

Численное исследование процесса холодной прокатки труб на станах ХПТ

08, август 2014

DOI: 10.7463/0814.0724421

Иванов А. В.^{1,a}, Чередниченко А. В.¹

УДК 621.774.36:539.381:51-74

¹Россия, МГТУ им. Баумана

^aavivanov1969@gmail.com

Работа посвящена трехмерному конечно-элементному моделированию процесса холодной пильгерной прокатки труб на стане ХПТ в программе конечно-элементного (КЭ) моделирования ANSYS/LS-DYNA. Процесс прокатки исследован с помощью КЭ-модели связанной задачи, при решении которой, наряду с механической, рассматривалась нестационарная тепловая задача. При моделировании учитывался разогрев заготовки от тепловыделения, вызванного работой пластической деформации. В результате моделирования определены в функции времени (за весь цикл прокатки) поля напряжений и деформаций в очаге деформации прокатываемой заготовки, температурные поля, а также энергетические параметры прокатки. Предложенная модель процесса может с успехом применяться для исследования напряженно-деформированного состояния материала в очаге деформации с целью обоснованного выбора оптимальных параметров режима деформации и технологических элементов для ведения процесса с минимальными ресурсо- и энергозатратами.

Ключевые слова: стан холодной прокатки труб ХПТ, напряженно-деформированное состояние НДС, моделирование, метод конечных элементов, элементы связанных полей, численный анализ

Введение

Процессы холодной пильгерной прокатки получили широкое распространение в производстве труб. Это связано с тем, что данные процессы характеризуются благоприятной, с точки зрения использования пластичности металла, схемой напряженного состояния, что позволяет достигать больших степеней деформаций без разрушения металла и осуществлять производство тонкостенных труб с большими коэффициентами вытяжки [1]. При этом геометрические показатели качества прокатанных труб максимально приближены к качеству труб, получаемых способами волочения, при существенном преимуществе в производительности и цикличности технологических операций. Более того, по-

требности в холоднодеформированных трубах из высоколегированных сталей, сплавов титана, циркония и других труднодеформируемых и плохо поддающихся волочению высокопрочных металлов, обладающих пониженной пластичностью, обуславливают тенденцию к увеличению производства таких труб способами валковой холодной и теплой пильгерной прокатки, которая характеризуется сложной кинематикой процесса и особым переменным профилем ручьев калибров.

Способ холодной пильгерной прокатки реализован на станах периодической холодной прокатки труб с клетями валкового (станы ХПТ) и роликового (станы ХПТР) типов (рис. 1) [1, 2]. В статье рассматривается моделирование прокатки на стане ХПТ, так как в общем случае, прокатка труб на станах ХПТ и ХПТР осуществляется одинаково.

На стане ХПТ (рис. 1) движение вдоль оси прокатки совершает рабочая (силовая) клеть 1 с установленными в ней двумя или тремя валками (калибрами) 2, имеющими ручки переменного сечения, величина которых меняется от радиуса заготовки до радиуса готовой трубы. При этом валки, двигаясь возвратно-поступательно с клетью, приводимой в движение кривошипно-ползунным механизмом, получают еще и возвратно-вращательное движение вокруг своих осей вследствие зацепления ведущих шестерен 4, установленных на шейках валков, с неподвижными зубчатыми рейками станины 5, по направляющим которой движется рабочая клеть.

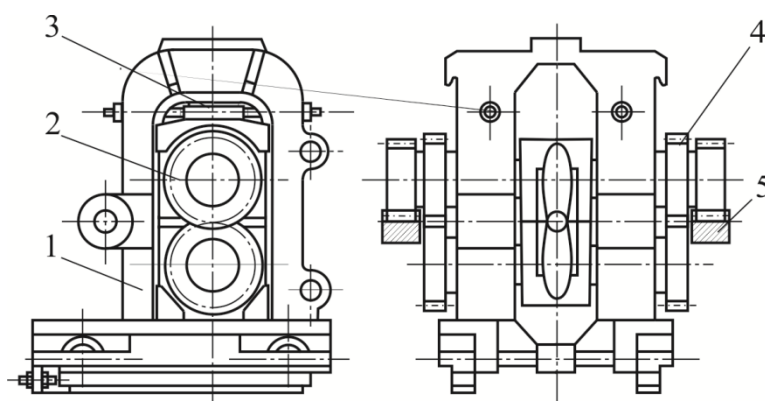


Рис. 1. Рабочая клеть стана ХПТ конструкции ОАО "ЭЗТМ" [2]:

1 – станина; 2 – валковая система; 3 – механизм установки валков; 4 – синхронизирующие шестерни привода валков; 5 – зубчатая рейка

На рис. 2 показана схема холодной прокатки труб на стане ХПТ в двух валках. Трубная заготовка 1 деформируется валками 2 с калибрами 3 на неподвижной конической или параболической оправке 4, закрепленной на стержне 5.

Перед началом прямого хода, т.е. движения валков в направлении прокатки из крайнего заднего положения I в крайнее переднее положение II, происходит осевое перемещение заготовки 1 вперед на величину подачи, которая определяет объем металла, деформируемого за один двойной ход валков. Помимо подачи, в одном или обоих крайних положениях осуществляется поворот заготовки на угол в пределах $10...90^\circ$ для обеспечения высокого качества трубы. Для беспрепятственной подачи и поворота заготовки рабочая часть ручья образует зев подачи 6 – окружность, по диаметру несколько большую, чем

диаметр прокатываемой заготовки. Когда валки вместе с клетью займут вновь крайнее переднее положение I, снова происходит подача заготовки, и цикл повторяется с частотой 20...250 двойных ходов в минуту в зависимости от типоразмера стана. За каждый цикл получают определенную длину готовой трубы 7 [2].

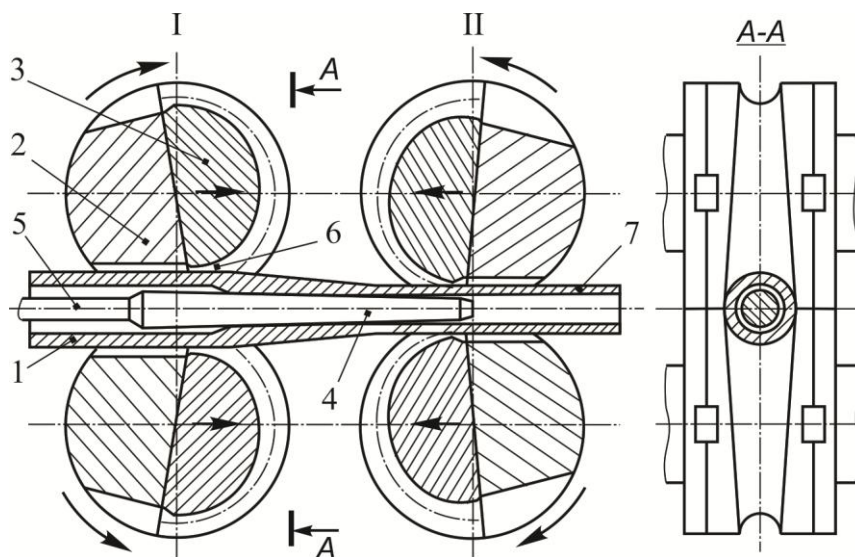


Рис. 2. Схема холодной прокатки труб на стане ХПТ [2]:
1 – трубная заготовка; 2 – валок; 3 – калибр; 4 – оправка; 5 – стержень оправки;
6 – зев подачи; 7 – готовая труба

Теоретические основы метода холодной прокатки на станах ХПТ разработаны достаточно полно, что дает возможность оценивать технологические и энергетические параметры процесса.

Как правило, традиционные методики решения подобных задач основаны на анализе упрощенных моделей процесса пластического деформирования металла [3, 4], практические возможности которых достаточно ограничены из-за принятых гипотез и допущений. В то же время решение практических вопросов технологии пильгерной прокатки требует более полной и достоверной информации о напряженно-деформированном состоянии (НДС) металла в очаге деформации и за его пределами по сравнению с той, что дают аналитические двумерные модели, расчета энергетических и силовых параметров прокатки и выявления особенностей кинематического взаимодействия валков с заготовкой, связанных с типами калибров и конструкциями станков. Переход к объемным задачам обработки металлов давлением (ОМД) с учетом реальных механических свойств металла возможен только на основе использования современных численных методов анализа.

Одним из самых распространенных в настоящее время методов численного решения трехмерных нелинейных задач механики деформируемого твердого тела является метод конечных элементов (МКЭ) [5]. Современные программные комплексы МКЭ-анализа, как правило, имеют в своем составе обширные библиотеки конечных элементов, предоставляют пользователю широкий выбор моделей материалов и обеспечивают возможность ис-

пользования различных итерационных "решателей" в зависимости от класса решаемых задач.

Анализ отечественной и зарубежной литературы [6–9] показал, что к задаче 3D-моделирования процесса холодной пильгерной прокатки исследователи испытывают повышенный интерес, в связи с чем проблеме численного исследования холодной прокатки труб на станах ХПТ посвящено значительное число работ. Это обусловлено тем, что, несмотря на кажущуюся простоту процесса, его моделирование сопровождается решением множества проблем, в первую очередь связанных с особенностями поведения КЭ-модели деформируемого металла при больших деформациях в валках с ручьями переменного профиля. В ряде случаев возможно появление существенного искажения элементов КЭ-сетки и, как следствие, потеря устойчивости решения. Помимо этого, необходимо разработать алгоритм решения связанной задачи для определения изменения температуры пластически деформируемой модели заготовки и инструмента при прокатке. Все это требует разработки сложных алгоритмов решения подобных задач [6], отработки решений на плоских моделях [7] и наличия специальных конечных элементов и настроек, позволяющих подавлять нежелательные эффекты и управлять ходом решения связанной задачи.

В работе представлены результаты МКЭ-моделирования процесса холодной прокатки трубы на стане ХПТ в среде программы КЭ-моделирования ANSYS 10.0, интегрированного с модулем расчета нелинейной динамики и высокоградиентных процессов LS-DYNA [10]. Опыт эксплуатации комплекса ANSYS с "решателем" LS-DYNA показал, что ANSYS/LS-DYNA позволяет успешно моделировать процессы ОМД, характерными для которых являются большие степени пластических деформаций, существенные геометрические нелинейности и нелинейности механических свойств, связанные задачи [11].

Описание задачи, исходные данные и основные допущения

Рассмотрим моделирование процесса холодной прокатки трубной заготовки диаметром 30 мм и толщиной стенки 3 мм до трубы диаметром 15 мм с толщиной стенки 1,5 мм в валках диаметром 200 мм с овальными калибрами на стане ХПТ. Частота возвратно-поступательного движения кассеты составляет 220 двойных ходов в минуту. Подача трубы величиной 6 мм и поворот трубы на 45° осуществляются в заднем крайнем положении (см. рис. 1, 2).

В качестве материала заготовки была выбрана сталь, поведение при деформировании которой можно описать билинейной изотропной упруго-пластической моделью [12] (рис. 3). Опыт применения модели изотропного упрочнения при МКЭ-анализе таких процессов, как продольная и поперечно-винтовая прокатка и обжатие на радиально-обжимной машине, подтвердил адекватность упруго-пластической модели при описании технологических процессов холодной ОМД [13].

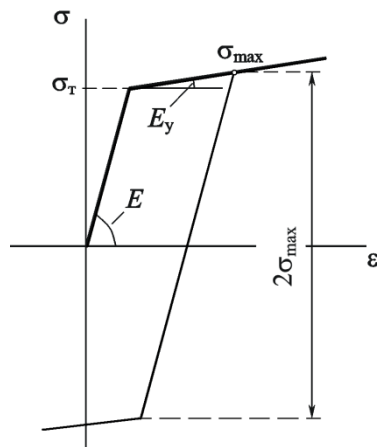


Рис. 3. Модель билинейного изотропного упрочнения материала заготовки: E – модуль упругости 1-го рода; E_y – модуль упрочнения; σ_T – предел текучести

В расчете были приняты следующие механические характеристики материала: плотность $\rho = 7850 \text{ кг/м}^3$; коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$; предел текучести $\sigma_T = 350 \text{ МПа}$; модуль упругости 1-го рода $E = 2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; модуль упрочнения $E_y = 700 \text{ МПа}$ (см. рис. 3).

При моделировании учитывался разогрев металла при пластической деформации.

Уравнение теплопроводности для движущейся сплошной среды представляет собой линейное дифференциальное уравнение в частных производных второго порядка [14] и записывается в виде

$$\frac{dT}{d\tau} = a \nabla^2 T + \mu \sigma \xi^p. \quad (1)$$

где T – температура произвольной материальной частицы объема, $^{\circ}\text{C}$; τ – время, с; a – коэффициент температуропроводности, $\text{м}^2/\text{с}$; ∇^2 – оператор Лапласа; σ – интенсивность напряжений; ξ – интенсивность скоростей конечных (пластических) деформаций.

При этом $a = \lambda \mu$; $\mu = 1/\rho C$,

где λ – коэффициент теплопроводности, $\text{Вт}/(\text{м} \cdot ^{\circ}\text{K})$; C – теплоемкость, $\text{Дж}/(\text{кг} \cdot ^{\circ}\text{K})$; ρ – плотность среды, $\text{кг}/\text{м}^3$. Произведение $\sigma \xi^p$ называется диссипативной функцией и характеризует скорость рассеяния энергии в единице объема.

В связи с тем, что напряжения и скорости деформаций заранее не известны, уравнение (1) не может решаться без анализа движения среды с одновременным определением скоростей деформаций и напряжений. Таким образом, задача теории теплопроводности является связанной, т.к. объединяет теорию теплопроводности и механику сплошных сред.

Уравнение теплопроводности относится к параболическому типу и имеет в общем случае бесконечное множество решений. Для получения конкретного решения, однозначно характеризующего процесс, необходимо в решение добавить краевые условия, включающие в себя начальные и граничные условия. В свою очередь, краевые условия условно можно разделить на тепловые и механические. Так начальные условия для тепловой задачи будут учитывать распределение температуры внутри тела в начальный момент времени, а для механической – скорости и ускорения тела. Граничные условия при решении те-

пловой задачи описывают законы взаимодействия тела с окружающей средой, а при решении механической задачи учитывают контактное взаимодействие тел.

Для решения тепловой задачи были заданы теплофизические параметры материала стальной заготовки: плотность $\rho = 7850 \text{ кг/м}^3$, теплопроводность $\lambda = 35 \text{ Вт/(м} \cdot \text{°K)}$ и теплоемкость $C = 500 \text{ Дж/(кг} \cdot \text{°K)}$. Теплообмен поверхности заготовки с окружающей средой моделировался заданием граничных условий третьего рода в виде конвективного теплообмена. Для этого задавались коэффициент теплоотдачи $\alpha = 150 \text{ Вт/(м}^2 \cdot \text{°K)}$ и температура окружающей среды 20°C . Начальная температура заготовки и инструмента принималась равной 20°C . В связи с тем, что рассчитывался тепловой эффект пластической деформации без влияния инструмента, в расчете не учитывался тепловой контакт заготовки с валками и оправкой.

Таким образом, моделирование процесса холодной прокатки труб выполняли со следующими допущениями:

- несмотря на учет разогрева металла при пластической деформации исследовалась холодная прокатка, т.к. принималось, что температура металла ниже температуры рекристаллизации. Это позволило не учитывать зависимость сопротивления деформации от скорости деформации и в расчете за модель материала заготовки принять билинейную изотропную характеристику (см. рис. 3);
- в расчете не учитывался теплообмен между заготовкой с калибрами и оправкой;
- полагали, что трение на контактных поверхностях подчиняется закону сухого трения Амонтона-Кулона с постоянными коэффициентами трения;
- калибры и оправка рассматривались абсолютно жесткими телами.

Конечно-элементная модель процесса прокатки

На рис. 4 показаны твердотельная и конечно-элементная модели процесса холодной прокатки трубной заготовки на стане ХПТ.

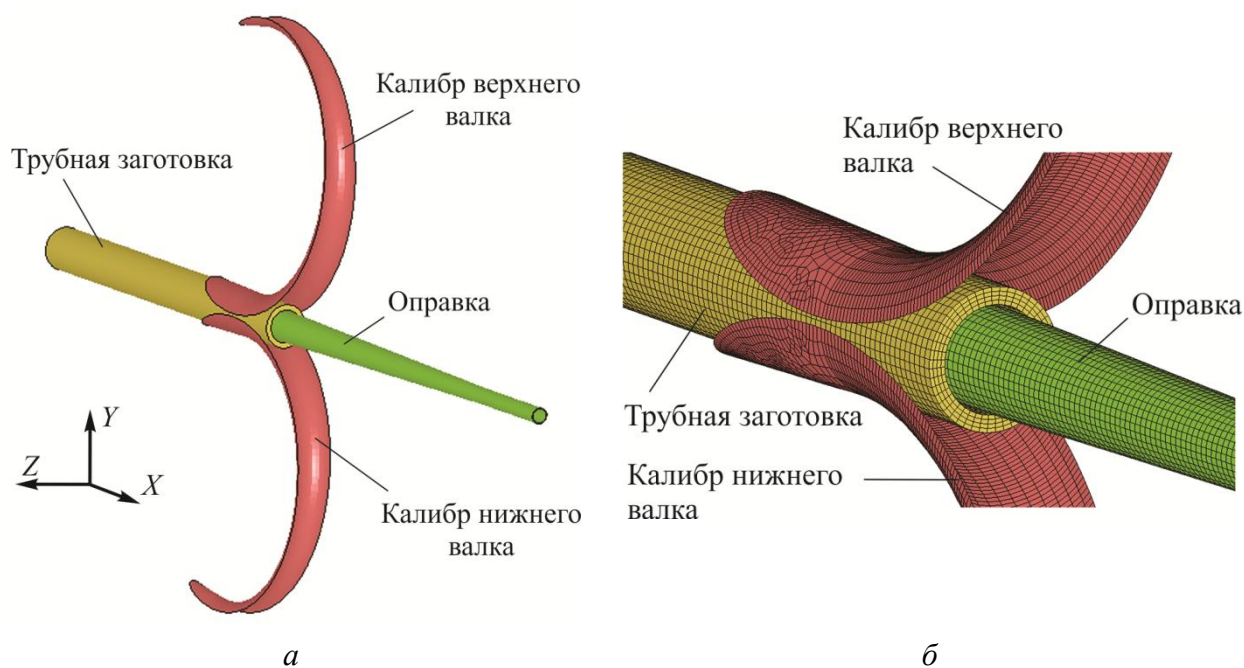


Рис. 4. Твердотельная (а) и конечно-элементная (б) модели процесса холодной прокатки труб на стане ХПТ

Для уменьшения размерности задачи рассматривались только поверхности калибров валков. При этом каждый калибр формировался из 4978 оболочечных элементов. Такая постановка позволила рассматривать калибры идеально жесткими поверхностями, контактирующими с прокатываемым металлом.

Оправка моделировалась идеально жесткими 7632 объемными гексаэдрическими элементами.

Трубная заготовка формировалась из упруго-пластических восьмиузловых гексаэдрических элементов с полным интегрированием по объему. Выбор этих элементов обусловлен необходимостью подавления паразитной энергии, искажающей форму элементов во время их деформации, возникающей за счет особенностей явного метода интегрирования при решении задачи в ANSYS/LS-DYNA. По толщине заготовка была разбита на четыре элемента, а общее количество элементов, из которых моделировалась трубная заготовка, составило 28800 элементов.

Таким образом, общее число конечных элементов модели составило 46388.

Для беспрепятственного поворота трубы на 45° и ее подачи на 6 мм в заднем крайнем положении на ручьях был сформирован зев подачи (поворота) (рис. 5).

Для описания контактного взаимодействия между валками и заготовкой использованы встроенные возможности ANSYS/LS-DYNA. Коэффициент трения в контакте "заготовка – калибры" был принят равным 0,12, а в контакте "заготовка – оправка" – 0,09.

В качестве глобальной системы координат принята правая декартова система, ось X которой совпадает с продольной осью заготовки и направлена вдоль оправки в сторону вытяжки металла. Ось Y направлена вертикально вверх и совпадает с вертикальной осью валков стана (см. рис. 4, а).

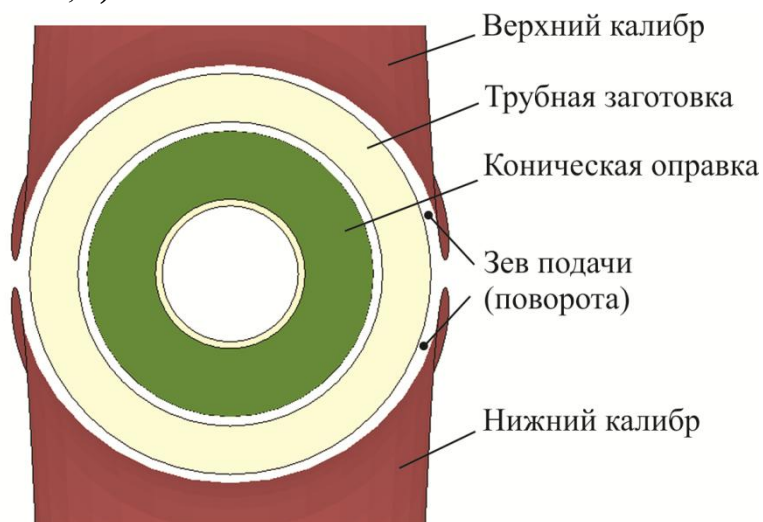


Рис. 5. Взаимодействие калибров и заготовки в заднем крайнем положении (вид со стороны переднего крайнего положения)

Независимой переменной в модели является время, изменяющееся в процессе решения в пределах от 0 до t (время прокатки) с некоторым малым шагом интегрирования dt . При этом на каждом шаге интегрирования рабочие валки получают приращения по углу

поворота вокруг своей оси $\pm d\varphi = \omega d\tau$, где ω – угловая скорость вращения валков, и перемещение по перемещению $\pm dS = V d\tau$, где V – скорость перемещения клетки (рис. 6).

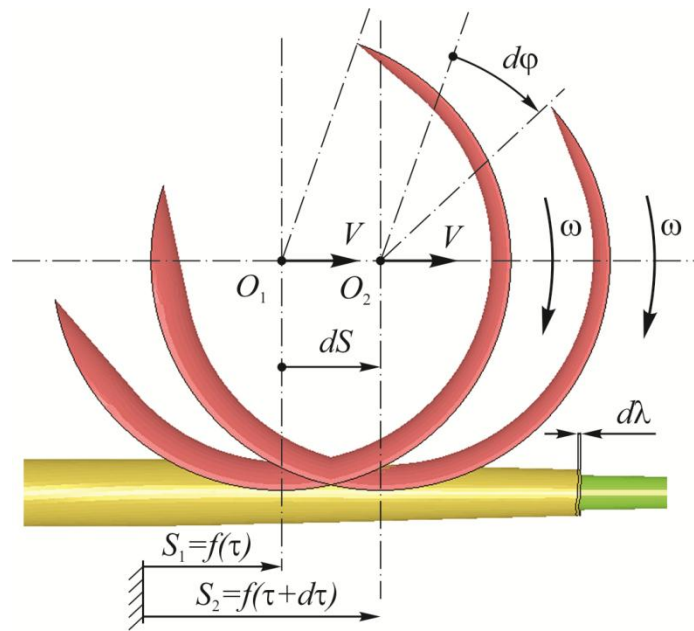


Рис. 6. Кинематика процесса холодной прокатки труб на стане ХПТ при прямом ходе (нижний калибр не показан)

Знак "+" соответствует прямому ходу клетки со скоростью $+V$, а "-" – обратному ходу. За шаг интегрирования при прямом ходе центр вращения валков перемещается из положения O_1 в положение O_2 (рис. 6), а валки, повернувшись на угол $d\varphi$, воздействуют ручьями калибров на объем металла, в результате чего наблюдается вытяжка $d\lambda$.

Результаты МКЭ-моделирования процесса прокатки

Расчеты выполнялись на четырехпроцессорном ПК с объемом оперативной памяти 4 Гбайт в среде операционной системы Windows XP (64 bit). Время выполнения расчета при верхнем пределе интервала интегрирования $t = 10$ с (36 двойных ходов клетки) составило в среднем около 70 часов. Для контроля устойчивости численного решения в ходе расчетов выполнялась проверка энергетического баланса системы путем контроля работы внешних сил, энергии формоизменения, потенциальной энергии упругой деформации заготовки, кинетической энергии заготовки и рассеивания энергии в контакте заготовки с валками и с оправкой.

На рис. 7 показано распределение накопленной деформации на поверхности заготовки и готовой трубы на промежуточной стадии расчета в момент времени 9 с.

Из рис. 7 видно, что истинная деформация увеличивается по конусу деформации и на внешней поверхности трубы достигает величины 1,8. На внутренней поверхности трубы, в приконтактных с оправкой слоях, интенсивность деформации больше и достигает своего максимального значения 2,3.

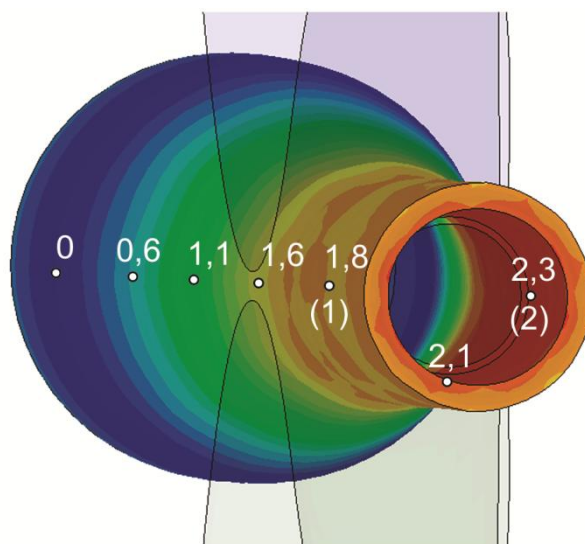


Рис. 7. Поля накопленной деформации в заготовке и прокатанной трубе в момент времени 9 с. В скобках указаны номера точек, для которых выводились графики изменения накопленной деформации во времени

На рис. 8 приведены графики изменения накопленной деформации на внешней и внутренней поверхностях трубы за время прокатки 10 с в точках, показанных на рис. 7.

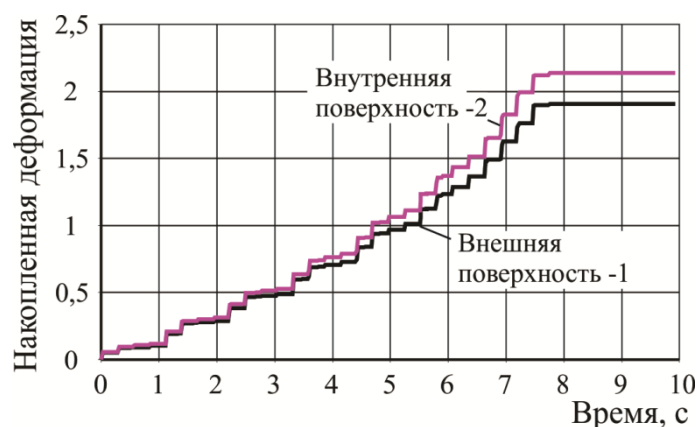


Рис. 8. Графики изменения накопленной деформации за время прокатки 10 с в точках, расположенных на внешней и внутренней поверхностях трубы (см. рис. 7)

Из графика рис. 8 видно, что для получения заданного сечения готовой трубы из сечения исходной заготовки требуется $N = 29$ двойных ходов клетки.

Анализ полей деформаций (см. рис. 7) показывает, что по внешней поверхности готовой трубы деформация распределяется неравномерно. Это связано с тем, что поворот трубы в крайнем заднем положении осуществляется на 45° , т.е. на угол кратный 90° (рис. 9). В связи с этим, за весь цикл прокатки с N поворотами и подачами заготовки в зону максимального обжатия гребнем овалных валков попадает один и тот же объем металла, а объем металла, находящийся в пределах $0 \dots 45^\circ$ за весь цикл прокатки гильзы в трубу в зону максимального обжатия ни разу не попадает.

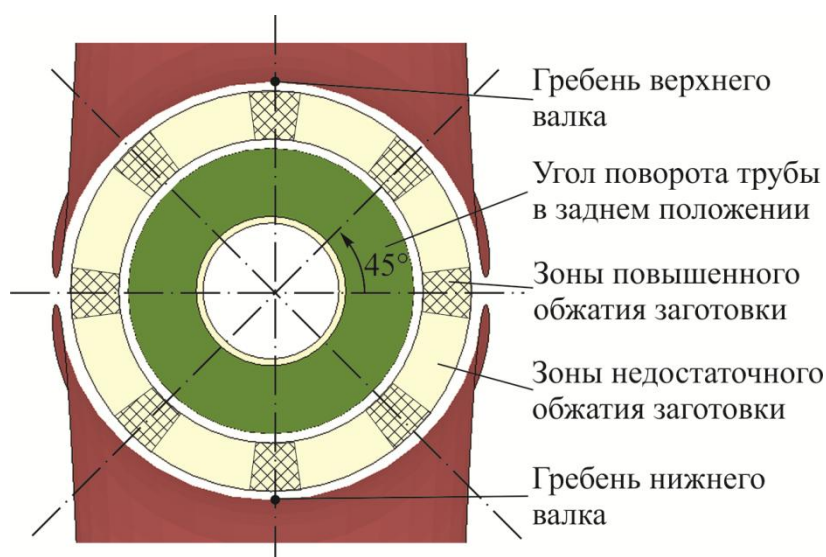


Рис. 9. Причины появления зон повышенного и недостаточного обжата материала трубной заготовки

В результате передний конец трубы становится волнистым и выглядит так, как показано на рис. 10. На уровне, который испытывает повышенную деформацию, на переднем конце заметна максимальная вытяжка металла.

Из-за различия НДС металла на переднем конце и металла основного объема трубы, накопленная степень деформации на переднем конце трубы 1,9 и больше, чем в основном объеме 1,8 (рис. 10).

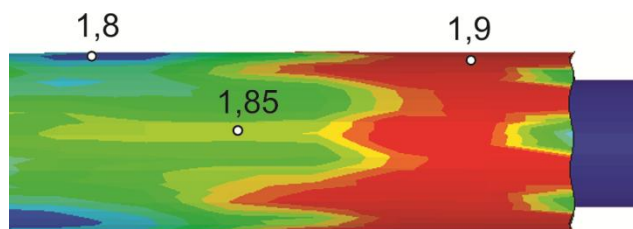


Рис. 10. Форма и степень деформации переднего конца трубы

Очевидно, что из-за неравномерной деформации металла, готовая труба будет обладать неравномерными по объему механическими свойствами.

Для решения этой проблемы целесообразно осуществлять поворот трубы так, чтобы все сечения заготовки подвергались повышенной деформации гребнем валков. Целесообразно, например, поворачивать трубу на нечетный угол, некратный 90°.

Несмотря на то, что степень деформации металла трубы при прокатке достигает значительной величины 2,3 пластичность материала не уменьшается, а остается достаточно высокой, а в ряде случаев и повышается относительно исходного состояния материала. Это связано с особенностями НДС материала трубы при прокатке. Известно, что на пластичность материала оказывает влияние величина и знак гидростатического (среднего) давления – чем ниже гидростатическое давление, тем выше пластичность [15]. В результа-

те расчета установлено, что при прокатке труб на станах ХПТ металл находится в условиях всестороннего сжатия, т.е. в условиях, когда гидростатическое давление отрицательное, т.е. металл обладает высокой пластичностью.

На рис. 11 показано изменение гидростатического давления в трубной заготовке при прямом ходе клетки с 9,27 по 9,405 с.

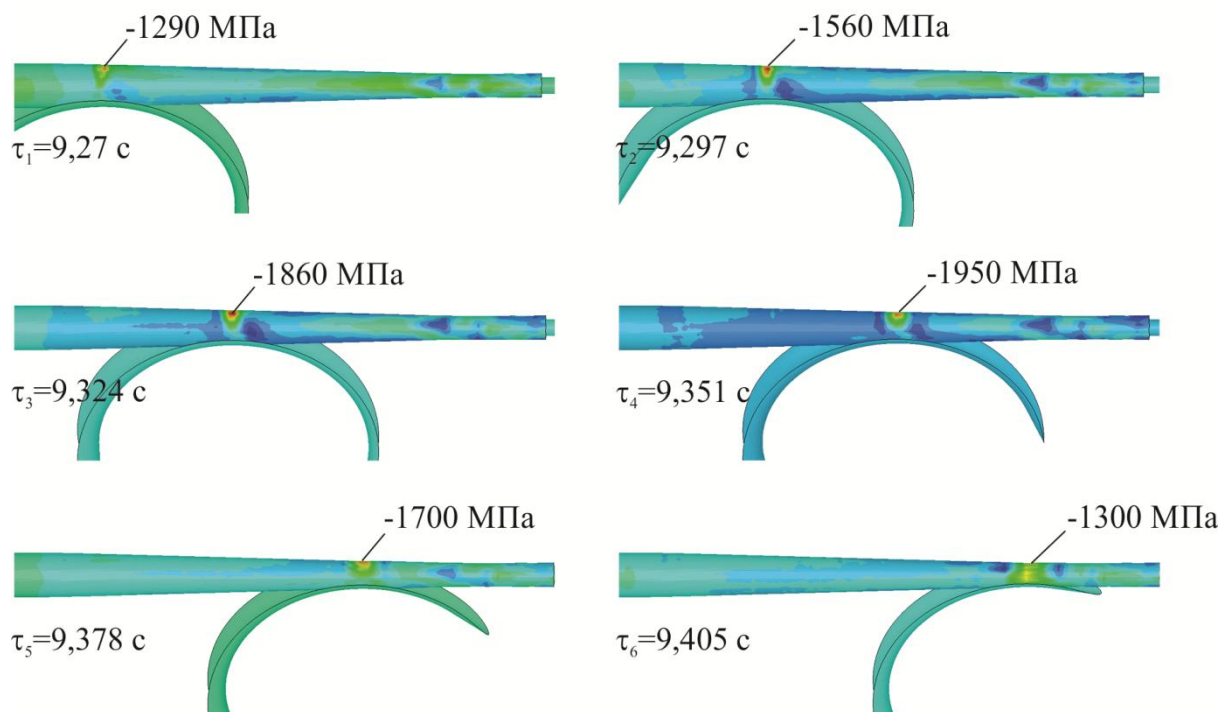


Рис. 11. Изменение гидростатического давления в заготовке при прямом ходе клетки с 9,27 по 9,405 с (калибр верхнего валка не показан)

Максимального отрицательного значения среднее давление достигает в зоне наибольшего обжатия под гребнем валков. При перемещении клетки от крайнего заднего положения в крайнее переднее величина отрицательного гидростатического давления изменяется от -1290 МПа и на уровне $\sim 2/3$ конуса деформации достигает -1950 МПа. Далее давление увеличивается и на калибровочном участке достигает величины -1300 МПа. При обратном ходе гидростатическое давление также отрицательное, но меньшей величины.

Гидростатическое давление характеризует собой первый инвариант тензора напряжений и определяет (совместно со вторым и третьим инвариантами) пластичность материала. Переход материала в пластическое состояние определяется вторым инвариантом тензора напряжений и характеризуется интенсивностью напряжений. Интенсивность напряжений, в свою очередь, также зависит от НДС металла и определяется по кривой деформационного упрочнения, т.е. механическими свойствами материала (см. рис. 3). На рис. 12 показано изменение интенсивности напряжений (по Мизесу) в заготовке при прямом ходе клетки с 9,27 по 9,405 с.

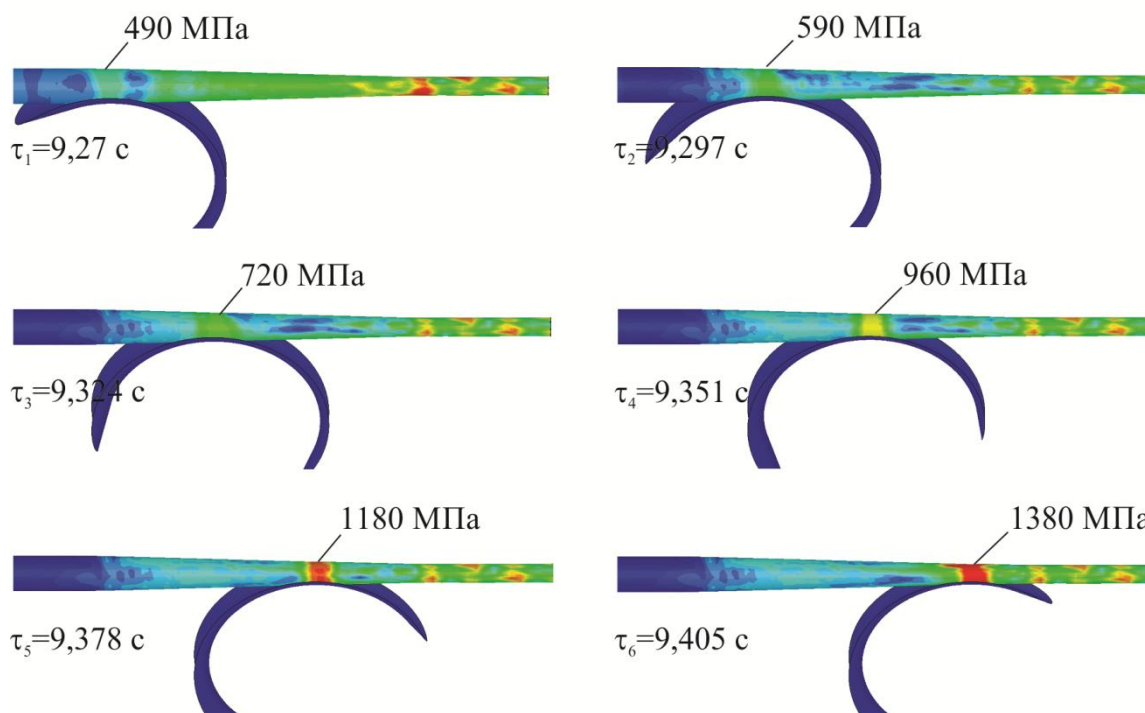


Рис. 12. Изменение эквивалентных (по Мизесу) напряжений в заготовке при прямом ходе клетки с 9,27 по 9,405 с (калибр верхнего валка не показан)

Из рис. 12 видно, что максимальные значения интенсивности напряжений возникают в очаге деформации и при выходе валков на калибрующий участок достигают величины 1380 МПа. Возникновение таких напряжений обусловлено значительным модулем упрочнения материала (см. рис. 3), а также тем, что валки периодически воздействуют (в данном случае 29 раз (см. рис. 8)) на элементарный объем металла, который к калибрующему участку получает степень деформации 1,8...2,3 (см. рис. 7). Более того, в расчете принята билинейная изотропная характеристика поведения материала заготовки (см. рис. 3), которая учитывает упрочнение материала независимо от знака приращения деформации.

Произведение эквивалентных напряжений и скорости деформаций в объеме металла определяет степень разогрева заготовки при пластической деформации (см. (1)). На рис. 13 показано распределение температуры в заготовке в момент времени 9 с и указаны номера точек, для которых выводились графики изменения температуры во времени прокатки.

Из анализа результатов, представленных рис. 13, видно, что труба при прокатке разогревается до температуры $\sim 406^{\circ}\text{C}$. При этом максимум температур наблюдается как на внешней, так и на внутренней поверхности прокатанной трубы в месте перехода конуса деформации в калибрующий участок. Характерно, что хвост трубной заготовки, который к девятой секунде еще не деформирован, прогревается от 20 до $\sim 28^{\circ}\text{C}$ за счет теплопроводности.

В связи с тем, что максимальная температура в заготовке при прокатке составляет $\sim 406^\circ\text{C}$, тем не менее можно утверждать, что в этом случае осуществляется холодная прокатка, т.к. температура прокатки меньше температуры рекристаллизации стали, равной $0,4T_{\text{пл}}$, где $T_{\text{пл}}$ – температура плавления стали, $^\circ\text{K}$. Это позволяет признать правомочным применение билинейной изотропной характеристики (см. рис. 3) для описания поведения материала при прокатке труб на стане ХПТ с принятыми начальными и граничными условиями.

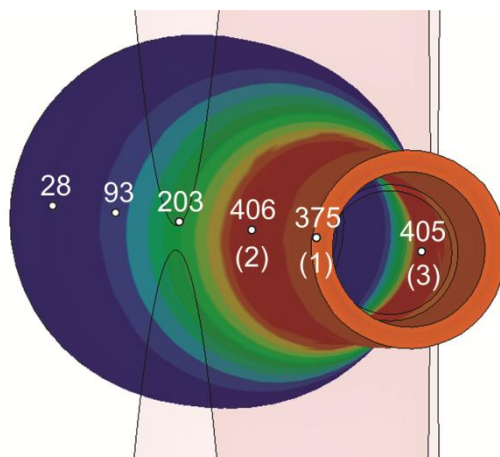


Рис. 13. Распределение температуры в заготовке и прокатанной трубе в момент времени 9 с. В скобках указаны номера точек, для которых выводились графики изменения температуры во времени

На рис. 14 показаны графики изменения температуры в характерных точках прокатанной трубы во времени. Графики имеют ступенчатый вид, похожий на графики изменения накопленной деформации (см. рис. 8). Характерно, что в связи с различием НДС переднего конца трубы и основного объема металла, более интенсивно прогревается именно передний конец трубы. После выхода объема металла из зоны деформации (конуса деформации и калибрующего участка), пластическая деформация металла не происходит, и как следствие отсутствует его разогрев. В этом случае разогретый металл взаимодействует с окружающей средой посредством конвективного теплообмена и остывает.

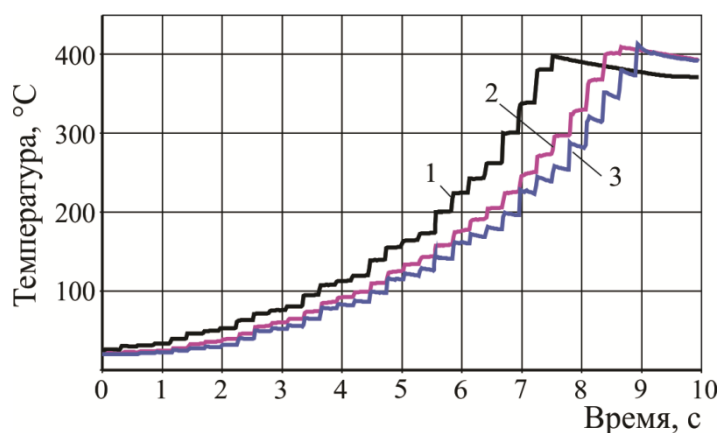


Рис. 14. Изменение температуры в точках заготовки и прокатанной трубы во времени: 1, 2, 3 – номера точек в соответствии с рис. 13

Возникающие напряжения в очаге деформации определяют не только степень разогрева металла, но и силы, действующие на инструмент – валки и оправку. На рис. 15 показан график сил, действующих на валки в течение времени прокатки 10 с. На графике представлено изменение вертикальной составляющей силы прокатки F_y и осевой F_x (расположение осей координат показано на рис. 4, а).

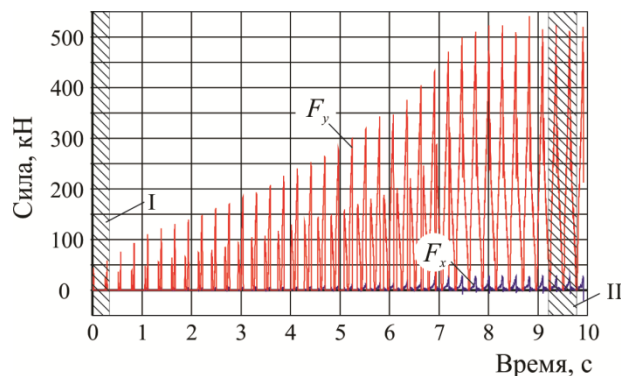


Рис. 15. Графики изменения вертикальной F_y и осевой F_x составляющих силы прокатки во времени. Римскими цифрами показаны временные участки, в пределах которых исследовалось изменение составляющих сил прокатки

Из рис. 15 видно, что на установившейся режим прокатки выходит к 8 с и сила прокатки в этом случае достигает величины 510...530 кН. Для детального исследования изменения составляющих сил прокатки на стадии неустановившегося и установившегося режимов прокатки, были выделены два временных участка, в пределах которых и проводилось это исследование. На рис. 15 эти участки выделены римскими цифрами: I – стадия неустановившегося режима прокатки; II – установившийся режим прокатки.

На рис. 16 показаны графики изменения составляющих сил прокатки на стадии неустановившегося и установившегося режимов прокатки в пределах временных интервалов, показанных на рис. 15.

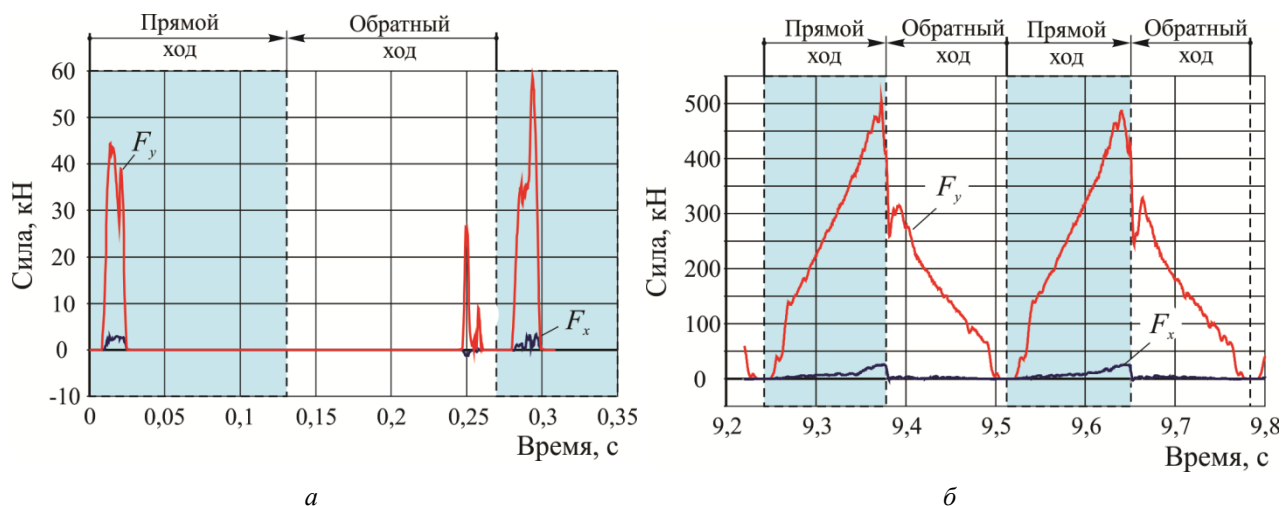


Рис. 16. Графики изменения составляющих сил прокатки на стадиях неустановившегося (а) и установившегося (б) режимов прокатки в пределах временных интервалов I и II, показанных на рис. 15

Для удобства анализа результатов, на графиках рис. 16 выделены участки прямого (рабочего) и обратного (возврат в заднее крайнее положение) хода клетки. На стадии неустановившегося режима прокатки (см. рис. 16, *a*), когда прорабатывается небольшой участок трубы, наблюдается разрыв в графиках составляющих сил прокатки между прямым и обратным ходом клетки. При этом величина силы прокатки при обратном ходе, появляющейся за счет упругой деформации заготовки после пластической деформации на прямом ходе, составляет 60% от величины силы прокатки на прямом ходе (45 кН на прямом ходе и 27 кН на обратном). По мере увеличения длины прорабатываемого участка трубы за счет поданного объема металла и вытяжки сила прокатки растет и на втором ходе клетки увеличивается с 45 до 60 кН.

Характерно, что при прямом ходе неустановившегося режима (см. рис. 16, *a*) осевая составляющая силы прокатки равна ~4 кН (9...10% от величины вертикальной составляющей силы прокатки) и направлена по ходу перемещения клетки. Однако при обратном ходе клетки осевая составляющая силы направлена в противоположную сторону, т.е. опять в сторону перемещения клетки.

При установившемся режиме прокатки, когда конус деформации и калибрующий участок заполнены металлом, характер изменения составляющих сил прокатки отличается от сил, действующих при неустановившемся режиме (см. рис. 16, *б*).

В отличие от неустановившегося режима прокатки, графики вертикальной и осевой составляющих сил прокатки непрерывные и не имеют разрывов. При прямом ходе максимальная величина вертикальной составляющей силы прокатки равна 490...510 кН, а при обратном ходе – 310...320 кН. Таким образом, как и при неустановившемся режиме прокатки, вертикальная составляющая силы прокатки при обратном ходе составляет 60...64 % от силы, действующей на прямом ходе клетки.

Осевая и вертикальная составляющие силы прокатки достигают своего максимума в один и тот же момент времени. При этом, как и в случае неустановившегося режима, осевая составляющая силы прокатки равна 10...11 % от величины вертикальной составляющей. Тем не менее, характер действия осевой составляющей силы прокатки при установившемся режиме отличается от характера действия при неустановившемся режиме – осевая составляющая при установившемся режиме всегда направлена по направлению вытяжки металла независимо от направления хода клетки (см. рис. 16, *б*).

На рис. 17, *a* показан график осевой составляющей силы, действующей на коническую оправку. В отличие от осевой составляющей силы прокатки, действующей на валки, на оправку действует знакопеременная сила, независимо от режима прокатки. Для исследования характера действия осевой силы на оправку выделен малый временной интервал III на стадии установившегося режима, в пределах которого анализировалось изменение силы (рис. 17, *б*).

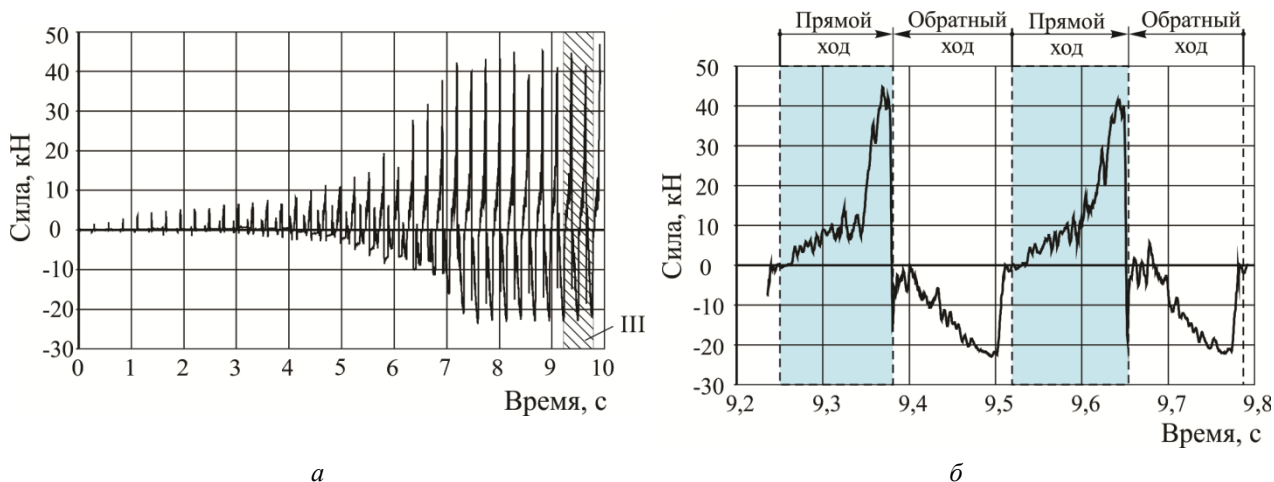


Рис. 17. Графики изменения осевой силы, действующей на оправку, за время прокатки 10 с (а) и на стадии установившегося режима прокатки (б) в пределах временного интервала III, показанного на рис. 17, а

Анализ графика рис. 17, б показывает, что в отличие от сил, действующих на валки, осевая сила, действующая на оправку при прямом и обратном ходе клетки разнонаправлена – осевая сила всегда направлена в сторону движения клетки. При прямом ходе максимальная величина осевой силы достигает 45 кН, при обратном – 22 кН.

Помимо НДС металла при прокатке, температурных полей и сил прокатки, при расчете также анализировалось изменение мощности прокатки (рис. 18).

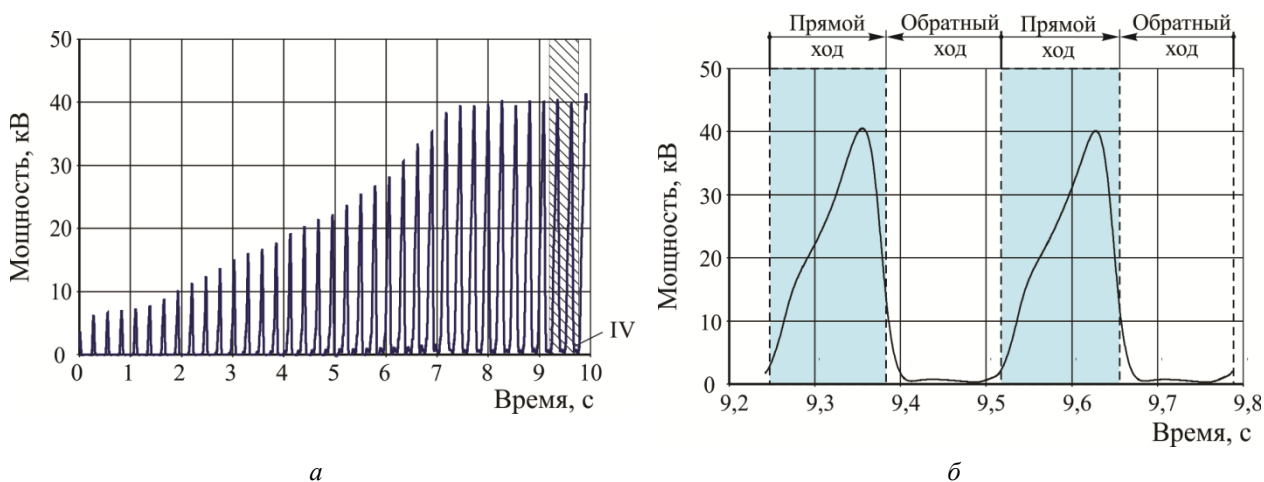


Рис. 18. Графики изменения мощности прокатки за время прокатки 10 с (а) и на стадии установившегося режима прокатки (б) в пределах временного интервала IV, показанного на рис. 18, а

При прокатке на стане ХПТ мощность меняется циклически и максимального значения ~40 кВт достигает на прямом ходе клетки, т.е. когда обеспечивается максимальная вытяжка металла при максимальных напряжениях в очаге деформации.

Анализируя график изменения мощности во время установившегося режима прокатки (рис. 18, б) в пределах интервала IV (см. рис. 18, а) можно заметить, что мощность при обратном ходе клетки в ~40 раз меньше мощности при прямом ходе.

Заключение

Результаты моделирования в среде ANSYS/LS-DYNA связанной задачи холодной прокатки труб на стане ХПТ позволили получить информацию о температурном и НДС заготовки во время прокатки, а также энергетические и силовые параметры процесса. На основе полученных результатов сделаны следующие выводы:

1. Несмотря на значительную степень деформации металла при прокатке на стане ХПТ, показана принципиальная возможность применения лагранжевых КЭ-сеток для моделирования аналогичных технологических процессов при условии применения специальных конечных элементов и настроек, исключающих появление при решении паразитной энергии и больших искажений элементов.

2. Принятые при решении задачи допущения, касающиеся использования билинейной изотропной характеристики поведения материала, не вызвали существенного искажения результатов по части НДС и распределения температурных полей, т.к. при данных условиях максимальная температура в заготовке не превышает температуру рекристаллизации стали, а значит и нет необходимости использовать модели материалов, учитывающие вязкопластические свойства.

3. Полученные в результате моделирования результаты по технологическим особенностям холодной прокатки труб на стане ХПТ могут быть с успехом использованы для проектирования рабочего инструмента и изменения кинематики процесса прокатки с целью оптимизации энергетических и силовых параметров процесса.

Список литературы

1. Фролов В.П., Данченко В.М., Фролов Я.В. Холодная пильгерная прокатка труб: монография. Днепропетровск: Пороги, 2005. 260 с.
2. Соколова О.В., Восканьянц А.А., Комкова Т.Ю. Технология и оборудование производства труб на станах ХПТ: учеб. пособие / Под ред. А.П. Молчанова. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2007. 40 с.
3. Шевакин Ю.Ф., Коликов А.П., Райков Ю.Н. Производство труб: учеб. пособие. М.: Интермет Инжиниринг, 2005. 268 с.
4. Данченко В.Н., Коликов А.П., Романцев Б.А., Самусев С.В. Технология трубного производства. М.: Интермет Инжиниринг, 2002. 640 с.
5. Зенкевич О., Морган К. Конечные элементы и аппроксимация: пер. с англ. М.: Мир, 1986. 318 с.
6. Мальцев П.А., Дукмасов В.Г., Дубинский Ф.С., Выдрин А.В. Гибридный метод моделирования процессов прокатки сортовых профилей и труб // Вестник ЮУрГУ. 2010. № 4. С. 76-79.
7. Harada M., Honda A., Toyoshima S. Simulation of Cold Pilgering Process by a Generalized Plane Strain FEM // Journal of ASTM International. 2005. Vol. 2, iss. 3. P. 233-247. DOI: [10.1520/JAI12334](https://doi.org/10.1520/JAI12334)

8. Nakanishi H., Toyoshima S., Harada M., Honda A. 3D simulations for cold pilgering process by explicit FEM // X International Conference on Computational Plasticity COMPLAS X (2-4 September 2009, Barcelona, Spain). CIMNE, Barcelona, 2009. Available at: <http://congress.cimne.com/complas09/proceedings/pdfs/p382.pdf> , accessed 01.07.2014.
9. Ning An., Hai L. Finite Element Analysis of Rolling Process for Pilger Mill // Advanced Materials Research. 2014. Vol. 881-883. P. 1420-1423. DOI: [10.4028/www.scientific.net/AMR.881-883.1420](http://dx.doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.881-883.1420)
10. Hallquist J.O. LS-DYNA Theoretical Manual. Livermore: LSTC, 1998. 497 p.
11. Восканьянц А.А., Иванов А.В. Исследование процесса холодной поперечно-винтовой прокатки на трехмерной конечно-элементной модели // Всероссийская научно-техническая конференция, посвященная 100-летию со дня рождения академика А.И. Целикова (Москва, 14-15 апреля 2004 г.): сб. трудов / Под. ред. А.А. Восканьянца. М.: МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2004. С. 332–340.
12. Целиков А.И., Томленов А.Д., Зюзин В.И., Третьяков А.В., Никитин Г.С. Теория прокатки. Справочник. М.: Металлургия, 1982. 335 с.
13. Иванов А.В., Восканьянц А.А. Конечно-элементное моделирование процесса поперечно-винтовой прокатки сплошной заготовки на основе эйлерова описания движения сплошной среды // Пятая конференция пользователей программного обеспечения CAD-FEM GmbH (Москва, 21–22 апреля, 2005 г.): сб. трудов / Под. ред. А.С. Шадского. М.: Полигон-пресс, 2005. С. 227–237.
14. Никитин Г.С. Теория непрерывной продольной прокатки: учеб. пособие. М.: Изд-во МГТУ им. Н.Э. Баумана, 2009. 399 с.
15. Колмогоров В.Л., Мигачев Б.А., Бурдуковский В.Г. Феноменологическая модель накопления повреждений и разрушения при различных условиях нагружения. Екатеринбург: Институт машиноведения УрО РАН, 1994. 106 с.

Modeling and Numerical Analysis of Cold Rolling of Pipes on Pilger Mills

08, August 2014

DOI: 10.7463/0814.0724421

A. V. Ivanov^{1,a}, A. V. Cherednichenko¹

¹Bauman Moscow State Technical University, Moscow, 105005, Russian Federation

^aavivanov1969@gmail.com

Keywords: [modelling](#), [FEM](#), [stress-strain state](#), [coupled-fields elements](#)

Cold rolling processes implemented on the periodic pilger mills with roller-type stands are widely used in pipes manufacturing.

The theoretical basics of cold rolling process are developed fully enough, thus allowing us to assess technological parameters of this process.

However, to meet high requirements for the surface quality, accuracy, and mechanical properties of the pipe material it is necessary to create new and improve available rolling techniques, optimize process parameters, select new technological lubricants, develop new materials for the rolls and mandrel.

Using the numerical analysis methods, e.g. a finite element method (FEM) can solve these problems.

In this regard, the paper presents the FEM simulation results of the cold rolling pipe process on pilger mill using the ANSYS / LS-DYNA 10.0 software.

The paper considers a coupled task of cold rolling. When solving it, along with mechanical task the transient heat transfer was solved, because heat release in the work-piece due to its plastic deformation was taken into account.

The finite element modeling results allowed us to obtain the work-piece temperature and stress-strain state data during rolling, as well as the rolling energy and power parameters.

The paper shows that despite the significant degree of metal deformation during cold rolling, there is a principle possibility to apply Lagrangian finite element meshes for modeling the similar processes provided that special finite elements and settings to exclude arising parasitic energy and large distortions of elements when solving are used.

Because the maximum temperature in the work-piece during rolling does not exceed the recrystallization temperature of steel, there is no need in using the viscoplastic materials.

The obtained results on changing the rolling force components can be advantageously used to design the working tool and change the kinematics of the rolling process in order to optimize the energy and power parameters of rolling.

References

1. Frolov V.P., Danchenko V.M., Frolov Ia.V. *Kholodnaia pil'gernaia prokatka trub* [Cold-pilgering rolling of pipes]. Dnepropetrovsk, Porogi Publ., 2005. 260 p. (in Russian).
2. Sokolova O.V., Voskan'iants A.A., Komkova T.Iu. *Tekhnologiya i oborudovanie proizvodstva trub na stanakh KhPT* [Technology and equipment for production of pipes on pilger mills]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2007. 40 p. (in Russian).
3. Shevakin Iu.F., Kolikov A.P., Raikov Iu.N. *Proizvodstvo trub* [Pipes production]. Moscow, Intermet Inzhiniring Publ., 2005. 268 p. (in Russian).
4. Danchenko V.N., Kolikov A.P., Romantsev B.A., Samusev S.V. *Tekhnologiya trubnogo proizvodstva* [Pipe Production Technology]. Moscow, Intermet Inzhiniring Publ., 2002. 640 p. (in Russian).
5. Zienkiewicz O.C., Morgan K. *Finite elements and approximation*. John Wiley & Sons, New York, 1983. (Russ. ed.: Zienkiewicz O.C., Morgan K. *Konechnye elementy i approksimatsiya*. Moscow, Mir Publ., 1986. 318 p.).
6. Mal'tsev P.A., Dukmasov V.G., Dubinskii F.S., Vydrin A.V. Hybrid simulation method of rolling processes of high-quality profiles and pipes. *Vestnik IuUrGU = Bulletin of the South Ural State University*, 2010, no. 4, pp. 76-79. (in Russian).
7. Harada M., Honda A., Toyoshima S. Simulation of Cold Pilgering Process by a Generalized Plane Strain FEM. *Journal of ASTM International*, 2005, vol. 2, iss. 3, pp. 233-247. DOI: [10.1520/JAI12334](https://doi.org/10.1520/JAI12334)
8. Nakanishi H., Toyoshima S., Harada M., Honda A. 3D simulations for cold pilgering process by explicit FEM. *10th International Conference on Computational Plasticity COMPLAS X*, 2-4 September 2009, Barcelona, Spain. CIMNE, Barcelona, 2009. Available at: <http://congress.cimne.com/complas09/proceedings/pdfs/p382.pdf> , accessed 01.07.2014.
9. Ning An., Hai L. Finite Element Analysis of Rolling Process for Pilger Mill. *Advanced Materials Research*, 2014, vol. 881-883, pp. 1420-1423. DOI: [10.4028/www.scientific.net/AMR.881-883.1420](https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/AMR.881-883.1420)
10. Hallquist J.O. *LS-DYNA Theoretical Manual*. Livermore, LSTC, 1998. 497 p.
11. Voskan'iants A.A., Ivanov A.V. Research of process of cold helical- transverse rolling with the use of three-dimensional finite element model. *Vserossiiskaia nauchno-tekhnicheskaia*

- konferentsiia, posviashchennaia 100-letiiu so dnia rozhdeniia akademika A.I. Tselikova: sb. trudov* [Proc. of the All-Russian Scientific Conference dedicated to the 100th anniversary of the birth of Academician A.I. Tselikov]. Moscow, 14-15 April 2004. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2004, pp. 332–340. (in Russian).
12. Tselikov A.I., Tomlenov A.D., Ziuzin V.I., Tret'iakov A.V., Nikitin G.S. *Teoriia prokatki. Spravochnik* [Rolling theory. Handbook]. Moscow, Metallurgii Publ., 1982. 335 p. (in Russian).
 13. Ivanov A.V., Voskan'iants A.A. Finite element modeling of helical- transverse rolling of solid billet based on Eulerian description of motion of continuous medium. *Piataia konferentsiia pol'zovatelei programnogo obespecheniia CAD-FEM GmbH: sb. trudov* [Proc. of the Fifth Conference of users of the software CAD-FEM GmbH]. Moscow, 21–22 April, 2005. Moscow, Poligon-press, 2005, pp. 227–237. (in Russian).
 14. Nikitin G.S. *Teoriia nepreryvnoi prodol'noi prokatki* [Theory of continuous longitudinal rolling]. Moscow, Bauman MSTU Publ., 2009. 399 p. (in Russian).
 15. Kolmogorov V.L., Migachev B.A., Burdukovskii V.G. *Fenomenologicheskaiia model' nakopleniia povrezhdenii i razrusheniia pri razlichnykh usloviakh nagruzheniia* [Phenomenological model of damage accumulation and failure at different loading conditions]. Ekaterinburg, Institute of Engineering Science, RAS (Ural Branch) Publ., 1994. 106 p. (in Russian).