

УДК 621.744.35

О.Г. Гоман, С.Р. Рахманов

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССОВ ВИБРАЦИОННОГО ПРЕССОВАНИЯ БЕСШОВНЫХ ТРУБ НА ПРОФИЛЬНОМ ПРЕССЕ ТРУБОПРЕССОВОЙ УСТАНОВКИ

Разработана математическая модель динамических процессов для возмущенной области очага деформации при прессовании бесшовных труб, состоящая из пластической зоны и опасной зоны с трещинообразованием. Путем моделирования динамических процессов в металле установлены особенности реализации технологии управляемого вибрационного прессования труб на профильном прессе трубопрессовой установки.

Ключевые слова: вибрационное прессование, трубопрессовая установка, бесшовная труба.

Повышение эффективности процессов прессования бесшовных труб в условиях применения высокочастотных активных вибраций создает определенные условия для расширения технологических возможностей эксплуатируемого прессового оборудования. Разработка новых, высокоэффективных технологий производства бесшовных труб выдвигает, при этом, ряд актуальных задач. В мировой практике весьма перспективным направлением интенсификации режимов деформации при прессовании бесшовных труб считается использование активных высокочастотных ультразвуковых колебаний или механических вибраций. Применение передовых технологий при производстве бесшовных труб требует кардинально-нового подхода к задаче вибрационного прессования, что, в свою очередь связано с отработкой режимов деформации, прогнозированием показателей стойкости технологического инструмента (матриц, игл, контейнеров), оптимизацией качества бесшовных труб и повышением надежности функционирования всего прессового оборудования [1, 2].

Современные технологические процессы прессования труб из малопластичных и труднодеформируемых металлов на профильных прессах трубопрессовых установок с применением высокочастотных вибраций выдвигают некоторые вопросы по совершенствованию как технологии производства труб, так и модернизации технологического оборудования [3, 4].

© Гоман О.Г., Рахманов С.Р., 2010

Разработка современных вибрационных технологий производства бесшовных труб требует кардинального подхода к задаче оптимизации качества выпускаемой продукции. Последнее непосредственно связано с отработкой рациональных режимов деформации и прогнозированием показателей стойкости технологического инструмента, надежности функционирования оборудования для реализации самих высокочастотных вибраций [5] (рис. 1).

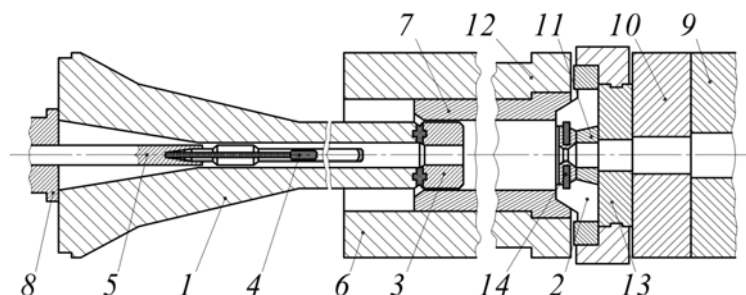


Рис. 1 – Схема расположения базового технологического инструмента на прессе: 1 – пресс-штемпель с встроенным вибровозбудителем; 2 – матрицдержатель с встроенным вибровозбудителем; 3 – пресс-шайба; 4 – игла (оправка) с встроенным вибровозбудителем; 5 – иглодержатель; 6 – контейнер; 7 – внутренняя втулка; 8 – центрирующая втулка иглодержателя с встроенным вибровозбудителем; 9, 10 – опорные кольца пресса; 11 – опорное кольцо матрицы; 12 – промежуточная втулка; 13 – опорное кольцо матрицдержателя; 14 – матрица

В ряде случаев, с целью повышения эффективности технологические процессы прессования бесшовных труб предусматривают использование управляемых высокочастотных вибраций. Однако, в силу недостаточной изученности, эти процессы не находят широкого применения в практике производства бесшовных труб. В частности, задачи по повышению эффективности процессов прессования труб на профильном прессе, в условиях применения высокочастотных вибраций, решаются без должного аналитического исследования и, как правило, экспериментально.

Выполнение операций прессования на профильном прессе, преимущественно, сопровождается значительными потерями рабочего усилия на преодоление сил сопротивления, характерного для процесса неравномерности деформаций по всему объему обрабатываемого металла.

Известно, что наиболее благоприятные условия деформации прессования труб достигаются в условиях использования высокочастотных вибраций, что получило некоторое свое отражение в

ряде фундаментальных исследований, как в теоретическом плане, так и экспериментального характера.

Для обоснования и принятия решений по ведению прессования труб в активном управляемом режиме, подробно проанализируем некоторые важные моменты известных процессов пластической деформации металлов, моделируя волновые процессы, в условиях применения высокочастотных активных вибраций.

Остановимся на некоторых моментах технологического процесса вибрационного прессования труб. Процесс прессования труб на профильном прессе производится следующим образом: предварительно нагретая заготовка 2 для прессования поступает в контейнер 3, имеющий температуру 380 – 420°С. Вибрируемая игла (оправка) 4, принудительно, посредством стержня 1 внедряется в полую заготовку 6. При дальнейшем движении пресс-штемпеля 1 и вибрируемой оправки 4 металл 6 уплотняется и занимает ограниченный объем пространства контейнера 3 вдоль оси прессования. Далее прессуемый металл 6 посредством вибрируемого пресс-штемпеля 1 и пресс-шайбы 2 выдавливается в кольцевой зазор, образованный активно вибрируемой матрицей 5 и иглой 4. Следует принимать во внимание то, что, при этом, в процессе вибрационного прессования в поперечном направлении очага деформации возникают волновые процессы, которые в дальнейшем сопровождаются динамическими эффектами, действующими на металл 6 через технологические инструменты (рис.2) [5, 6].

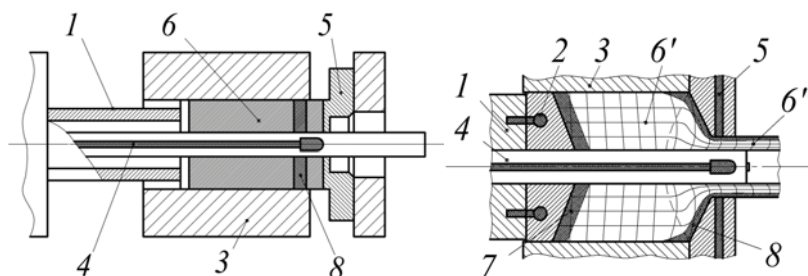


Рис. 2 – Схема и процесс прессования труб:

- 1 – пресс-штемпель с встроенным вибровозбудителем; 2 – пресс-шайба;
 3 – контейнер; 4 – игла с встроенным вибровозбудителем;
 5 – матрица с встроенным вибровозбудителем; 6 – заготовка (труба);
 7 – пресс-остаток; 8 – смазочная шайба

Установление некоторых скрытых возможностей существующих технологий и разработка новой технологии вибрационного прессования труб требует создания корректных математических моделей, адекватно отражающих условия реализации и особенности данного процесса на современных профильных прессах. В основу

разработки ряда математических моделей и создания механизмов для вибрационного нагружения металла положены некоторые разработки В.Н. Потураева, В.М. Клименко, М.Г. Цейтлина, А.М. Онищенко, В.Н. Шаповала и других авторов, анализ этих разработок обобщен и наиболее полно представлен в работе [2].

Большинством исследователей подтверждается тот факт, что применение высокочастотных вибраций при обработке металлов давлением приводит к уменьшению предела текучести материала и, как следствие, к значительному снижению энергосиловых параметров очага деформации. При этом важную роль играет фактор формирования рациональной объемной деформации металла и уменьшения внешних контактных и внутренних сил трения. Результатами исследований, приведенных в работе [2], установлена некоторая зависимость усилия прессования от частоты колебаний активных вибраций. При этом выявлено, что для достижения установившегося вибрационного режима деформирования заготовки необходимо определение зависимости между частотой, амплитудой и кинематическими параметрами технологического процесса прессования. Следовательно, амплитудно-частотная характеристика базовых технологических инструментов (пресс-штемпеля, матрицы, иглы), оказывает существенное влияние на эффективность процесса, поскольку, при этом, формируются некоторые условия для активизации вибрационного деформирования заготовки в процессе прессования.

Первые опытно-промышленные установки с использованием ультразвуковых колебаний были построены фирмами «Uniform Tubes» и «Aero projects» (США) в начале 60-х годов XX столетия. Затем на заводе фирмы «Aero projects» для производства бесшовных труб был создан пресс с подводом высокочастотных ультразвуковых колебаний непосредственно к матрице. Применение ультразвуковых колебаний позволило увеличить степень единичного обжатия и повысить скорость деформации заготовки, уменьшить число операций отжига и травления, а также количество отходов. Данные вопросы свое дальнейшее решение нашли на заводе фирмы «Stainless Tube Division» (США), где производство бесшовных труб из коррозионно-стойкой стали на профильных прессах осуществляют высокочастотными ультразвуковыми колебаниями технологического инструмента (матрицы) [1].

Промышленная технология прессования бесшовных труб из предварительно просверленных заготовок с использованием энергии ультразвуковых колебаний освоена также в Англии и Японии. Фирмами «Levy» и «Kolambia Jammeril» (Англия) были созданы прессы усилием прессования до 40 МН, которые эксплуатировались в технологических линиях трубопрессовых установок для производства труб диаметром до 380 мм. Процессы прессования реализовались путем подвода к пресс-штемпелю ультразвуковых колебаний частотой 5 – 15 кГц [1, 2].

Аналогичный профильный пресс с подводом ультразвуковых колебаний непосредственно к игле, через стержень, работает в фирме «Кобэ» (Япония) [1].

На трубопрокатных заводах России и Украины в настоящее время работают трубопрокатные установки, оснащенные современными прессами усилием прессования до 50 МН, выпуска фирмы «SMSMEER» (Германия) или отечественного производства усилием прессования до 31,5 МН. Однако, по ряду необоснованных причин, данное оборудование не снабжено устройством для реализации современной технологии вибрационного прессования труб [2].

Отметим, что в случае модернизации промышленного профильного прессы 31,5 МН, высокочастотные механические или ультразвуковые колебания от вибровозбудителя непосредственно следует подвести к оправке через стержень иглодержателя.

Для выработки научно обоснованных предложений рассмотрим несколько нетрадиционную постановку и решение задачи о прессовании предварительно нагретой гильзы вибрируемой матрицей и иглой. Игла и матрица, используемые в качестве технологических инструментов профильного прессы, представляют осесимметричные абсолютно твердые тела. В ходе реализации высокочастотного вибрационного прессования труб, одновременно вибрируемая игла и матрица воздействует на прессуемый металл (однородную среду), занимающую некоторое полупространство, нормально к его свободной поверхности. При этом возмущенное движение прессуемого металла в очаге деформации, вызванное вибрируемой матрицей и иглой, в процессе прессования, в радиальном направлении, предполагаем строго осесимметричным.

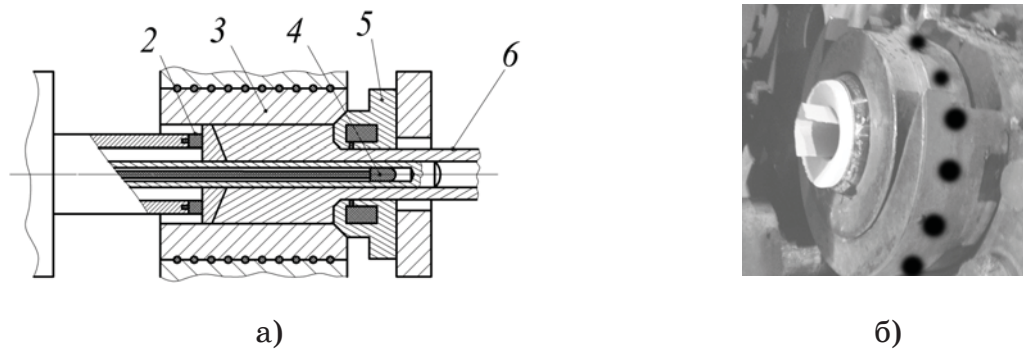


Рис. 3 – Схема подвода высокочастотных колебаний к игле а) и матрицдержателю б) профильного пресса: 1 – пресс-штемпель с встроенным вибровозбудителем; 2 – пресс-шайба; 3 – контейнер; 4 – игла с встроенным вибровозбудителем; 5 – матрица с встроенным вибровозбудителем; 6 – заготовка (гильза)

Выбираем следующую расчетную схему процесса прессования труб: используем цилиндрическую систему координат с началом в точке соприкосновения оправки с прошиваемой заготовкой; время прошивки отсчитываем от момента соприкосновения матрицы и иглы с металлом, причем ось x направляем вдоль оси прессования заготовки (рис. 3).

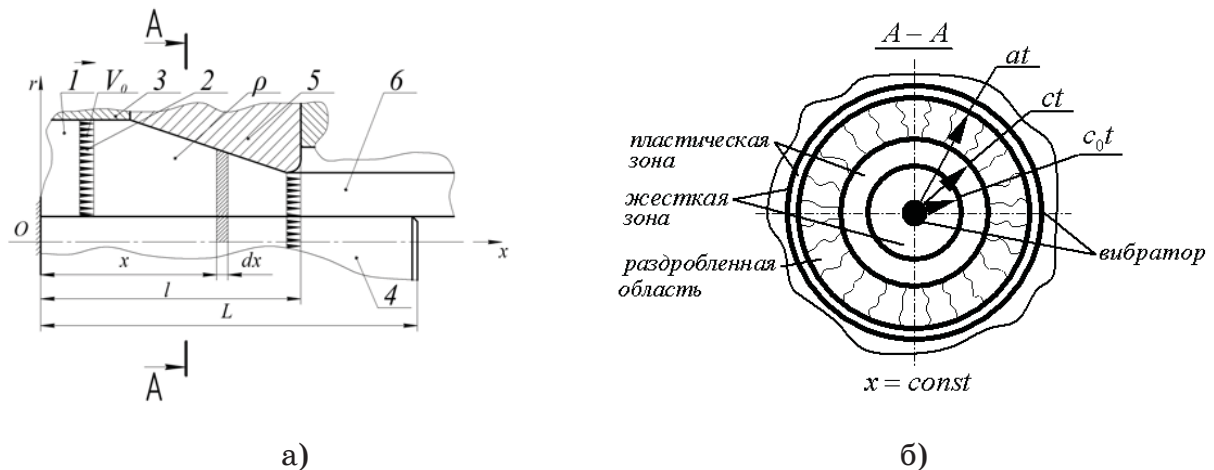


Рис. 4 – Расчетная схема динамических процессов прессования и гильза с зоной трещинообразования: а – расчетная схема процесса прессования; б – тимплет трубной заготовки с зоной трещинообразования; 1 – пресс-штемпель; 2 – гильза; 3 – контейнер; 4 – игла (оправка); 5 – матрица; 6 – труба

Решение задачи радиального волнового движения металла в процессе прессования, основанное на использовании строгих нелинейных дифференциальных уравнений, в силу больших деформаций, в настоящее время из-за недостаточного развития математического аппарата является затруднительным. Поэтому, на данной стадии исследования, наиболее приемлемы те методы,

которые позволяют получить решение задачи в аналитической форме. Очевидно также, что данные методы хотя и обладают определенной погрешностью, но, в основном, охватывают физическую суть явлений, происходящих в процессе прессования предварительно просверленных заготовок в гильзы (трубы) заданных размеров.

Пусть $H(t)$ – есть глубина «внедрения» матрицы в металл в момент времени t . Если уравнение образующей рабочей поверхности матрицы задано в виде $r = f(x), (x \geq 0)$, то положение матрицы в выбранной цилиндрической системе координат в момент времени $t \geq 0$ согласно методу инверсии определяется $r = f[x + H(t)]$.

В некоторой фиксированной плоскости $x = const$ сечение движущейся матрицы в каждый момент времени представляет собой сужающуюся окружность переменного радиуса $r_0(t) = f[t + H(t)]$, изменяющуюся в радиальном направлении со скоростью

$$c_0(t) = \dot{r}_0(t) = \frac{d}{dt} f(x + H(t)) = f'(x + H(t))u_0(t), \quad (1)$$

где $u_0(t) = \dot{H}(t)$ – скорость прессования металла; $f'(x + H(t))$ – тангенс угла наклона образующей рабочей поверхности матрицы к оси x на некоторой заданной глубине прессования.

Если образующая рабочей поверхности матрицы выполнена в виде эквивалентного конуса с углом полураствора θ_s , то $f(x) = x \operatorname{tg} \theta_s$, то скорость сужения поперечного сечения матрицы в плоскости $x = const$ будет равна $c_0(t) = u_0(t) \operatorname{tg} \theta_s$.

Принимаем во внимание то, что технологический процесс прессования труб на профильном прессе ведется в установившемся режиме с постоянной скоростью. Поэтому, можно в первом приближении считать, что $u_0(t) = u_0 = const$. При этом каждое поперечное сечение матрицы при ее перемещении сужается с постоянной скоростью $c_0 = u_0 \operatorname{tg} \theta_s = const$, что дает основание рассматривать движение металла в радиальном направлении как автомобильное.

Предложенный подход к решению задачи вибрационного прессования состоит в следующем: считается, что каждый слой металла в некоторой фиксированной плоскости $x = const$, движется независимо от других слоев, причем, движение начинается с того

момента времени, когда рабочая поверхность матрицы достигает данной плоскости. Исходная задача сводится к задаче о сужении цилиндрической «каверны». Следовательно, данная задача представляет собой задачу о распространении одномерных радиальных волн в слое, перпендикулярном направлению движения металла в очаге деформации. Таким образом, можно сказать, что предлагаемый подход к решению задачи основывается исключительно на методе плоских сечений, что позволяет развивать известные положения процессов деформирования заготовки технологическими инструментами (матрицей и иглой).

Результаты некоторых экспериментальных исследований [2, 6] указывают на необходимость поэтапного исследования деформированного состояния прессуемого металла в стесненном очаге деформации между матрицей и иглой. Напряженно-деформированное состояние металла в очаге деформации показывает, что при существующих скоростях прессования в цилиндрической заготовке (металле), кроме зоны упругого состояния, преимущественно, возникает зона пластического состояния, а в некоторых случаях, и опасная зона разрушения металла. Поэтому, первоначально рассмотрим отдельно указанные зоны и дадим решение динамической задачи для каждой из них. Пластическая область очага деформации расположена в зоне непосредственного контакта металла с матрицей. В рамках рассматриваемой задачи и выбранной динамической модели процесса в каждом сечении $x = const$ данная зона представляет собой концентрическую область, ограниченную окружностью радиусом (поперечное сечение матрицы) $r_0(t)$, которая закономерно сужается со скоростью $c_0(t)$, и окружностью некоторого радиуса $R(t)$, которая определяет границу пластической области со стороны внешней зоны и сужается с неизвестной заранее скоростью $c = \dot{R}(t)$.

Область, примыкающая к пластической зоне по окружности $r = R(t)$, как будет показано в дальнейшем, может рассматриваться как область, подверженная, в некоторых случаях, определенному виду разрушения.

В выбранной цилиндрической системе координат законы сохранения массы и количества движения для радиального

перемещения металла в рассматриваемом слое очага деформации $x = const$ имеют вид

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + v \frac{\partial \rho}{\partial r} = -\rho \left(\frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \right); \quad (2)$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r - \sigma_\theta}{r} = -\rho \left(\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial r} \right), \quad (3)$$

где $\rho(r, t)$ – плотность металла; $v(r, t)$ – радиальная скорость частиц металла (положительная в сторону сужения размеров матрицы); σ_r, σ_θ – соответственно радиальная и окружная компоненты напряжения (положительные при сжатии).

Уравнения (2) и (3) применимы как для пластической зоны, так и для упругой зоны. Пластичность металла, при рассматриваемом подходе, наиболее удобно описывать критерием текучести по Треску, который в нашем случае имеет вид

$$\sigma_r - \sigma_\theta = \tau_0, \quad (4)$$

где $\tau_0 = const$ – предел текучести прошиваемого металла.

Кроме того, необходимо отметить, что относительное изменение объема, как известно из [7, 8], является упругой деформацией, которая обычно в теории пластичности считается пропорциональной давлению $p = \frac{1}{3}(\sigma_r + \sigma_\theta + \sigma_x)$. В этом случае предполагаем, что между давлением p и изменением объема очага деформации существует линейная зависимость, которую представим в виде

$$p = K \left(1 - \frac{\rho_0}{\rho} \right), \quad (5)$$

где ρ_0, ρ – соответственно начальная и текущая плотность прессуемого металла; K – объемный модуль упругости прессуемого материала.

Система четырех уравнений (2), (3), (4) и (5) не является замкнутой, так как содержит пять неизвестных функций: $v, \rho, \sigma_r, \sigma_\theta, \sigma_x$.

Классическая теория пластичности при рассмотрении деформации металла с цилиндрической симметрией использует различные гипотезы и предположения относительно взаимосвязи напряжения σ_x с другими компонентами полного напряжения и деформаций. Одним из таких предположений в теории пластичности

является предположение о линейности связи между девиатором тензора напряжений и девиатором тензора деформаций. Совместно с условием деформации указанное предположение приводит к следующей связи между напряжениями

$$\sigma_x = \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_\theta) - G\varepsilon, \quad (6)$$

где ε – объемная деформация материала.

Поскольку ε величина достаточно малая, то в уравнении (6) часто пренебрегают последним членом, в результате чего получаем $\sigma_x = \frac{1}{2}(\sigma_r + \sigma_\theta)$, что рекомендуется Хиллом в работе [7]. Однако, результаты исследования [8] говорят о том, что вместо условия (14) в ряде случаев можно использовать условие $\sigma_x = \sigma_\theta$.

Необходимо указать, что оба последних условия принадлежат к классу более общего параметрического условия $\sigma_x = s\sigma_\theta + (1-s)\sigma_r$, соответственно при значениях параметра $s=1/2$ и $s=1$. Если использовать условие (6), то для давления металла $p = \frac{1}{3}[(2-s)\sigma_r + (1+s)\sigma_\theta]$. В силу записанного, последнего, с учетом условия текучести, имеем

$$1 - \frac{\rho_0}{\rho} = \frac{1}{K} \left[\sigma_r - \frac{1}{3}(1+s)\tau_0 \right]. \quad (7)$$

Исключив из уравнений (2) и (9) σ_θ при помощи условия (6) и ρ при помощи равенства (7), получим

$$\left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\tau_0}{r} \right) \left(K - \sigma_r + \frac{1+s}{3}\tau_0 \right) = -\rho_0 K \left(\frac{\partial v}{\partial t} + v \frac{\partial v}{\partial r} \right), \quad (8)$$

$$\left(\frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \right) \left(K - \sigma_r + \frac{1+s}{3}\tau_0 \right) = - \left(\frac{\partial \sigma_r}{\partial t} + v \frac{\partial \sigma_r}{\partial r} \right). \quad (9)$$

Для матрицы с произвольной криволинейной образующей $r = f(x)$ и произвольного закона движения пресс-штемпеля $u_0(t)$, именно эти два уравнения определяют пластическое движение металла в возмущенной области очага деформации $r_0(t) \leq r \leq R(t)$.

Предположим, что пресс-штемпель трубную заготовку с постоянной скоростью u_0 вдвигает в кольцевой зазор между матрицей и иглой. В этом случае граница контакта пластической

зоны с матрицей радиально движется с постоянной скоростью $c_0 = u_0 \operatorname{tg} \theta_s$ и задача (8), (9) оказывается автомодельной, поскольку не имеет характерного размера. В этом случае скорость распространения пластической зоны c также постоянна и равна $R(t) = ct$. Перейдя в (8) и (9) к безразмерным величинам, $\bar{v} = \frac{v}{c}$; $\bar{\sigma}_r = \frac{\sigma_r}{K}$; $\bar{\tau}_0 = \frac{\tau_0}{K}$, являются функциями только автомодельной переменной, в виде $\xi = \frac{r}{ct}$, получим систему двух обыкновенных дифференциальных уравнений

$$\left[1 - \bar{\sigma}_r + \frac{1}{3}(1+s)\bar{\tau}_0 \right] \left(\frac{d\bar{\sigma}_r}{d\xi} + \frac{\bar{\tau}_0}{\xi} \right) = \beta^2 \frac{d\bar{v}}{d\xi} (\xi - \bar{v}), \quad (10)$$

$$\left[1 - \bar{\sigma}_r + \frac{1}{3}(1+s)\bar{\tau}_0 \right] \left(\frac{d\bar{v}}{d\xi} + \frac{\bar{v}}{\xi} \right) = \frac{d\bar{\sigma}_r}{d\xi} (\xi - \bar{v}), \quad (11)$$

где $\beta = \frac{c}{c_p}$, $c_p = \frac{K}{\rho_0}$.

Система уравнений (10) и (11) описывает пластическое течение в области очага деформации $c_0 t < r < ct$, которая в автомодельных переменных является интервалом $\xi_0 \leq \xi \leq 1$. Здесь ξ_0 – нижний предел автомодельной переменной $\xi_0 = \frac{c_0}{c} < 1$ соответствует границе контакта металла с иглой.

Обратим внимание на тот факт, что граница $r = R(t)$ заранее неизвестна, и в автомодельной задаче (из-за выбора в качестве характерной скорости величины c) неизвестным оказывается значение ξ_0 на границе с матрицей. Таким образом, в подвижной области $r_0(t) < r < R(t)$, с заранее неизвестной границей $R(t)$, для матрицы с произвольной криволинейной образующей, решение задачи в пластической зоне сводится к решению системы нелинейных уравнений в частных производных (8) и (9).

Для случая прессования труб на матрице, выполненной в виде строго конического тела, с постоянной скоростью движения u_0 , задача, в конечном итоге, сводится к решению системы обыкновенных дифференциальных уравнений (10) и (11) в области с

фиксированными границами $\xi = \xi_0 < 1$ и $\xi = 1$ с заранее неизвестной величиной ξ_0 . Из граничных условий при $\xi = \xi_0$ известно значение скорости $v = c_0$ или $\bar{v} \Big|_{\xi=\xi_0} = \frac{c_0}{c} = \xi_0$, условия на границе $\xi = 1$ должны определяться из условия стыковки решения в пластической зоне с решением в зоне, которая примыкает к пластической. Отметим, что линеаризованная задача для пластической области базируется на основных предположениях линейной теории пластичности [7, 9].

Результаты анализа задачи показывают, что хотя небольшое изменение плотности прессуемого металла происходит, но величина $\rho_0/\rho \approx 1$. Кроме того, величины $v \frac{\partial \rho}{\partial r}$ и $v \frac{\partial v}{\partial r}$ имеют второй порядок, поэтому, в линейном приближении задачи, вместо уравнений (8) и (9) воспользуемся уравнениями

$$\frac{\partial \rho}{\partial t} + \rho_0 \left(\frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \right) = 0, \quad (12)$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\tau_0}{r} = -\rho_0 \frac{\partial v}{\partial t}. \quad (13)$$

Исключив из уравнений (12) и (13) ρ , при помощи уравнения (7), придем к следующей системе уравнений [6, 7]

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\tau_0}{r} = -\rho_0 \frac{\partial v}{\partial t}; \quad (14)$$

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial t} + K \left(\frac{\partial v}{\partial r} + \frac{v}{r} \right) = 0, \quad (15)$$

которая является линеаризованным вариантом системы (8) и (9).

Для конической матрицы, при постоянной скорости прессования u_0 , задача (30) и (31) является автомодельной и в безразмерных переменных приводится к системе обыкновенных дифференциальных уравнений

$$\frac{d\bar{\sigma}_r}{d\xi} + \frac{\bar{\tau}_0}{\xi} = \beta^2 \xi \frac{d\bar{v}}{d\xi}; \quad (16)$$

$$\frac{d\bar{v}}{d\xi} + \frac{\bar{v}}{\xi} = \xi \frac{d\bar{\sigma}_r}{d\xi}. \quad (17)$$

на интервале переменной $\xi_0 \leq \xi \leq 1$.

Ограничимся, в дальнейшем, только решением линеаризованной системы уравнений (16) и (17), которая, как показывает сравнение с

численным решением нелинейной системы (8) и (9), имеет удовлетворительную точность, но обладает тем преимуществом, что линеаризованная система допускает замкнутое аналитическое решение. Из (16) и (17) имеем самостоятельное уравнение для определения \bar{v}

$$(1 - \beta^2 \xi^2) \frac{d\bar{v}}{d\xi} + \frac{\bar{v}}{\xi} = -\bar{\tau}_0, \quad (18)$$

Причем, при $\xi = \xi_0$, должно удовлетворяться граничное условие $\bar{v}|_{\xi=\xi_0} = \xi_0$. Решение уравнения (18), удовлетворяющее последнему условию, имеет вид

$$\bar{v}(\xi) = D_0 \frac{\sqrt{1 - \beta^2 \xi^2}}{\beta^2 \xi} - \frac{\bar{\tau}_0}{\beta^2 \xi}, \quad (19)$$

где $D_0 = \frac{\beta^2 \xi_0^2 + \bar{\tau}_0}{\sqrt{1 - \beta^2 \xi_0^2}}$.

Теперь из (16) получаем выражение для определения $\bar{\sigma}_r(\xi)$

$$\bar{\sigma}_r(\xi) = D_0 \ln \frac{1 + \sqrt{1 - \beta^2 \xi^2}}{\beta \xi} + D_1, \quad (20)$$

где D_1 – произвольная постоянная.

Постоянная D_1 и безразмерная скорость распространения пластической зоны $\beta = \frac{c}{c_p}$ должны быть определены из условия сопряжения пластической зоны с зоной, примыкающей к пластической. Так как для внешней зоны могут применяться различные математические и физические модели, то здесь используется наиболее распространенная модель: модель зоны в трубной заготовке, разрушенной радиальными трещинами.

Следует отметить, что при реализации некоторых режимов прессования в предварительно прошитой и нагретой трубной заготовке, наряду с пластической зоной, возникает некоторая нежелательная раздробленная область (область с радиальными трещинами) (рис.3). В связи с этим исследование динамических явлений в области, разрушенной радиальными трещинами, является наиболее актуальным.

Известно, что для многих сталей и сплавов, из которых путем прессования изготавливаются гильзы (трубы), предел прочности на

разрыв σ_0 гораздо меньше по величине, чем предел прочности на сжатие. При прессовании труб на матрице, образующая которой изношена или неудачно калибрована, в некоторой области очага деформации возникают значительные растягивающие окружные усилия, теоретически превосходящие предел прочности на разрыв. Иначе говоря $\sigma_\theta < -\sigma_0$. В условиях реализации существующего технологического процесса прессования в таких областях деформируемый металл теряет способность сопротивляться напряжениям и разрушается, причем дробление проявляется в виде образования большого количества радиальных трещин. Например, зачастую это имеет место при прессовании толстостенных труб и, как правило, на конической матрице. В связи с этим, в тех случаях, когда появляются окружные растягивающие напряжения, превосходящие предел прочности на разрыв, расчетная схема должна быть изменена таким образом, чтобы она отображала возможность появления указанной разрушенной зоны (рис. 4).

В зоне, разрушенной радиальными трещинами, связанность материала вдоль окружных волокон нарушается и, поэтому, можно предположить, что окружное усилие становится равным нулю. Следовательно, в такой зоне $\sigma_\theta = 0$. Поэтому уравнение (13) для зоны с трещинообразованием в линейном приближении будет иметь вид

$$\frac{\partial \sigma_r}{\partial r} + \frac{\sigma_r}{r} = -\rho \frac{\partial^2 u}{\partial t^2},$$

(21)

где $u(r, t)$ – смещение металла в раздробленной зоне.

В этом случае уравнение неразрывности (8) металла в очаге деформации можно представить через смещение $u(r, t)$ в виде

$$1 - \frac{\rho_0}{\rho} = -\left(\frac{\partial u}{\partial r} + \frac{u}{r} \right). \quad (22)$$

При условии (6) из (7) получим, что давление равно $p = \frac{2-s}{3} \sigma_r$, ($0 \leq s \leq 1$), а из (18) получим следующую взаимосвязь между плотностью прессуемого металла и радиальным напряжением σ_r

$$\frac{2-s}{3} \sigma_r = K \left(1 - \frac{\rho_0}{\rho} \right). \quad (23)$$

Из выражений (22) и (23) получим уравнение

$$\frac{2-s}{3} \frac{\sigma_r}{K} = -\frac{\partial u}{\partial r} - \frac{u}{r}, \quad (24)$$

которое в комбинации с (21) дает отдельное дифференциальное уравнение для радиального движения металла в очаге в виде деформации $u(r,t)$

$$\frac{\partial^2 u}{\partial r^2} + \frac{2}{r} \frac{\partial u}{\partial r} = \frac{1}{a^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}; a \geq 0, \quad (25)$$

где $a = \sqrt{\frac{3K}{\rho_0(2-s)}}$ – скорость распространения переднего фронта зоны,

разрушенной радиальными трещинами.

Решим уравнение (25) для случая прессования металла с постоянной скоростью на вибрируемой матрице произвольной формы. Схема решения задачи в сочетании с вышесказанным складывается из следующего предположения: замкнутое решение задачи можно осуществить путем конструирования областей возмущения, состоящих из внутренней пластической в сочетании с внешней разрушенной зоной. Поэтому схема решения задачи предлагается следующая. Сначала решается задача в предположении, что возмущенная область состоит из пластической зоны. При этом, первично, решается уравнение для определения параметра β (относительной скорости волны пластичности), а затем, по формулам (8) и (9), восстанавливаются поля напряжений и скоростей. Далее проверяется выполнение условия $\sigma_\theta > -\sigma_0$ во всей возмущенной области очага деформации. Если это условие выполняется, то указанным решением ограничиваемся. Если же указанное условие для σ_θ в какой то области нарушается, то рассматривается случай, когда возмущенная область состоит из пластической зоны, зоны, разрушенной трещинами и жесткой зоны, лежащей перед фронтом распространения области разрушения. Очевидно, что решение задачи начинается с определения величины β .

Путем моделирования активных волновых процессов в металле, установим некоторые особенности реализации технологии управляемой вибрационного прессования трубной заготовки. Перейдем к детальному анализу математической модели возмущенной области очага деформации согласно (25) и изучению волновых процессов в прессуемом металле.

С учетом определенных обобщенных начальных условий задачи и граничных условий реализации технологического процесса прессования трубной заготовки между матрицей и иглой

$$u \Big|_{t=0} = f(r); \quad \frac{du}{dr} \Big|_{t=0} = F(r); \quad \frac{du}{dr} \Big|_{r=R_1} = 0, \quad \frac{du}{dr} \Big|_{r=R_2} = 0, \quad (26)$$

решение уравнения (25) представляем по методу Фурье в виде

$$u(r,t) = T(t) R(r). \quad (27)$$

Подстановкой (27) в дифференциальное уравнение волновых процессов (25), после разделения переменных и некоторых преобразований запишем

$$\frac{R''(r) + \frac{2}{r}R'(r)}{R(r)} = \frac{T''(t)}{a^2T(t)} = -\lambda^2 \quad (28)$$

Из уравнения (28) имеем следующую систему независимых дифференциальных уравнений

$$R''(r) + \frac{2}{r}R'(r) + \lambda^2 R(r) = 0; \quad (29)$$

$$T''(t) + \lambda^2 a^2 T(t) = 0. \quad (30)$$

Решения дифференциальных уравнений (29) и (30) согласно [11], соответственно, запишем в виде

$$R_k(r) = J_0(\lambda_k r) H_0^{(1)}(\lambda_k R_2) - J_0'(\lambda_k R_2) H_0^{(1)}(\lambda_k r); \quad (31)$$

$$T(t) = A_k \cos(\lambda_k a t) + B_k \sin(\lambda_k a t), \quad (32)$$

где A_k, B_k – постоянные интегрирования задачи; λ_k – положительные корни уравнения; $J_0(\lambda_k R_1), H_0^{(1)}(\lambda_k R_1), J_0'(\lambda_k R_2), H_0^{(1)'}(\lambda_k R_2)$ – соответственно функции Бесселя и Ханкеля и их производные для выбранных параметров процесса прессования; R_1, R_2 соответственно радиусы матрицы и оправки.

Чтобы решение задачи удовлетворяло выбранным граничным условиям очага деформации при прессовании труб справедливо

$$\frac{dR}{dr} \Big|_{r=R_1} = 0; \quad \frac{dR}{dr} \Big|_{r=R_2} = 0. \quad (33)$$

Необходимо подчеркнуть, что, при этом, из последних условий находим требуемые собственные числа (корни) уравнения (31) в виде

$$J_0(\lambda_k R_1) H_0^{(1)'}(\lambda_k R_2) - J_0'(\lambda_k R_2) H_0^{(1)}(\lambda_k R_1) = 0. \quad (34)$$

Необходимо отметить, что соответствующим собственным числам λ_k уравнения (34) соответствует определенная собственная функция

задачи. Согласно методу Фурье общее решение уравнения (25), с учетом собственного числа λ_k из выражения (34) представим в виде

$$u(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} [A_k \cos(a\lambda_k t) + B_k \sin(a\lambda_k t)] R_k(r), \quad (35)$$

соответственно определяем постоянные интегрирования задачи A_k и B_k в виде

$$A_k = \frac{1}{N_k} \int_{R_1}^{R_2} r f(r) R_k(r) dr; B_k = \frac{1}{a\lambda_k N_k} \int_{R_1}^{R_2} r F(r) R_k(r) dr, \quad (36)$$

где $N_k = \int_{R_1}^{R_2} r R_k^2(r) dr$.

Следовательно, общее решение задачи представим в стандартной форме, в форме волновых-колебательных процессов согласно [11]

$$u(r, t) = \sum_{k=1}^{\infty} \tilde{A}_k \sin(a\lambda_k t + \varphi_k) R_k(r), \quad (37)$$

где $\tilde{A}_k = \sqrt{A_k^2 + B_k^2}$ – амплитуды волновых процессов в возмущенной области очага деформации; $\varphi_k = \arctg \frac{A_k}{B_k}$ – начальные фазы волновых процессов.

Из выражения (37) следует, что период волновых процессов (вынужденных колебаний) в прессуемом металле определяется

$$T_k = \frac{2\pi}{K_k}, \quad (38)$$

где $K_k = \sqrt{a\lambda_k}$ – частота волнового активного вибрационного процесса.

Предлагается следующая возможная схема решения задачи. Сначала рассматривается задача в предположении, что возмущенная область очага деформации в процессе прессования состоит из пластической зоны и раздробленной зоны. Сначала решается уравнение для определения параметра β (относительной скорости волны пластичности), а затем, по формулам (8) и (9), восстанавливаются истинные поля напряжений и скоростей. После проверяется выполнение условия $\sigma_\theta > -\sigma_0$ во всей возмущенной области очага деформации. Если это условие выполняется, то указанным решением задачи ограничиваемся. Далее, задавшись определенными начальными и граничными условиями активных вынужденных гармонических колебаний технологических

инструментов (матрицы и иглы) в виде $f(r) = R(t)\sin(\omega t)$ и $F(r) = R'(t)\omega\cos(\omega t)$ заданной частоты ω , путем математического моделирования, определяем эффективные параметры вибрационного прессования трубной заготовки на этапе назначения режимов технологического процесса. Как видно, в этом случае имеющие место волновые процессы и характерное напряженно-деформированное состояние металла в условиях реализации активных вибрационных технологий прессования труб являются определяющими для формирования очага деформации.

Необходимо подчеркнуть, что поскольку процессы деформирования заготовки в рамках выбранной динамической модели очага деформации в поперечном направлении представляют волновые процессы, то путем приложения активных внешних управляющих воздействий, например, высокочастотных колебаний определенной частоты $\omega = 0,5 - 7,5$ кГц со стороны вибрируемых технологических инструментов, иглы 4, матрицы 5 и пресс-штемпеля 1, прессуемому металлу 6, возможно добиться ускоренного движения пресс-штемпеля и увеличения скорости прессования труб без образования зоны, разрушенной радиальными трещинами. Отметим, что поскольку вибровозбудитель высокочастотных колебаний непосредственно встроен в иглу 4, то в процессе прессования трубы, кроме всего прочего, для защиты от тепловых воздействий он подвергается интенсивному охлаждению существующей системой охлаждения иглы (рис. 3).

Под воздействием активных управляющих высокочастотных колебаний, достигается значительное уменьшение предела упругости и текучести прессуемого металла, что обеспечивает снижение усилия прошивки и приводит к повышению эффективности процесса прессования труб. При этом, для стабилизации энергосиловых параметров очага деформации, математическим моделированием могут быть определены требуемые рациональные амплитудно-частотные характеристики вынужденных колебаний технологических инструментов (матрицы и иглы).

Стабилизацией параметров объемного напряженно-деформированного состояния металла, например, при прессовании труб из стали 0X18H10T диаметром 270 мм на профильном прессе усилием прессования 50 МН достигается снижение усилия прессования на 19 %, за счет снижения значительных сил контактного трения, повышение стойкости матриц и игл в два раза.

Следовательно, снижением усилия прессования достигается устойчивость функционирования иглодержателя в процессе прессования, что приводит к существенному снижению разностенности и повышению качества выпускаемых труб. В данном случае,

уменьшение разностенности труб из нержавеющей стали 0X18H10T по сортаменту, изготовленных из предварительно просверленных заготовок диаметром 270 мм, составляет примерно 14 %.

Необходимо особо подчеркнуть тот факт, что с применением высокочастотных активных вибаций, кроме всего прочего, значительно возрастает скорость расширения границы пластической зоны.

Полученные результаты показывают, что технологические процессы прессования труб из различных марок сталей и их сплавов с применением высокочастотной вибрации по рассматриваемой схеме достаточно корректно моделируются представленной математической моделью.

Разработанная математическая модель процесса вибрационного прессования труб, определенно, расширяет возможности анализа динамических явлений в очаге деформации. При этом, решение задачи по прогнозированию напряженно-деформированного состояния очага деформации, как видно из выбранной динамической модели, базируется на реализации доступного математического аппарата. Полученные результаты позволяют реализовать управляемые режимы деформации в очаге и совершенствовать технологические процессы проессования труб на прошивном прессе. Уточненные динамические особенности очага деформации существенно дополняют существующиеся представления о напряженно-деформированном состоянии металла в условиях вибрационного прессования бесшовных труб.

Предложенная методика исследования технологического процесса прессования трубных заготовок в полые гильзы из различных марок сталей и их сплавов на профильном прессе по предложенной схеме заметно расширяет возможности анализа напряженно-деформированного состояния очага деформации в условиях высокочастотных вибраций и, определенно, уточняет энергосиловые параметры очага деформации [2, 6].

Полученные результаты указывают на высокую эффективность применения процесса вибрационного прессования и позволяют наметить пути совершенствования технологического процесса производства бесшовных труб.

Выводы

1. В рамках принятой динамической модели вибрационного процесса прессования труб определены параметры возмущенной границы матрицы, соответствующие границе пластической зоны деформируемой трубной заготовки.

2. Получены аналитические зависимости для скорости распространения фронта пластической деформации и фронта зоны трещинообразования в возмущенной области очага деформации в

зависимости от амплитудно-частотных характеристик одновременно вибрируемых матрицы и иглы.

3. Определены основные параметры границ сопряженных зоны распространения волновых процессов пластической деформации и зоны трещинообразования при условиях реализации активного вибрационного процесса прессования труб.

4. Анализом линейной и нелинейной моделей задачи о распространения пластической волны определены динамические характеристики технологического процесса прессования металла на вибрируемых матрице и игле, что, существенно дополняет ранее известные представления о напряженно-деформированном состоянии очага деформации.

5. Выбором рациональных геометрических параметров образующей рабочей поверхности как самих матриц, так и амплитудно-частотных характеристик технологических инструментов (матрицы и иглы) при прессовании труб достигнуто значительное повышение качества бесшовных труб.

ЛИТЕРАТУРА

1. Данченко В.Н. Технология трубного производства. Учебник для вузов. /В.Н. Данченко, А.П. Коликов, Б.А. Романцев, С.В. Самусев // . – М.: Интермет - Инжиниринг, 2002. – 640 с.
2. Клименко В.М., Шаповал В.Н. Вибрационная обработка давлением. Киев: Техника, 1977. – 128 с.
2. Медведев М.И., Гуляев Ю.Г., Чукмасов С.А. Совершенствование процесса прессования труб. – М.: Металлургия, 1986. – 151 с.
3. Перлин И.Л. Теория прессования металлов. – М.: Металлургия, 1964. – 344 с.
4. Гуляев Г.И., Притоманов А.Е., Дробич О.П. и др. Прессование стальных труб и профилей. – М.: Металлургия, 1973. – 192 с.
5. Коликов А.П., Полухин П.И., Крупин А.В. и др. Новые процессы деформации металлов и сплавов. – М.: Высшая школа, 1986. – 351 с.
6. Безухов Н.И. Основы теории упругости, пластичности и ползучести. – М.: Высшая школа, 1978. – 512 с.
7. Малинин Н.Н. Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: Машиностроение, 1975. – 400 с.
8. Ландау Л.Д., Лифшиц Е.М. Теоретическая физика Т. 7. Теория упругости. – М.: Наука, 1987. – 248 с.
9. Гендуков В.М. Тело вращения минимального сопротивления в упругопластических и пластических сжимаемых средах.– В кн. «Проблемы динамики взаимодействия деформируемых сред», Ереван. Изд-во АН Армянской ССР, 1984. С.116 – 121
10. Сагомоян А.Я. Проникание. – М.: МГУ, 1956. – 300 с.
11. Кошляков Н. С. Уравнения в частных производных математической физики. / Кошляков Н. С., Глинер Э. Б., Смирнов М. И.// М.: Высшая школа, 1970. – 712 с.