Ячейка	Формула, или обозначение
A22-D22	Диаметр цилиндра оправки
G22	$=O5-2*O6-O9$
N48	$=O\$48+G\$19*N47+(G\$20-G\$19*G\$16)*(N47/G\$16)^G\$18$ (скопировать эту ячейку по E48)

**КАЛИБРОВКА СТАНА
ХПТ-32**

с использованием оправок с крив. обр.

Исходные данные

Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.
Общая длина хода клетки	$l_{x.k.}$	мм	452,0
Рабочий ход клетки	$l_{x.р.к.}$	мм	378,0
Длина конуса оправки	$l_{p.k.}$	мм	400,0
Длина уч. калибровки оправки	$l_{кал.}$	мм	120,0
Диаметры калибра	$D_{кал.}$	мм	300,0
Радиус ведущей шестерни	$D_{ш.}$	мм	290,0
Длина дуги калибра	$l_{раз.}$	мм	421,0
Длина дуги подачи	$l_{под.}$	мм	5,0
Длина дуги поворота	$l_{пов.}$	мм	6,0

Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.
Диаметр заготовки	d_0	мм	28,00
Толщ. стенки заготовки	t_0	мм	2,50
Диаметр готовой трубы (с уч. доп.)	d	мм	18,35
Толщ. стенки гот. трубы (с уч.)	t	мм	1,00
Диаметральный зазор (оконч)	$Z_{оконч.}$	мм	1,50
Конусн. зоны редук. (не более 0,25)	$2tg\gamma_{ред.}$	-	0,104
Коэф. трения	f	-	0,150
Уголщ. стенки при редук.	$\Delta t_{ред.}$	%	10,000
Показатель степени (Шевакана)	n	-	0,640

Расчет

Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.
Длина оправки рабочая	$l_{о.р.к.}$	мм	280,0
Коэф. Пересчета (раб. кон.-калибр)	K	-	0,967
Показатель степени крив. опр.	$n+1$	-	2,5000
Начальная конусность оправки	$2tg\alpha$	-	0,0050
Перепад диаметра по оправке	$\Delta d_{опр.}$	мм	5,2
Диаметр пережима оправки	$d_{о.пер.}$	мм	16,4
Диаметр цилиндра оправки	$d_{цил.}$	мм	21,5
Контроль величины диаметр. зазора (да/нет)	$Д$		
Вытяжка по толщине ст.енки	μ_z	мм	2,8
коэф. развалки в зоне обж	K_1	-	0,9
коэф. развалки в зоне предотд.	K_2	-	0,9
Величина плюсового допуска на диаметр заготовки	$d_{0+доп.}$	%	5,0

Параметр	Обозн.	Ед. изм.	Знач.
Дл. зоны редук. (с. О11)	$l_{ред. пред.}$	мм	27,8
Дл. зоны редук. округленно	$l_{ред.}$	мм	28,0
Разбивка развертки ручья калибра (длины зон)			
рабочей зоны	$l_{p.k.}$	мм	410,0
калибровки и обр. конус	$l_{кал.+о.к.}$	мм	90,0
обж. стенки и предотделки	$l_{раз.}$	мм	292,0
единичный участок (дл. по бочке)	$l_{отл до б.}$	мм	32,4
Длины зон по оправке			
единичный участок (дл. по оправке)	$l_{отл до с.}$	мм	31,4
обж. ст. и пред. (дл. по оправке)	$l_{раз.}$	мм	282,3
коорд. конца зоны ред. (по опр)	$l_{ред.1.}$	мм	-2,3
приращение диаметра по оправке	$l_{опр.х.}$	мм	0,2
Величина подачи	m	мм	6,0

a

Величина зазора между валками	$\Delta_{кал.}$	мм	0,3
-------------------------------	-----------------	----	-----

Реальный диаметральный зазор	$Z_{оконч.}$	мм	1,5
------------------------------	--------------	----	-----

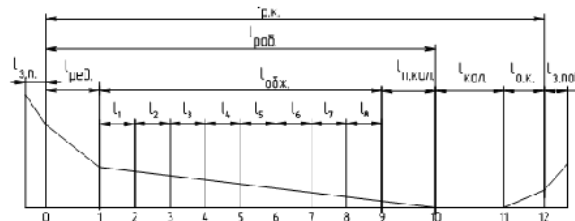


Рис. 1 - Параметры развертки калибров

Парам.	Ед. изм.	Знач.
$l_{p.k.}$	мм	410,0
$l_{ред.}$	мм	28,0

Парам.	Ед. изм.	Знач.
$l_{кал.+о.к.}$	мм	90,0
$l_{п.кал.}$	мм	32,4

Парам.	Ед. изм.	Знач.
$l_{отл до с.}$	мм	32,4
$l_{под}/l_{пов}$	мм	5,0 6,0

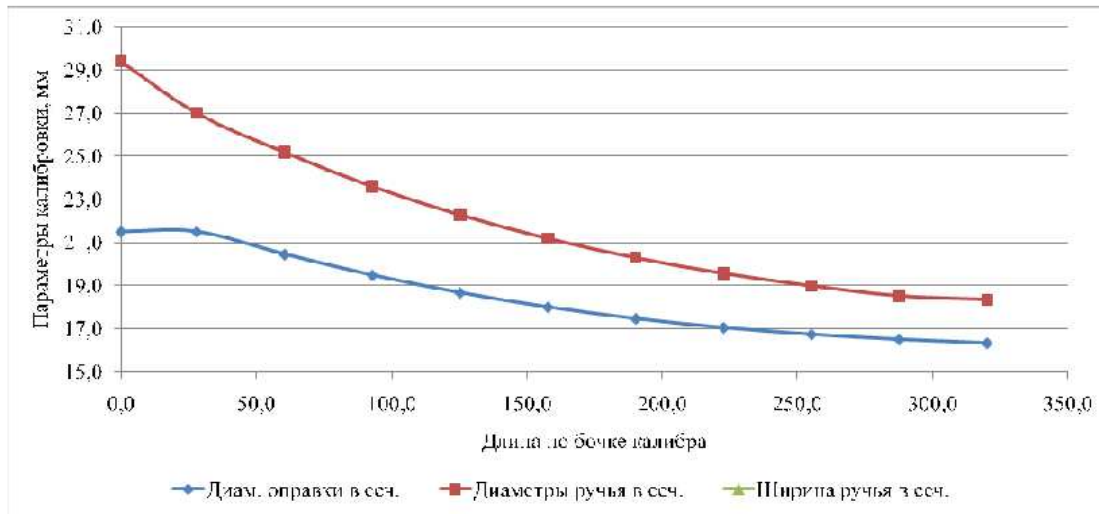
Параметры калибровки ручья калибров в контрольных сечениях, мм

	№ сеч	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
Коорд. сеч. (по бочке)	$l_{x.боч.}$	0,0	28,0	60,4	92,9	125,3	157,8	190,2	222,7	255,1	287,6	320,0
Коорд. сеч. (по оправке)	$l_{x.опр.}$	313,6	282,3	250,9	219,5	188,2	156,8	125,5	94,1	62,7	31,4	0,0
пром. расчет.	-	22,9	21,6	20,5	19,5	18,7	18,0	17,5	17,1	16,8	16,5	16,4
Диам. оправки в сеч.	$d_{опр.х.}$	21,50	21,50	20,45	19,49	18,68	18,01	17,48	17,07	16,75	16,52	16,35
Коорд. зоны обж	$l_{x.обж.}$		0,0	32,4	64,9	97,3	129,8	162,2	194,7	227,1	259,6	
коэф.	a_x			0,1	0,2	0,3	0,4	0,5	0,7	0,8	1,0	
коэф.	b_x			0,9	0,8	0,7	0,6	0,5	0,3	0,2	0,0	
Толщина стенки в сеч.	t_x	2,5	2,8	2,4	2,1	1,8	1,6	1,4	1,2	1,1	1,0	1,0
Диаметры ручья в сеч.	d_x	29,40	27,00	25,19	23,60	22,28	21,18	20,29	19,56	18,98	18,52	18,35
Конусность ручья	$tg\gamma$	0,043	0,043	0,028	0,024	0,020	0,017	0,014	0,011	0,009	0,007	0,003
Вытяжка в сечениях	μ_{zx}	1,0	1,0	1,2	1,5	1,8	2,2	2,5	2,9	3,4	3,8	3,9
Развалка ручья в сеч.	b_x	0,813	0,748	0,672	0,596	0,520	0,444	0,368	0,292	0,217	0,141	0,065
Ширина ручья в сеч.	B_x	31,0	28,5	26,5	24,8	23,3	22,1	21,0	20,1	19,4	18,8	18,5
Глубина ручья в сеч.	h_x	14,6	13,4	12,4	11,6	11,0	10,4	10,0	9,6	9,3	9,1	9,0

б

**Рисунок 9.2. – Результаты реализации калибровки
в табличном редакторе Excel (начало)**

Коорд. сеч. (по бочке)	0,0	28,0	60,4	92,9	125,3	157,8	190,2	222,7	255,1	287,6	320,0	0,0
Диам. оправки в сеч.	21,5	21,5	20,5	19,5	18,7	18,0	17,5	17,1	16,8	16,5	16,4	0,0
Диаметры ручья в сеч.	29,4	27,0	25,2	23,6	22,3	21,2	20,3	19,6	19,0	18,5	18,4	0,0
Ширина ручья в сеч.	0,8	0,7	0,7	0,6	0,5	0,4	0,4	0,3	0,2	0,1	0,1	0,0



6

**Рисунок 9.2. – Результаты реализации калибровки
в табличном редакторе Excel (окончание, начало – с. 267)**

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

В монографии рассмотрены основные вопросы теории холодной и горячей пильгерной прокатки труб. Значительная часть посвящена анализу и развитию метода расчета деформационного инструмента станов типа ХПТ, их кинематических и деформационных параметров. Выполнены анализ и работа над методом определения развалки ручья калибров и, соответственно, ширины калибра. Рассмотрены вопросы влияния технологических параметров на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации, разностенность готовых труб и др.

В ходе анализа существующего метода расчета величины обжатия трубы по толщине стенки вдоль конуса деформации станов холодной пильгерной прокатки труб сделан вывод, что существующий на данный момент метод расчета этой величины требует дальнейшего развития. Распределение величины обжатия между прямым и обратным ходами осуществляется с помощью коэффициента, который не в полной мере учитывает влияние множества факторов процесса. Предложенное решение позволяет предусматривать при расчетах величины обжатия в станах ХПТ как величину недеформируемой части металла, возникшую вследствие упругой деформации клетки, так и ту часть объема металла, которая не деформируется после рабочего хода клетки вследствие наличия выпусков ручья. Данное предложение позволит повысить точность расчетов параметров пильгерной прокатки труб.

Проведен анализ исследований особенностей расчета величины обжатия по толщине стенки вдоль рабочего конуса при обратном ходе клетки и поставлены основные вопросы, требующие разрешения.

Проанализировано влияние локального термического расширения на изменение параметров ручья калибра. Это изменение неравномерно по длине конуса деформации и приводит к искажению заданного калибровкой режима деформации. Компенсация изменения размеров поперечного сечения ручья калибра в результате действия термического эффекта предложенным в монографии методом позволит производить необходимые корректировки при расчетах параметров геометрии ручья калибров валков станов ХПТ и обеспечивать проектный режим обжатий при прокатке.

Предложен путь развития метода расчета тепловыделений от пластической деформации при холодной пильгерной прокатке труб. На основе имеющихся зависимостей предложен метод расчета тепловыделений, позволяющий более точно учитывать особенности процесса ХПТ. Результаты расчетов проверены в ходе практики холодной пильгерной валковой

прокатки и доказывают действенность метода. Согласно результатам моделирования величины тепловыделений, при применении безэмульсионной прокатки значительная часть тепловыделений происходит из-за воздействия сил трения.

В ходе исследования характера изменения формы поперечного сечения ручья калибра под действием термического эффекта выявлен следующий закон: величина уменьшения глубины поперечного сечения ручья калибра под действием термических искажений (вызванных выделением тепла в ходе пластической деформации металла трубы в мгновенном очаге деформации стана ХПТ) прямо пропорциональна расстоянию рассматриваемого продольного сечения до бочки ручья калибра.

Другими словами, те продольные сечения ручья калибра, лежащие ближе к бочке калибра, получают меньшую величину термических искажений, чем сечения ближе к гребню калибра.

Рассмотрен метод выбора рационального соотношения значений принудительного катающего радиуса к радиусу бочки вала станов холодной пильгерной прокатки труб. Он основан на поиске минимума суммы модулей площадей криволинейных трапеций, образованных значениями величин осевого усилия в контрольных сечениях конуса деформации при прямом и обратном ходах клетки. Метод применим как для выбора радиуса бочки вала калибра при неизменном значении радиуса ведущей шестерни, так и при неизменном диаметре вала и варьируемых значениях диаметра ведущей шестерни. Данный метод позволяет создавать рациональные силовые условия (по величине осевых сил) при прокатке труб в станах холодной пильгерной прокатки труб.

Также рассмотрен метод расчета параметров настройки рычажной системы станов типа ХПТР. В рамках этого выведена зависимость изменения величины катающего радиуса от настроек рычажной системы привода движения клетки. Анализ результатов теоретических исследований показал, что настройками рычажной системы станов ХПТР возможно добиться необходимого изменения значений катающего радиуса вдоль конуса деформации. Результаты расчетов проверены в ходе практики настроек станов ХПТР

в условиях современного трубопрокатного цеха, при прокатке промышленных партий труб. Результаты исследований могут быть использованы для расчетов параметров настроек станов ХПТР, а также в ходе проектирования станов ХПТР и ХПТ новых конструкций.

Предложено развитие метода расчета параметров процессов ХПТ и ХПТР, а также соответствующих калибровок инструмента при построе-

нии линии, описывающей продольный профиль рабочего конуса калибра одной кривой. При этом отсутствуют сопряжения между зонами редуцирования, обжатия стенки, калибровки стенки и диаметра на рабочем конусе деформации. Для описания таких линий использовали зависимости Безье. Такой метод расчета обеспечивает падающий закон распределения величин относительной деформации вдоль конуса деформации, а также обеспечивает плавные сопряжения участков рабочего конуса деформации при холодной пильгерной прокатке труб на станах ХПТ и ХПТР. Этот метод, также позволяет получить калибровку с необходимым распределением Q -фактора вдоль конуса деформации.

Произведенные исследования литературных источников показывают, что величина и характер распределения величины Q -фактора вдоль конуса деформации станов ХПТ оказывают значительное влияние на механические свойства и текстуру труб из титановых и циркониевых сплавов, при этом трубы с радиальной текстурой металла имеют более благоприятное сочетание прочности и пластичности. На параметры распределения величины Q -фактора влияют все параметры процесса ХПТ, которые напрямую, или последовательно оказывают влияние на величину обжатия по толщине стенки и величине редуцирования трубы в мгновенном очаге деформации стана ХПТ.

При анализе влияния технологических факторов на изменение распределения Q -фактора вдоль конуса деформации выяснено:

- наиболее оптимальными являются калибровки с использованием оправки с криволинейной образующей формы рабочей поверхности с малой начальной конусностью. Исследование влияния степени крутизны изменения профиля оправки показали преимущество оправок с более высокой степенью крутизны;
- в пределах допуска на точность толщины стенки заготовки, увеличение ее толщины положительно влияет на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации;
- расчет калибровок желательно вести так, чтобы была возможность изменения положения оправки именно против прямого движения клетки;
- прокатку следует вести с малыми значениями подачи (в том числе для нивелирования влияния упругих деформаций на искажение параметров калибровки инструмента).

Анализ влияния степени крутизны образующей развертки ручья калибра стана холодной прокатки труб на изменение распределения Q -фактора вдоль конуса деформации показал следующее:

1. Определено, что степень крутизны оказывает большое влияние на характер распределения Q -фактора вдоль конуса деформации, чем начальная конусность;

2. Для прокатки выбранного сортамента труб, при значении степени крутизны в $n = 2,5$ и начальной конусности $2\text{tg}\alpha = 0,005$, имеется наиболее благоприятный симбиоз характеристик распределения Q -фактора и силы прокатки.

3. При значении степени крутизны в $n = 2,5$, при всех значениях начальной конусности, в конце зоны обжатия Q -фактор принимает значения значительно меньше единицы, что является неприемлемым для прокатки выбранного сортамента труб.

4. При значении степени крутизны в $n = 1,5$, на протяжении всего конуса деформации Q -фактор не падает ниже единицы (даже в зоне предотделки), более того – его значение растет вдоль зоны обжатия по ходу прокатки. Падение Q -фактора в зоне предотделки и близ нее не значительно. Сила прокатки имеет наиболее негативный характер распределения. Ее величина растет вдоль всей зоны обжатия, при незначительном падении в зоне предотделки (и перед ней). Даже в конце зоны предотделки сила прокатки принимает значительные значения, что не позволит вести прокатку с приемлемой величиной подачи, снижая производительность процесса до минимума.

Приведенные в работе исследования показывают, что уменьшение угла выпуска калибра (при одинаковой ширине) при сохранении всех остальных параметров поперечного сечения ведет к уменьшению поперечной разностенности. При этом, уменьшаются как средние значения величины разностенности, так и их максимальные и минимальные значения. Уменьшается величина разброса параметров. Исследования влияния поперечной формы ручья калибра показали, что в ручье с эллипсной формой поперечного сечения, в зоне редуцирования величина разностенности не изменялась, в зоне деформации наблюдалось значительное уменьшение величины разностенности. Исследование конуса, полученного от ручья «с выпуском по радиусу» показало значительное уменьшение разностенности именно в зоне редуцирования, тогда как в зоне обжатия стенки разностенность увеличивалась.

Результаты исследований изменения разностенности вдоль конуса деформации, полученного при прокатке трубы с уменьшающимся углом выпуска калибра и с уменьшающейся величиной развалки показал двоякий результат: значительная величина угла выпуска в начале ручья не дала возможности уменьшить разностенность в зоне редуцирования, а наведен-

ная во второй половине зоны обжата величина разностенности привела к тому, что разностенность в конце конуса была выше исходной.

Увеличение жесткости клетки ведет к уменьшению разностенности. При этом основным фактором снижения разностенности можно считать уменьшение величины наведенной клетью разностенности.

Результаты промышленного эксперимента по определению поперечной разностенности труб по четырем схемам ведения процесса ХПТ (режим 1 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем; режим 2 – подача в заднем положении клетки + поворот в переднем и заднем положениях клетки; режим 3 – подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем; режим 4 – подача в переднем и заднем положениях клетки + поворот в переднем и заднем положениях клетки) показали, что из опробованных схем наиболее приемлемой с точки зрения исправления поперечной разностенности является схема с подачей в переднем и заднем положениях клетки и поворотом в переднем и заднем положениях клетки. Данные исследования доказывают актуальность переоборудования РПМ станков ХПТ для осуществления возможности ведения процесса ХПТ с подачей и поворотом в крайних положениях клетки.

ЛИТЕРАТУРА

1. Теория трубного производства: учебник для вузов / И.Н. Потапов, А.П. Коликов, В.М. Друян. – М.: Metallurgy, 1991. – 424 с.
2. Шевакин Ю.Ф. Калибровка и усилия при холодной прокатке труб. – М.: Metallurgizdat, 1963. – 269 с.
3. Тетерин П.К. Теория периодической прокатки. – М.: Metallurgy, 1978. – 256 с.
4. Трубное производство: учебник / Б.А. Романцев, А.В. Гончарук, Н.М. Вавилкин и др. – 2-е изд., испр. и доп. – М.: МИСиС, 2011. – 970 с.
5. Емельяненко П.Т. Пильгерстаны. – Харьков: Гостехиздат Украины, 1937. – 639 с.
6. Емельяненко П.Т. Теория кривой и пилигримовой прокатки. – М.: Metallurgizdat, 1949. – 491 с.
7. Кофф З.А., Одинцов Б.Н. Элементы теории процесса деформации металла при холодной прокатке. – Днепропетровск: Проминь, 1969. – 63 с.
8. Гриншпун М.И., Соколовский М.И. Станы холодной прокатки труб: теория, расчет и конструирование. – М.: Машиностроение, 1967. – 239 с.
9. Холодная прокатка труб / З.А. Кофф, П.М. Соловейчик, В.А. Алешин и др. – Свердловск: Metallurgizdat, 1962. – 433 с.
10. Орлов Г.А. Холодная прокатка и волочение труб: учеб. пособие. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 188 с.
11. Problems of free rolling of the pilger head and ways of their solution / S. Stasevsky, V. Balakin, Yu. Ugrumov // Collection of scholarly papers of Dniprovsk State Technical University (Technical Sciences). – 2020. – № 12. – P. 8–13.
12. Новые материалосберегающие технологии прокатки труб на пилигримовых агрегатах / В.Ф. Балакин, С.Л. Стасевский, Ю.Д. Угрюмов // Системні технології. – 2020. – № 6 (131). – С. 149–162.
13. Исследование отката гильзы в процессе пилигримовой прокатки / В.Ф. Балакин, В.Д. Добряк, Ю.Д. Угрюмов // Metallurg. i горноруд. пром-сть. – 2018. – № 5. – С. 20–25.
14. Особенности гидравлического механизма подачи гильзы в валки пилигримового стана и пути его усовершенствования / В.Д. Добряк, В.Ф. Балакин, Ю.Д. Угрюмов и др. // Черная металлургия. – 2013. – № 2. – С. 62–77.
15. Развитие производства труб на ПАО «Интерпайп НТЗ» / В.Ф. Балакин, Ю.Д. Угрюмов, Д.А. Богдан и др. // Системные технологии. – 2018. – № 4 (117). – С. 108–112.
16. Комплексная модернизация подающего механизма пильгерстана / В.И. Тазетдинов, Б.Я. Соколинский, Е.А. Гаас и др. // Тр. X Междунар. конгресса прокатчиков / г. Липецк (14–16 апр. 2015 г.). – Липецк, 2015. – Т. I. – С. 192–197.
17. Определение технологической обрезки на пилигримовых станах и прогнозирование ее уменьшения / Б.Г. Павловский, С.Л. Стасевский, Ю.Д. Угрюмов и др. // Metallurg. i горноруд. пром-сть. – 2016. – № 3. – С. 78–84.
18. Пути уменьшения технологической обрезки на пилигримовом стане / С.Л. Стасевский, Д.Ю. Гармашев, Ю.Д. Угрюмов и др. // Вісн. НТУ «ХПІ». – 2013. – № 43 (1016). – С. 211–220.
19. Технология и оборудование трубного производства: учебник для вузов / В.Я. Осадчий, А.С. Вавилин, В.Г. Зимовец и др. – М.: Интернет Инжиниринг, 2001. – 608 с.

20. Лехов О.С., Раскатов Е.Ю. Динамика захвата заготовки валками пилигримового стана // Вестн. ИрГТУ. – 2012. – № 4 (63). – С. 40–42.
21. Технология трубного производства: учебник для вузов / В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев и др. – М.: Интермет Инжиниринг, 2002. – 640 с.
22. Машины и агрегаты для производства стальных труб: учебник для вузов / Ю.Ф. Шевакин, А.П. Коликов, В.П. Романенко и др. – М.: Интермет Инжиниринг, 2007. – 388 с.
23. Раскатов Е.Ю., Лехов О.С. Выбор рациональной калибровки валков пилигримовых станов // Вестн. МГТУ им. Г.И. Носова. – 2011. – № 4. – С. 23–27.
24. Лехов О.С., Раскатов Е.Ю. Горячая пилигримовая прокатка труб. Теория и расчет. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 292 с.
25. Сафьянов А.В., Раскатов Е.Ю. Методы расчета калибровок валков для прокатки тонкостенных и толстостенных труб на пилигримовых станах. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 348 с.
26. Раскатов Е.Ю., Лехов О.С. Выбор рациональной калибровки валков пилигримовых станов // Вестн. Магнитог. гос. техн. ун-та. – 2011. – № 4. – С. 23–26.
27. Раскатов Е.Ю. Совершенствование технологии и оборудования пилигримовых станов для прокатки бесшовных труб: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.02.09 / Ур. гос. техн. ун-т – УПИ им. первого Президента России Б.Н. Ельцина. – Екатеринбург, 2012. – 42 с.
28. Раскатов Е.Ю. Исследование напряженно-деформированного состояния металла в очаге деформации при пилигримовой прокатке труб // Вестн. МГТУ им. Г.И. Носова. – 2012. – № 1. – С. 37–39.
29. Разработка и внедрение технологии производства бесшовных труб на ТПА с пилигримовым станом в валках новых калибровок / В.Я. Осадчий, А.В. Сафьянов, А.П. Бураков и др. // Сталь. – 2016. – № 2. – С. 38–42.
30. Ходерны Б., Хорек З. Стальные трубы, технология производства и применение. – М.: Металлургия, 1979. – 274 с.
31. Исследование напряженно-деформированного состояния в мгновенном очаге деформации с целью выбора рациональной калибровки валков пилигримовых станов / О.С. Лехов, Е.Ю. Раскатов, Д.А. Соловьев // Науч.-техн. вестн. Поволжья. – 2011. – № 6. – С. 196–199.
32. Применение переменных режимов деформации при горячей прокатке бесшовных труб / С.Л. Стасевский, Ю.Д. Угрюмов, В.Ф. Балакин и др. // Metallurg. и горноруд. пром-сть. – 2014. – № 6. – С. 52–59.
33. Теория и технология трубного производства / В.М. Друян, Ю.Г. Гуляев, С.А. Чукмасов. – Днепропетровск: Днепр-ВАЛ, 2001. – 544 с.
34. Коликов А.П., Самусев С.В. Машины и агрегаты трубного производства. – М.: МИСиС, 1998. – 536 с.
35. Потапов И.Н. Оборудование трубопрокатных цехов: учеб. пособие. – М.: МиСИС, 1989. – 118 с.
36. Тетерин П.К. Калибровка валков пилигримового стана // Сталь. – 1951. – № 3. – С. 244–252.
37. Горячая прокатка труб / Ф.А. Данилов, А.З. Глейберг, В.Г. Балакин. – М.: Металлургия, 1962. – С. 323.
38. Производство горячекатаных труб на современных пилигримовых установках / О.А. Пляцковский, П.Е. Осипенко, В.А. Ткаченко и др. – Ростов: Рост. книж. изд-во, 1971. – 203 с.
39. Чекмарев А.П., Ваткин Я.Л. Основы прокатки труб в круглых калибрах. – М.: Металлургиздат, 1962. – 222 с.

40. Грюнер П. Калибровка инструмента для производства бесшовных труб. – М.: Металлургиздат, 1968. – 176 с.
41. Матвеев Ю.М., Ваткин Я.Л. Калибровка инструмента трубных станов. – Изд. 2-е, доп. и переработ. – М.: Металлургия, 1970. – 480 с.
42. Оборудование цехов с пилигримовыми трубопрокатными установками / С.Н. Кожевников, А.В. Праздников, А.М. Иоффе и др. – М.: Металлургия, 1974. – 256 с.
43. Экономия металла при производстве труб нефтяного сортамента / А.А. Чернявский, В.В. Березовский, Ю.Д. Угрюмов. – М.: Металлургия, 1987. – 394 с.
44. Горячая прокатка и прессование труб / Ф.А. Данилов, А.З. Глейберг, В.Г. Балакин. – М.: Металлургия, 1972. – 576 с.
45. Способ калибровки валков пилигримовых станов для прокатки тонкостенных труб: пат. RU 2 243 045 С2 / А.В. Сафьянов, А.А. Федоров, В.В. Игнатъев, Л.И. Лапин, И.А. Романцов, С.В. Ненахов, С.А. Панов, В.А. Логовиков. – Опубл. 27.12.2004.
46. Бесшовные трубы / Я.Л. Ваткин, О.А. Пляцковский, Ю.И. Ващенко. – М.: Металлургиздат, 1963. – 182 с.
47. Зимовец В.Г., Кузнецов В.Ю. Совершенствование производства стальных труб. – М.: МИСИС, 1996. – 479 с.
48. Технология производства бесшовных труб. Калибровка инструмента трубопрокатных станов: учеб. пособие / А.Н. Зеленцов, А.Д. Шейх-Али, В.А. Рымов. – М.: МИСиС, 1987. – 127 с.
49. Матвеев, Б.Н. Классификация процессов продольной (шаговой) прокатки // Изв. высш. учеб. заведений. Сер. Черная металлургия. – 1990. – № 3. – С. 59–61.
50. Виробництво труб холодною деформацією: навч. посібник / В.Ф. Балакін, І.А. Соловійова, В.Р. Кучеренко та інші. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2015. – Ч. I. – 58 с.
51. Дегтярьов В.С., Фролов Я.В. Тримірне моделювання параметрів холодної пильгерної прокатки // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: темат. зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – С. 59–64.
52. Новый метод построения поперечного профиля рабочей части ручья калибров станов ХПТ / В.С. Дехтярев, Я.В. Фролов, А.С. Бобух // Теория и практика металлургии. – 2009. – № 5–6. – С. 64–66.
53. Развитие метода построения калибровки станов холодной прокатки труб / В.С. Дехтярев, Я.В. Фролов, А.С. Бобух // Обработка материалов давлением. – 2011. – № 3 (28). – С. 253–257.
54. Холодная пильгерная прокатка труб / В.Ф. Фролов В.Н. Данченко, Я.В. Фролов. – Днепропетровск: Пороги, 2005. – 255 с.
55. Фролов, Я.В. О влиянии параметров настройки инструмента на режим деформации при прокатке на станах ХПТ // Удосконалення процесів і обладнання обробки металів тиском в металургії і машинобудуванні: темат. сб. – Краматорск, 2002. – С. 333–334.
56. Технологічні параметри процесу холодної пильгерної прокатки труб із застосуванням комп'ютерної системи «ХПТ-експертиза» / В.У. Григоренко, О.С. Нагній, Г.О. Хавкін та інші. // Нові матеріали і технології в металургії та машинобудуванні. – 2009. – № 1. – С. 69–71.
57. Григоренко В.У., Нагній О.С. Режим деформирования рабочего конуса на станах холодной периодической прокатки труб с учетом упругих деформаций деталей клетки // Системні технології. – 2005. – № 5 (40). – С. 75–81.

58. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Развитие методов расчета параметров процесса холодной пильгерной прокатки труб и калибровки инструмента // Пластическая деформация металлов: сб. науч. тр. – Днепропетровск: НМетАУ, 2014. – Т. 1. – С. 113–117.
59. Коваль Г.И. Основы нового способа шаговой прокатки // Вестн. ЮУрГУ. Сер. Metallургия. – 2005. – № 10 (50). – С. 72–46.
60. Об использовании калибровок инструментов станов ХПТ с использованием оправок с криволинейной образующей профиля / С.В. Пилипенко, В.У. Григоренко, С.П. Живцов // Сталь. – 2015. – № 6. – С. 45–47.
61. Текстульные характеристики опытной партии твэльных труб из сплава КТЦ-110 / В.М. Ажажа, Г.П. Ковтун, Д.Г. Малыхин и др. // Вопросы атомной науки и техники. – 2000. – № 2. – С. 86–93.
62. Технология изготовления изделий из циркониевых сплавов для атомной энергетики и некоторые свойства сплавов циркония / В.М. Ажажа, В.С. Вахрушева, Т.А. Дергач и др. – Харьков, 2002. – 67 с.
63. Компьютерное моделирование процесса холодной прокатки циркониевых труб-оболочек ТВЕЛ / Г.В. Вольфович, В.Я. Замощиков, А.В. Подлозный и др. // Вопросы атом. науки и техники. – 2015. – № 3. – С. 89–91.
64. Propagation of surface defects at cold pilger rolling of tubes and pipes / I. Frolov, M. Schaper, O. Grydin et al. // Metallurgical and Mining Industry. – 2018. – № 9. – P. 72–79.
65. Propagation of circumferential and longitudinal cracks in straight pipes and pipe bends / H.D. Schulze, G. Togler, E. Bodmann // Nuclear engineering and design. – 1980. – № 58. – P. 19–31.
66. Krishna, A.Y.V. Complexity of pilgering in nuclear applications // Journal of Engineering Research and Applications. – 2014. – Vol. 4. – № 11. – P. 41–46.
67. The heat conditions of the cold pilger rolling / I. Frolov, I. Mamuzić, V.N. Danchenko // Metalurgija. Sisak then Zagreb. – 2006. – № 45 (3). – P. 179–184.
68. Розвиток методу розрахунку параметрів процесу холодної пильгерної прокатки труб і калібровки інструмента / В.У. Григоренко, С.В. Пилипенко, А.П. Головченко. – Днепропетровск: Пороги, 2015. – 120 с.
69. Яковлева К.Ю. Использование системы варьируемых коэффициентов при расчете калибровки технологического инструмента станов холодной прокатки труб // Вестн. ЮУрГУ. Сер. Metallургия. – 2012. – № 39 (298). – С. 160–162.
70. Розов Н.В. Холодная прокатка стальных труб. – М.: Metallургия, 1977. – 184 с.
71. Швейкин В.В. Технология холодной прокатки и редуцирования труб: учеб. пособие. – Свердловск: Изд-во УПИ им. С.М. Кирова, 1983. – 100 с.
72. Коваль Г.И., Фоменко В.В. Геометрические параметры мгновенного очага деформации при полосовой шаговой прокатке обратным ходом // Вестн. ЮУрГУ. Сер. Metallургия. – 2009. – № 14 (147). – С. 9–29.
73. Simulation of Cold Pilgering Process by a Generalized Plane Strain FEM / M. Harada, A. Honda, S. Toyoshima // Journal of ASTM International. – 2005. – Vol. 2, iss. 3. – P. 233–247.
74. Расчеты калибровки и усилий в станах холодной прокатки труб с применением ЭВМ: учеб. пособие / В.У. Григоренко, П.Л. Клименко, М.И. Ханин. – Днепропетровск: НМетАУ, 2000. – 22 с.
75. Хаустов Г.И. Исследование точности прокатки холоднокатаных труб: автореф. дис. ... канд. тех. наук : 324. – Днепропетровск, 1971. – 20 с.

76. Сокурченко В.П., Маркевич И.В. Экспериментальное исследование и математическая модель изменения поперечной разностенности в процессе холодной прокатки труб высокой точности // *Мат. моделирование*. – 2017. – № 1 (36). – С. 32–36.
77. Орлов Г.А. Элементы теории холодной прокатки труб: учеб. пособие. – Екатеринбург: УГТУ–УПИ, 2004. – 66 с.
78. Производство труб из цветных металлов. Сопротивление деформации и пластичность / Ю.Ф. Шевакин, А.М. Рытников, Ф.С. Сейдалиев. – М.: Металлургиздат, 1963. – 355 с.
79. Совершенствование процесса периодической прокатки труб / М.В. Попов, С.В. Атанасов, Ю.М. Беликов. – Днепропетровск: Дива, 2008. – 192 с.
80. Некоторые вопросы определения оптимальной формы ручья калибров при холодной прокатке труб / Ю.Ф. Шевакин, И.Д. Селифонов, В.А. Цирульников и др. // *Интенсификация процессов производства труб: сб. науч. тр. / под ред. Ю.Ф. Шевакина*. – М., 1972. – Т. 2. – С. 107–119.
81. Столетний М.Ф., Клемперт Е.Д. Точность труб. – М.: Металлургия, 1975. – 240 с.
82. Гелеи Ш. Расчет усилий и энергии при пластической деформации металлов. – М.: Металлургиздат, 1958. – 420 с.
83. Виробництво труб холодною деформацією / В.Ф. Балакін, І.А. Соловйова, В.Р. Кучеренко та інші. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2016. – Ч. 2. – 36 с.
84. Чечулин Ю.Б., Кондратов А.А. Холодная прокатка труб. – М.: Металлургиздат, 2017. – 332 с.
85. Пилипенко С.В., Штемпель О.П. Методы оптимизации величины осевых сил в стане ХПТ // *Научные исследования и разработки: новое и актуальное: материалы X Междунар. науч.-практ. конф.: в 2 ч. / Ростов-на-Дону (26 мая 2021 г.)*. – Ростов на/Д: Изд-во Юж. ун-та ИУБиП, 2021. – Ч. 1. – С. 426–430.
86. Пилипенко С.В., Штемпель О.П. Оптимизация параметров калибровки холоднопрокатного инструмента для прокатки труб, используемых в гидравлических системах машин и механизмов // *Новые технологии и материалы, автоматизация производства: сб. ст.* – Брест: Изд-во БрГТУ, 2021. – С. 218–221.
87. Оптимизация распределения величины обжатия по диаметру трубы вдоль конуса деформации стана ХПТ / С.В. Пилипенко, Т.В. Вигерина, О.П. Штемпель // *Мировые научные исследования современности: возможности и перспективы развития: материалы XVI Междунар. науч.-практ. конф.: в 2 ч. / Ростов-на-Дону (31 марта 2022 г.)*. – Ставрополь: ПАРАГРАФ, 2022. – Ч. 2. – С. 494–497.
88. Коробочкин И.Ю. Некоторые вопросы калибровки инструмента станов холодной периодической прокатки труб // *Проблеми і перспективи одержання конкурентоздатної продукції в гірничо-металургійному комплексі України: тематич. зб. наук. праць*. – Дніпропетровськ: НМетАУ, 2001. – С. 515–528.
89. Геометрия прокатного инструмента и алгоритмы его расчета для станов холодной прокатки труб // *Совершенствование производства стали, труб и железнодорожных колес / В.Ф. Балакин, В.Р. Кучеренко, И.А. Соловьева и др.; под ред. А.Г. Величко*. – Днепропетровск: Экономика, 2015. – С. 434–450.
90. Иванов А.В., Чередниченко А.В. Численное исследование процесса холодной прокатки труб на станах ХПТ // *Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана*. – 2014. – № 8. – С. 9–29.
91. Технология и оборудование производства труб на станах ХПТ: учеб. пособие / О.В. Соколова, А.А. Восканьянц, Т.Ю. Комкова; под ред. А.П. Молчанова. – М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. – 40 с.

92. Производство труб: учеб. пособие / Ю.Ф. Шевакин, А.П. Коликов, Ю.Н. Райков. – М.: Интермет Инжиниринг, 2005. – 268 с.
93. Шевакин Ю.Ф., Сейдалиев Ю.Ф. Станы холодной прокатки труб. – М.: Металлургия, 1966. – 212 с.
94. Направление развития пластических деформаций при холодной прокатке труб / В.Г. Миронов, Б.Я. Митберг, В.В. Мальцев // Наука и образование. МГТУ им. Н.Э. Баумана. – 2018. – № 7. – С. 26–33.
95. Холодная прокатка труб / В.А. Станкевич, А.П. Усенко, А.А. Павлов. – М.: Металлургия, 1982. – 256 с.
96. Propagation of surface defects at cold pilger rolling of tubes and pipes / I. Frolov, M. Schaper, O. Grydin et al. // Metallurgical and Mining Industry. – 2016. – № 9. – С. 72–79.
97. Influence of surface roughness of stainless steel on microbial adhesion and corrosion resistance / Hilbert, Lisbeth R, Dorthe Bagge-Ravn, John Kold et al. / International Biodeterioration & Biodegradation. – 2003. – V. 52. – Iss. 3. – P. 175–185.
98. Work hardening during alternating load directions of 316L SS / Y. Azizoğlu, M. Gärdback, A. Yamanaka et al. // 17th International Conference on Metal Forming, Metal Forming 2018, 16–19 September 2018, Toyohashi, Japan. – P. 1777–1784.
99. Proposal of a numerical model using the finite element analysis of pilger rolling for improvement of computation precision and efficiency / T. Muraoka, T. Kuboki, S. Kajikawa et al. // International Conference on the Technology of Plasticity, ICTP 2017, 17–22 September 2017, Cambridge, United Kingdom. – P. 2364–2369.
100. Finite element modeling of tube deformation during cold pilgering / Y. Azizoğlu, M. Gärdback, B.t Sjöberg et al. // NUMIFORM 2016 : The 12th International Conference on Numerical Methods in Industrial Forming Processes. MATEC Web Conf, 24 October 2016. – V. 80. – P. 1–8.
101. Accelerated 3D FEM computation of the mechanical history of the metal deformation in cold pilgering of tubes / B. Lodej, K. Niang, P. Montmitonnet et al. // Journal of Materials Processing Technology. – 2006. – V. 177. – I. № 1–3 – P. 188–191.
102. A fully 3D finite element simulation of cold pilgering / S. Mulot, A. Hacquin, P. Montmitonnet et al. // Journal of Materials Processing Technology. – V. 60. – I. № 1–4. – P. 505–512.
103. Finite element modeling of tube deformation during cold pilgering / Y. Azizoğlu, M. Gärdback, B.t Sjöberg et al. // COMPLAS XIII : proceedings of the XIII International Conference on Computational Plasticity: «Fundamentals and Applications», 1–3 September, 2015. CIMNE ed. Barcelona: CIMNE. – P. 716–726.
104. Cold pilgering of duplex steel tubes: The response of austenite and ferrite to excessive cold deformation up to high strains / K.S. Raggar, S. Primig, R. Daniel et al. // Materials Characterization. – 2017. – V, № 128. – P. 257–268.
105. Force Analysis during cold pilgering process for Zircaloy tube by both experiments and 3D FE simulation / C. Zhenga, H. Songac, S. Dengac et al. // Procedia Engineering. – 2017. – V, № 207. – P. 2346–2351.
106. Рогов М.Б. Новая методика определения величины и характера смещения металла при холодной прокатке труб // Производство труб: сб. ст. – М.: Металлургиздат, 1965. – № 5. – С. 105–112.
107. Орро П.И., Осада Я.Е. Производство стальных тонкостенных труб. – М.: Харьков: Металлургиздат, 1951. – 416 с.
108. Пилипенко С.В. Метод расчета обжатий по толщине стенки вдоль конуса деформации станов холодной пильгерной прокатки труб [Электронный ресурс] //

Metaljournal. – 2015. – URL: <http://www.metaljournal.com.ua/calculation-method-of-thickness-reduction-value-along-the-cone-of-deformation-of-cold-pilger-pipe-rolling-mills/> (дата обращения: 12.04.2021).

109. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Влияние параметров процесса холодной пильгерной прокатки на распределение деформационных параметров между прямым и обратным ходами клетки // Надежность и безопасность магистрального трубопроводного транспорта: материалы IX Междунар. науч.-техн. конф. – Новополюцк, 2018. – С. 95–96.

110. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Влияние параметров процесса ХПТ на распределение обжатия по толщине стенки между прямым и обратным ходами клетки // Машини і пластична деформація металу: матеріали V Междунар. науч.-техн. конф. – Кам'янське, 2019. – С. 95.

111. Пилипенко С.В. Метод расчета величины обжатий по толщине стенки вдоль конуса деформации станов холодной пильгерной прокатки труб // Журн. инженер. наук. – 2015. – № 3. – С. В25–В29.

112. Разработка теоретических основ и экспериментальное исследование механизма непрерывной подачи и поворота заготовки стана ХПТ. Отчет ВНИТИ / Е.А. Близнюк, А.П. Горюн, М.В. Балабасов и др. – Днепропетровск, 1985. – 223 с.

113. Пилипенко С.В. Исследование влияния параметров процесса ХПТ на распределение обжатия толщины стенки трубы между прямым и обратным ходами клетки // Magnitogorsk Rolling Practice: материалы IV науч.-практ. конф. – Магнитогорск, 2019. – С. 95–97.

114. Половко А.М., Бутусов П.Н. Методы и компьютерные технологии их реализации. – СПб.: БХВ-Петербург, 2014. – 320 с.

115. Исмоилова М.Н., Имомова Ш.М. Интерполяция функции // Вестн. науки и образования. – 2020. – № 3-3 (81). – С. 5–8.

116. Курилин А.В. Обработка и интерполяция числовых данных в Mathcad // Образование – путь к успеху: материалы науч. тр. Всерос. науч.-практ. конф. / под общ. ред. Е.В. Плужника, Т.В. Яблоновской. – М., 2018. – С. 79–82.

117. Киреев В.И., Пантелеев А.В. Численные методы в примерах и задачах: учеб. пособие. – М.: Высш. шк., 2004. – 480 с.

118. Макаров Е.Г. Mathcad: учеб. курс. – СПб.: Питер, 2009. – 384 с.

119. Данилов А.М., Гарькина И.А. Интерполяция, аппроксимация, оптимизация: анализ и синтез сложных систем. – Пенза: ПГУАС, 2014. – 168 с.

120. Дашкина А.Р., Бобылев Ю.Ю. Интерполяция и предсказание функций в Mathcad // Kazakhstan Science Journal. – 2020. – Т. 3, № 1 – С. 13–24.

121. A deformation mode in a cold rolling condition to provide the necessary texture of the Ti-3Al-2.5V alloy / S.V. Pilipenko, V.U. Grigorenko, V.A. Kozechko et al. // Naukovyi Visnyk Natsionalnoho Hirnychoho Universytetu. – 2021. – № 1. – P. 078 – 083.

122. Теорія, технологія та проектування процесів виробництва холоднодеформованих труб / В.Ф. Балакін, С.В. Пилипенко, І.А. Соловйова. – Дніпро: НМетАУ, 2018. – Ч. II. – 33 с.

123. Теорія, технологія та проектування процесів виробництва холоднодеформованих труб / В.Ф. Балакін, С.В. Пилипенко, І.А. Соловйова. – Дніпро: НМетАУ, 2020. – Ч. III. – 34 с.

124. Теорія, технологія та проектування процесів виробництва холоднодеформованих труб / В.Ф. Балакін, С.В. Пилипенко, І.А. Соловйова. – Дніпро: НМетАУ, 2020. – Ч. IV. – 34 с.

125. Совершенствование технологии производства холоднодеформированных труб с использованием математического моделирования процессов / В.И. Чурбанов,

К.Ю. Панова, А.В. Выдрин // Вестн. ЮУрГУ. Сер. Metallургия. – 2011. – № 36 (253). – С. 87–89.

126. Finite element simulation of cold-rolling process of shaped steel tube for driving shaft / M.-R. Shuai, S.-B. Liu, C.-M. Gao et al. // J. Iron Steel Res. Int. – 2010. – № 17. – С. 25–29.

127. Synchronization of auxiliary mechanisms and main electric drive of the pipe cold-rolling mill / V. Ostrouhov, D. Sychev, M. Grigorev // Machines. – 2020. – № 8. – С. 1–14.

128. Орлов Г.А. Холодная прокатка и волочение труб: учеб. пособие. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 188 с.

129. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Развитие метода расчета параметров процесса холодной пильгерной прокатки труб // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – Краматорск, 2010 – С. 214–217.

130. Експериментальні дослідження вісьових сил при холодній роликівій прокатці / В.У. Григоренко, І.В. Маркевич, С.В. Пилипенко // Системные технологии. – 2011. – № 5 (76). – С. 140–144.

131. Развитие метода расчета параметров процесса холодной прокатки труб на станах ХПТ с использованием линий Безье / С.В. Пилипенко, В.У. Григоренко, И.В. Маркевич // Теория и практика металлургии. – 2012. – № 3. – С. 28–30.

132. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Расчет оптимального соотношения радиусов калибра и вала станов холодной прокатки труб // Сталь. – 2012. – № 8. – С. 37–39.

133. Пилипенко С.В. Развитие метода расчета рационального соотношения величин принудительного и естественного катающего радиуса калибра станов холодной прокатки труб // Обработка материалов давлением: сб. науч. тр. – № 4 (37). – Краматорск, 2013 – С. 165–167.

134. Пилипенко С.В. Минимизация величины осевых усилий на станах ХПТ // Вісн. Націон. техн. ун-ту. Харків. політехн. ін-т. Сер. Нові рішення в сучасних технологіях. – 2017. – № 53. – С. 5–10.

135. Курмачев Ю.Ф. Проектирование и расчет зоны редуцирования калибра стана холодной прокатки труб из алюминиевых сплавов // Вестн. МГТУ им. Г.И. Носова. – 2015. – № 3. – С. 52–54.

136. Кофф З.А. Холодная прокатка труб. – Свердловск: Metallургиздат, 1951. – 300 с.

137. Баканов В.М., Бушев А.В. Методика расчета периодической (шаговой) прокатки // Цвет. металлы. – 1996. – № 11. – С. 52–55.

138. Виноградов А.Г. Трубное производство. – М.: Metallургия, 1981. – 344 с.

139. Simulation of Cold Pilgering Process by a Generalized Plane Strain FEM / M. Harada, A. Honda, S. Toyoshima // Journal of ASTM International. – 2005. – Vol. 2. – P. 233–247.

140. Вердеревский В.А. Роликовые станы холодной прокатки труб. – М.: Metallургия, 1992. – 236 с.

141. Король Р.Н. Особенности основных технологических и конструктивных параметров стационарной клетки стана ХПТР для обеспечения непринудительного процесса холодного редуцирования труб // Вісн. Донбас. держ. машинобудів. акад. – 2019. – № 2 (46). – С. 59–63.

142. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Анализ и развитие метода расчета калибровки рабочей планки станов ХПТР // Journal of engineering sciences. – 2017. – Vol. 4, Iss. 1. – С. B11–B16.

143. Стан холодной прокатки труб: пат. 2220795 РФ / В.А. Мироненко, И.А. Шубин, А.В. Есаков, М.А. Солдатов, Б.И. Криворучко. – Оpubл. 10.01.2004.

144. Стан холодной прокатки труб: пат. 2385779 РФ / Н.С. Пеньков, А.В. Есаков, В.С. Зарудный, В.Н. Будкина; ОАО «Электростальский завод тяжелого машиностроения». – Оpubл. 01.04.2010.
145. Рабочая клетка стана холодной прокатки труб: пат. 2286219 РФ / Ю.Н. Райков, В.А. Мироненко, И.А. Шубин; ОАО «Институт Цветметобработка». – Оpubл. 27.10.2006.
146. Рабочая клетка стана холодной прокатки труб: пат. 2397033 РФ / Н.С. Пеньков, А.В. Есаков, В.С. Зарудный; ОАО «Электростальский завод тяжелого машиностроения». – Оpubл. 20.08.2010.
147. Рабочая клетка стана холодной прокатки труб: пат. 2384376 РФ / Н.С. Пеньков, А.В. Есаков, В.С. Зарудный; ОАО «Электростальский завод тяжелого машиностроения». – Оpubл. 20.03.2010.
148. Рабочая клетка стана холодной прокатки: пат. 2349400 РФ / В.А. Мироненко, Д.В. Орешин, Г.И. Гусева. – Оpubл. 20.03.2009.
149. Гоц А.Н. Кинематика и динамика кривошипно-шатунного механизма поршневых двигателей: учеб. пособие. – Владим. гос. ун-т. – Владимир: ВлГУ, 2005. – 124 с.
150. Исследование рычажных механизмов с помощью ПЕОМ: учеб. пособие / Ф.И. Златопольский, Г.Б. Филимонихин, В.В. Коваленко и др. – Кировоград: КОД, 1999. – 107 с.
151. Теория механизмов и машин: учеб. пособие / М.З. Коловский, А.Н. Евграфов, Ю.А. Семенов и др. – 2-е изд., испр. – М.: Академия, 2008. – 560 с.
152. Теория машин и механизмов : учеб. пособие / С.Г. Петров, Ю.Н. Лазарев, В.Е. Головкин и др. – СПб.: СПб.ГТУРП, 2010. – Ч. 1. – 70 с.
153. Носаль В.В. Новый способ холодной прокатки тонкостенных труб, его теория, исследование и внедрение: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 5.03.05. – М., ЦНИИТМАШ, 1958. – 18 с.
154. Орлов Г.А. Холодная прокатка и волочение труб: учеб. пособие. – Екатеринбург: УрФУ, 2011. – 188 с.
155. Трубопрокатные станы / В.А. Вердеревский, А.В. Глейберг, А.С. Никитин. – М.: Металлургия, 1983. – 253 с.
156. Современная геометрия: Методы и приложения / Б.А. Дубровин, С.П. Новиков, А.Т. Фоменко. – М.: Эдиториал УРСС; Добросвет, 2001. – Т. 2-3: Геометрия и топология многообразий. – 288 с.
157. Выгодский М.Я. Справочник по высшей математике. – М.: АСТ; Астрель, 2006. – 991 с.
158. Письменный Д.Т. Конспект лекций по высшей математике: Полный курс. – М.: Айрис-пресс, 2006. – 608 с.
159. Детали машин. Основы конструирования: учебник для вузов / Д.Н. Решетов, В.В. Гурин, В.М. Замятин и др. – Изд. 3-е. – Томск: ТПУ, 2010. – 427 с.
160. Кожевников С.Н. Теория механизмов и машин: учеб. пособие для студентов вузов. – Изд. 4-е. – М.: Машиностроение, 1973. – 592 с.
161. Артоболевский И.И. Теория механизмов и машин: учебник для вузов. – 4-е изд., перераб. и доп. – М.: Наука. Гл. ред. физ.-мат. лит., 1988. – 640 с.
162. Тарг С.М. Краткий курс теоретической механики: учебник для вузов. – 20-е изд. – М.: Высш. шк., 2010. – 416 с.
163. Основы теоретической механики / Н.А. Кильчевский, Н.И. Ремизова, Е.Н. Кильчевская. – М.: Наука, 1972; К.: Высш. шк., 1986. – 296 с.

164. Пилипенко С.В., Маркевич И.В. Метод расчета параметров настройки станов холодной пильгерной прокатки труб, в приводе которых используется рычажная система // Журн. инженер. наук. – 2014. – Т. 1, № 1. – С. В19–В25.
165. Пилипенко С.В., Маркевич И.В. Метод расчета параметров настройки рычажной системы станов ХПТР // Сталь. – 2015. – № 12. – С. 42–44.
166. Лагошина Е.В. Исследования осевых усилий в станах периодической холодной прокатки труб валкового типа (ХПТ) // Инновации и импортозамещение в трубной промышленности (Трубы–2016): тр. XXII Междунар. науч.-практ. конф. / под ред. И.Ю. Пышминцева. – 2016. – С. 10–13.
167. Зубчато-реечный привод валка стана периодической прокатки труб: пат. 2187888 РФ. – Оpubл. 27.05.2013.
168. Способ холодной периодической прокатки труб: пат. 2187888 РФ. – Оpubл. 20.12.2011.
169. Рабочая линия холодно-пильгерного стана [Электронный ресурс]. – URL: <https://edrid.ru/rid/216.013.20f2.html>.
170. Привод валков стана холодной прокатки труб [Электронный ресурс]. – URL: <https://patents.su/3-554898-privod-valkov-stana-kholodnoj-prokatki-trub.html>.
171. Аналіз механізмів зниження вісьових сил на станах ХПТ / В.М. Данченко, В.Т. Вишинський, А.В. Сьомічев та інш. // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2007. – № 1. – С. 46–49.
172. Рабочая линия холодно-пильгерного стана [Электронный ресурс]. – URL: <https://edrid.ru/rid/216.013.20f2.html>.
173. Король Р.Н. Интенсификация производства холоднокатаных труб на станах ХПТ за счет разработки универсального распределительного подающе-поворотного механизма // Вісн. Донбас. держ. машинобудів. акад. – 2010. – № 1 (18). – С. 142–145.
174. Кекух С.Н. Разработка и внедрение рациональных режимов деформации и параметров калибровки для производства труб из нержавеющей сталей и сплавов с улучшенным качеством поверхности на станах холодной прокатки: автореф. дис. ... канд. тех. наук: 05.16.05. – Днепропетровск, 1996. – 22 с.
175. Исследование профиля поперечного сечения ручья калибров стана ХПТ / С.Н. Кекух, И.Ю. Коробочкин, И.М. Обух-Швец // Теоретические проблемы прокатного производства: материалы III Всесоюз. науч.-практ. конф. – Днепропетровск: ДМЕТИ, 1980. – С. 248–249.
176. Холодная прокатка стальных труб / М.Б. Биск, И.А. Грехов, В.Б. Славин. – Свердловск: Сред.-Урал. книж. изд-во, 1977. – 231 с.
177. Дегтярев В.С., Фролов Я.В. Трехмерное моделирование параметров холодной пильгерной прокатки // Усовершенствование процессов и оборудования обработки металлов давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. работ. – Краматорск, 2006. – С. 59–64.
178. Качество поверхности металла / А.Х. Строганов, А.Н. Черниченко, А.С. Дробышевский. – М.: Металлургия, 1985. – 234 с.
179. Разработка и исследование калибровок валков станов ХПТ при прокатке труб повышенной точности / В.Р. Кучеренко, Г.Д. Дуплий, Г.И. Хаустов и др. // Материалы 1-й Респ. конф. молодых ученых-металлургов. – Днепропетровск, 1969. – С. 54–55.
180. Сейдалиев Ф.С. Совершенствование калибровки рабочего инструмента станов холодной прокатки труб // Совершенствование процессов холодной прокатки волочения и брак труб из цветных металлов и сплавов: материалы Всесоюз. науч.-техн. семинара. – М., 1973. – С. 26–27.

181. Abe H. A New Fabrication Process for Zr-Lined Zircaloy-2 // *Tubing, ASTM Spec. Tech. Publ.* – 2000. – P. 425–459.
182. Azizoğlu Y. Modeling of Cold Pilgering of Tubes // *Lulee University of Technology. Graphic Production.* – 2017. – 98 p.
183. Strehlau O. Introducing cold pilger mill technology // *TPJ-The Tube & Pipe Journal.* – 2006. – № 17. – P. 32–33.
184. Кузнецов Д.Е. Анализ методов расчета ширины калибров станов ХПТ // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* – 2013. – № 5. – С. 50–51.
185. Пилипенко С.В. Гипотеза о характере искажения формы поперечного сечения ручья калибра в станах при безэмульсионной прокатке труб // *Цвет. металлургия.* – 2021. – Т. 27, № 2. – С. 49–55.
186. Петраков Ю.В., Пасечник В.А. Система автоматизированной подготовки производства для изготовления оснастки станов холодной прокатки труб // *Прогрессивные технологии и системы машиностроения: Междунар. сб. науч. работ.* – Донецк: ДонНТУ, 2007. – № 33. – С. 189–200.
187. Петраков Ю.В., Панькив К.М. Формирование геометрических моделей ручья калибров станов холодной прокатки труб // *Вестн. Нац. техн. ун-та Украины. Киев. политехн. ин-т. Сер. Машиностроение.* – 2009. – № 57. – С. 63–70.
188. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Новый подход к определению калибровки инструмента станов холодной прокатки труб // *Вестн. Донбас. гос. машиностр. акад.* – 2006. – № 1. – С. 77–79.
189. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Математическая модель процесса валковой холодной прокатки труб, основанная на исходном распределении ширины ручья по длине конуса раскатки и ее компьютерная реализация // *Усовершенствование процессов и оборудования обработки металлов давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. работ.* – Краматорск, 2007. – С. 445–449.
190. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Система автоматического расчета параметров процесса и проектирования инструмента станов холодной пильгерной валковой прокатки труб // *Систем. технологии.* – 2008. – № 3 (56). – С. 54–59.
191. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Исследование изменения разностенности холоднокатаных труб // *Сталь.* – 2009. – № 9. – С. 62–63.
192. Развитие способа холодной пилигримовой прокатки труб / В.Н. Данченко, Я.В. Фролов, В.Ф. Фролов // *Металлург. и горноруд. пром-сть.* – 2002. – № 8-9. – С. 389–398.
193. Accelerated 3D FEM computation of the mechanical history of the metal deformation in cold pilgering of tubes / Benoît Lodej, Kader Niang, Pierre Montmitonnet et al. // *Journal of Materials Processing Technology.* – July 2006. – Vol. 177, Iss. 1–3, 3. – P. 188–191.
194. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Развитие метода расчета параметров процесса холодной прокатки труб на станах ХПТ и ХПТР с использованием линий Безье при разработке продольного профиля рабочего конуса деформации // *Систем. технологии.* – 2011. – № 4 (75). – С. 35–40.
195. Чириков С.В. Алгоритмы компьютерной графики (методы растривания кривых): учеб. пособие. – СПб.: СПб. ГИТМО(ТУ), 2001. – 120 с.
196. Пилипенко С.В. Анализ влияния отдельных параметров калибровки ручья калибра стана холодной прокатки труб на распределение Q -фактора вдоль конуса деформации // *Вестн. Полоц. гос. ун-та. Сер. В, Пром-сть. Приклад. науки.* – 2020. – № 11 (42). – С. 22–28.
197. Пилипенко С.В. Гипотеза о характере искажения формы поперечного сечения ручья калибра в станах при безэмульсионной прокатке труб // *Изв. вузов. Цвет. металлургия.* – 2021. – Т. 27. – С. 49–55.

198. Пилипенко С.В., Григоренко В.У. Об изменении геометрических размеров поперечного сечения ручья калибров станов ХПТ под влиянием теплового расширения // Систем. технологии. – 2015. – № 5 (100). – С. 146–150.
199. Пилипенко С.В., Дудан А.В. Развитие метода расчета тепловыделений от пластической деформации при холодной пильгерной прокатки труб из титановых сплавов // Вестн. Полоц. гос. ун-та. Сер. В, Пром-сть. Приклад. науки. – 2018. – № 3. – С. 13–17.
200. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Об изменении геометрических размеров поперечного сечения ручья калибров станов ХПТ под влиянием теплового расширения // Науч. вестн. ДДМА. – 2010. – № 1 (6Е). – С. 37–42.
201. Пилипенко С.В. Об учете величины термического эффекта при расчете параметров процесса ХПТ // Стратегия качества в промышленности и образовании: сб. науч. тр. – Варна: ТУ-Варна, 2015 – С. 95–99.
202. Пилипенко С.В. Разработка алгоритма расчета калибровки инструмента станов ХПТ с учетом теплового расширения ручья калибров при безэмульсионной прокатке труб // Информационные технологии в промышленности, логистике и социальной сфере (ИТ*2021): тезисы докл. XI Междунар. науч.-техн. конф. / г. Минск (26–27 мая 2021 г.). – Минск: ОИПИ НАН Беларуси, 2021. – С. 127–130.
203. Григоренко В.У., Нагний А.С. Экспериментальное исследование деформации при холодной пильгерной прокатке труб // Систем. технологии. – 2007. – № 2. – С. 41–43.
204. Журавлев Г.М., Дао Тиен Той. Расчет температурного поля в зоне пластической деформации // Изв. ТулГУ. Техн. науки. Сталь. – 2012. – № 2. – С. 221–227.
205. Смирнов В.С. Теория обработки металлов давлением. – М.: Metallurgia, 1973. – 796 с.
206. Томленов А.Д. Теория деформирования металлов. – М.: Metallurgia, 1972. – 402 с.
207. Колмогоров В.Л. Напряжения, деформации, разрушение. – М.: Metallurgia, 1970. – 229 с.
208. Механика пластических деформаций при обработке металлов / Э. Томсен, Ч. Янг, Ш. Кобаяши. – М.: Машиностроение, 1969. – 504 с.
209. Онищенко И.И. Механика сплошной среды. Теория пластичности. – Киев: Политех, 1996. – 274 с.
210. Яловой Н.И. Тепловые процессы при обработке металлов и сплавов давлением. – М.: Высш. шк., 1973. – 631 с.
211. Пилипенко С.В. Анализ влияния технологических факторов процесса холодной прокатки труб на изменение распределения Q -фактора вдоль конуса деформации // Изв. вузов. Цв. металлургия. – 2019. – № 3. – С. 30–35.
212. Abe H., Furugen M. Method of Evaluating Workability in Cold Pilgering of Zirconium Alloy Tube // Materials Transactions. – 2010. – Vol. 51, № 7. – P. 1200–1205.
213. Classification, properties and application of titanium and its alloys / D. Gospodinov, N. Ferdinandov, S. Dimitrov // Proceedings of University of Ruse. – 2016. – Vol. 55, № 2. – P. 27–32.
214. Phase Transformations in Ti-15Mo Investigated by in situ Electrical Resistance / P. Zhanal, P. Narcuba, J. Šmilauerová et al. // Acta Physica Polonica. – 2015. – № 128 (4). – P. 779–783.
215. Karpov V., Nosko O. The effect of hydrogen on the properties of polymorphic metals during thermal cycling near the polymorphism temperature // Theory and practice of metallurgy. – 2018. – № 11. – P. 62–70.

216. Murty K.L., Charit I. Texture development and anisotropic deformation of zircalloys // *Progress in Nuclear Energy*. – 2006. – V. 48. – P. 325–359.
217. Корнилов И.И. Титан. Источники, состав, свойства, металлхимия и применение. – М.: Наука, 1975. – 310 с.
218. Abe H., Furugen M. Method of evaluating workability in cold pilgering // *Journal of Materials Processing Technology*. – 2012. – Vol. 212, № 8. – P. 1687–1693.
219. Furugen M., Hayashi C. Application of the theory of plasticity of the cold pilgering of tubes // *Journal of Mechanical Working Technology*. – 1984. – № 10. – P. 273–286.
220. Propagation of circumferential and longitudinal cracks in straight pipes and pipe bends / H.D. Schulze, G. Togler, E. Bodmann // *Nuclear engineering and design*. – 1980. – № 58. – P. 19–31.
221. Определение технологической возможности изготовления нового вида бесшовных труб трех из титанового сплава Ti-3Al-2.5V / Я.И. Космацкий, Е.А. Филяева, Н.В. Фокин и др. // *Качество в обработке материалов*. – 2016. – № 2 (6). – С. 15–22.
222. *Titanium Alloys* / R. Boyer, G. Welsch, E.W. Collings. – USA: ASM International, 1994. – 1169 p.
223. Forney C.E., Schemel H.S. Ti 3Al 2,5V seamless tubing engineering guide. – Washington: Sandvik Special Metals Corp, 1987. – 115 p.
224. Forney C.E., Meredith S.E. Ti 3Al 2,5V seamless tubing engineering guide. – Washington: Sandvik Special Metals Corp, 1990. – 144 p.
225. Balakin V.F., Pilipenko I Influence of the parameters of the process of the cold pilger tube rolling on the Q -factor distribution along the cone of deformation // *Itatube-journal*. – 2016. – № 1. – С. 94–97.
226. Нагний А.С. Развитие метода определения параметров процесса холодной пильгерной прокатки труб с учетом «пружины клетки» и особенностей обратного хода // Удосконалення процесів і обладнання обробки металів тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. праць. – Краматорськ, 2007. – С. 458–463.
227. Экспериментальное исследование поперечной разностенности труб при ведении процесса холодной пильгерной прокатки труб с различными сочетаниями выполнения подачи и поворота / А.П. Головченко, В.У. Григоренко, С.В. Пилипенко / Удосконалення процесів і обладнання обробки металів тиском в металургії і машинобудуванні: зб. наук. праць. – Краматорськ, 2011. – С. 175–178.
228. Экспериментальное исследование влияния эллипсной и круглой с выпуклостями по радиусу форм поперечного сечения ручья калибра стана ХПТ на поперечную разностенность труб / С.В. Пилипенко, В.У. Григоренко, И.В. Маркевич и др. // *Вісн. Сум. держ. ун-ту*. – 2011. – № 4. – С. 158–164.
229. Дехтярьов В.С., Фролов Я.В. Тримірне моделювання параметрів холодної пильгерної прокатки // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском у металургії і машинобудуванні: тематич. зб. наук. праць. – Краматорськ: ДДМА, 2006. – С. 59–64.
230. Томило В.А., Пилипенко С.В. Обеспечение необходимого типа микроструктуры металла титановых и циркониевых труб // *Литье и металлургия*. – 2022. – № 1. – С. 106–112.
231. Распределительно-подающий механизм стана ХПТ: пат. 831239 СССР МПК / Н.Н. Король, Э.Г. Саяльник, Ю.М. Бяликов, Г.И. Хаустов.
232. Розподільний подавально-поворотний механізм стана холодної прокатки труб : пат. 21826 Україна. / Г.М. Смолянов, О.С. Журба, Ю.В. Півник, В.І. Григорченко, Н.Н. Король [та інш.].

233. Кузнецов Е.Д. Развитие теории и практики производства прецизионных стальных труб // Развитие теории процессов производства труб: сб. науч. тр. / под ред. В.Н. Данченко. – Днепропетровск: Систем. технологии. 2005. – С. 232–257.
234. Усовершенствование способа прокатки на станах ХПТ с подачей и поворотом труб-заготовок в обоих крайних положениях клетки / Ю.М. Беликов, А.А. Терещенко, А.П. Головченко и др. // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2007. – № 4. – С. 57–59.
235. Влияние особенностей поворотно-подающих механизмов станов ХПТ на стабильность геометрических параметров труб / В.Т. Вышинский, С.Р. Рахманов, В.Г. Воронько и др. // Металлург. и горноруд. пром-сть. – 2010. – № 4. – С. 58–62.
236. Вышинский В.Т., Рахманов С.Р. К вопросу модернизации привода рабочей клетки стана ХПТ // Теория и практика металлургии. – 2013. – № 1-2. – С. 27–32.
237. Исследование влияния способа подачи и поворота заготовки при холодной пильгерной прокатке на станах ХПТ / А.П. Головченко, Ю.М. Беликов, С.В. Пилипенко / Обработка материалов давлением. – Краматорск, 2012. – С. 209–211.
238. Томило В.А., Пилипенко С.В. Обеспечение необходимого типа микроструктуры металла титановых и циркониевых труб // Литье и металлургия. – 2022. – №1. – С. 106–112.
239. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Математическая модель процесса валковой холодной прокатки труб, основанная на исходном распределении ширины ручья по длине конуса раскатки и ее компьютерная реализация // Усовершенствование процессов и оборудования обработки металлов давлением в металлургии и машиностроении: сб. науч. работ. – Краматорск, 2007. – С. 445–449.
240. Григоренко В.У., Пилипенко С.В. Новый подход к определению калибровки инструмента станов холодной прокатки труб // Вестн. Донбас. гос. машиностр. акад. – 2006. – № 1. – С. 77–79.
241. Металловедение / О.М. Бялик, В.С. Черненко, В.М. Писаренко и др. – Киев: Политехника, 2002. – 284 с.
242. Стальные трубы: изготовление, применение, сортамент / Ю.Г. Гуляев, В.М. Друян, Е.И. Шифрин. – Днепропетровск: Днепр-Вал, 2002. – 350 с.
243. Сокуренок В.П. Проблемы гармонизации отечественных стандартов с международными стандартами на трубы и методы их испытаний [Электронный ресурс] // ООО «Днепр-ГП». – 2008. – URL: <http://www.dnepr-gl.com.ua/st18.htm>.
244. Холодная прокатка алюминиевых труб [Электронный ресурс] // Центральный металлический портал. Информационный портал. – URL: http://metallcheckiy-portal.ru/articles/cvetmet/xolodnaa_prokatka_aluminiumix_trub/2. (дата обращения: 11.12.2017).

Научное издание

ПИЛИПЕНКО Станислав Владимирович

**ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ОСНОВЫ
ХОЛОДНОЙ ПИЛЬГЕРНОЙ ПРОКАТКИ ТРУБ**

Редактор *Т. А. Дарьянова*
Дизайн обложки *М. С. Мухоморовой*

Подписано в печать 16.12.2022. Формат 60x84 1/16. Бумага офсетная.
Цифровая печать. Усл. печ. л. 16,71. Уч.-изд. л. 16,28. Тираж 50 экз. Заказ 726.

Издатель и полиграфическое исполнение –
учреждение образования «Полоцкий государственный университет
имени Евфросинии Полоцкой».

Свидетельство о государственной регистрации
издателя, изготовителя, распространителя печатных изданий
№ 1/305 от 22.04.2014, перерегистрация от 24.08.2022.

ЛП № 02330/278 от 27.05.2004.

Ул. Блохина, 29, 211440, г. Новополоцк.