

Рисунок 2 – Модальная форма для результатов расчета

**Список литературы:** 1. Фахрутдинов И.Х., Котельников А.В. Конструкция и проектирование ракетных двигателей твердого топлива. – М.: Машиностроение, 1987. – 328 с. 2. Конструкция и обработка РДТТ / А.М. Винницкий, В.Т. Волков, И.Г. Волковицкий и др. – М.: Машиностроение, 1980. – 230 с. 3. Абузов Д.И., Бобылев В.М. Теория и расчет ракетных двигателей твердого топлива. – М.: Машиностроение, 1987. – 272 с. 4. Тимошенко С. П., Гудьер Дж. Теория упругости. – М.: Наука, 1979. – 560 с.

Поступила в редколлегию 25.09.2009

УДК 621.774.7

**В.Г. ФЕДОРЧЕНКО**, канд.техн.наук, доц., ДГМА, Краматорск;  
**С.В. ПОДЛЕСНЫЙ**, канд.техн.наук, доц., ДГМА, Краматорск;  
**А.Ю. ДЕНЬЩИКОВ**, асс., ДГМА

## ОПРЕДЕЛЕНИЕ ТЕМПЕРАТУРНОГО ИНТЕРВАЛА ПЛАСТИЧНОСТИ ПРИ РАЗВАЛЬЦОВКЕ ТОНКОСТЕННЫХ ОСЕСИММЕТРИЧНЫХ ТРУБ

Пропонуються залежності в графічній та аналітичній формах визначення температурного інтервалу пластичності з метою здобуття оптимальних енергосилових параметрів развальцовки тонкостінних труб довільного діаметру. Отримані аналітичні залежності показують задовільну збіжність з експериментальними даними, що приводяться в літературних джерелах.

Dependences are offered in the graphic and analytical forms of determination of temperature interval of plasticity with the purpose of receipt of optimum energypower parameters of enlarge pipes tehiny wall pipes of arbitrary diameter. Got analytical dependences show satisfactory convergence with experimental information which over are brought in literary sources.

Изделия из трубчатых заготовок, особенно из труб, применяют практически во всех отраслях народного хозяйства.

В работе [1] получено уравнение полной интенсивности внешних сил, необходимых для деформации цилиндрической оболочки:

$$q = 2 \frac{h}{r} \sigma_T + j \frac{R-r}{2t^2}, \quad (1)$$

где  $q$  – полная интенсивность внешних сил;  $h$  – толщина цилиндрической оболочки;  $r$  – внутренний радиус цилиндра до деформации;  $R$  – внутренний радиус цилиндра после деформации;  $\sigma_T$  – предел текучести материала;  $j$  – удельная массовая плотность материала;  $t$  – время процесса деформации.

Уравнение содержит два слагаемых в правой его части.

Первое слагаемое учитывает интенсивность сил упругого сопротивления и сил сопротивления пластической деформации.

Второе слагаемое учитывает интенсивность сопротивления действия инерционных сил.

Для вычисления первого слагаемого возникает необходимость количественного определения предела текучести  $\sigma_T$  в зависимости от температурного интервала обработки, а также конкретного числового значения предела текучести при конкретной температуре внутри температурного интервала.

С этой целью принята попытка анализа соответствующих литературных источников.

Нагрев заготовок перед обработкой давлением [2], который производится с целью повышения пластичности металла, в результате чего сопротивление деформации значительно уменьшается (в 10-15 раз) по сравнению с обычным холодным состоянием (20 °С).

Для малоуглеродистой стали (Ст. 2) согласно [3] в обычном холодном состоянии предел текучести находится в пределах  $\sigma_T = 220 \div 260$  МПа и предел прочности  $\sigma_B = 340 \div 420$  МПа.

Сопоставление информации источников [2] и [3] указывает на то, что между пределами текучести стали в обычном холодном и нагретом состояниях существует связь, которую можно использовать для определения диапазона температур с максимальными пластическими свойствами стали.

Каждому сплаву соответствует определенная температура нагрева. Начальную температуру горячей обработки сплава определяют [2] по формуле:

$$t_n = at_{nl}, \quad (2)$$

где  $a$  – коэффициент понижения температуры, равный 0,85-0,95;  $t_{nl}$  – температура плавления сплава, которая определяется с помощью диаграммы состояния;  $t_n$  – начальная температура горячей обработки сплава.

Температура конца горячей обработки сталей в зависимости от содержания в них углерода определяется по формуле:

$$t_k = 0,7t_{nl}, \quad (3)$$

где  $t_k$  – конечная температура горячей обработки сплава.

Применяя формулы (2) и (3) для определения наиболее энергосберегающего температурного порога горячей обработки сталей в зависимости от содержания в них углерода, для чего используем диаграмму железо-углерод [4], представленную на рис. 1 в сокращенном виде и относительно увеличенном масштабе.

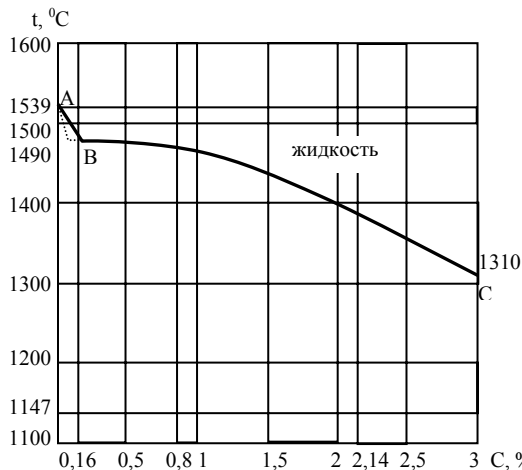


Рисунок 1 – Диаграмма железо-углерод: АВ – (линия ликвидус) показывает температуру начала кристаллизации  $\delta$ -феррита из жидкого сплава; ВС – (линия ликвидус) соответствует температуре начала кристаллизации аустенита. Линии АВ соответствуют сплавы, содержащие 0,1-0,16 % С

С целью получения аналитических зависимостей криволинейных линий ВС и АВ на диаграмме железо-углерод смоделируем, например, самую протяженную кривую линию ВС траекторией движения материальной точки в вертикальной плоскости, показанной на рис. 2, под действием силы тяжести  $\bar{P}$  с начальной горизонтальной скоростью  $\bar{v}_0$ .

Запишем поочередно дифференциальные уравнения движения точки М [5] и проинтегрируем их:

$$\ddot{x} = 0,$$

откуда

$$\dot{x} = C_1, \quad (4)$$

$$x = C_1 t + C_2. \quad (5)$$

где  $C_1, C_2$  – постоянные интегрирования, которые определяются согласно начальным условиями:  $t = 0; x = x_0 = 0; \dot{x} = \dot{x}_0 = v_0$ .

Подставив начальные условия в уравнения (4) и (5), получим  $C_1 = v_0; C_2 = 0$ , откуда

$$\begin{aligned} x &= v_0 t, \\ \ddot{y} &= -g, \end{aligned} \quad (6)$$

откуда

$$\dot{y} = -gt + C_3; \quad (7)$$

$$y = C_3t - g\frac{t^2}{2} + C_4; \quad (8)$$

где  $C_3, C_4$  – постоянные интегрирования, которые определяются согласно начальным условиям:  $t = 0, y = y_0, \dot{y} = \dot{y}_0 = 0$ .

Подставив начальные условия в уравнения (7) и (8), получим  $C_3 = 0, C_4 = y_0$ , откуда

$$y = y_0 - \frac{g}{2}t^2. \quad (9)$$

Решив совместно уравнения (6) и (9) получим:

$$y = y_0 - \frac{g}{2v_0^2}x^2. \quad (10)$$

Произведем замену переменных в формуле (10), полученной согласно рис. 2 на переменные согласно диаграмме железо-углерод (рис. 1)

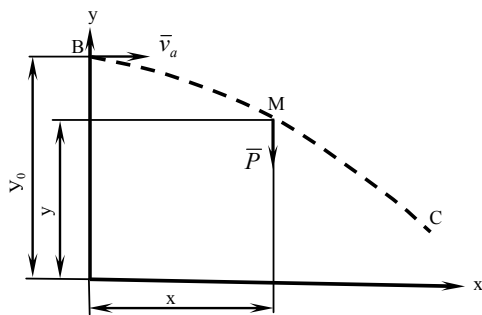


Рисунок 2 – Траектория точки А в вертикальной плоскости

Тогда

$$y_0 \rightarrow t_B, \quad (11)$$

где  $t_B$  – температура соответствующая точке В на диаграмме железо-углерод и количественно равная 1490 °С.

$$y \rightarrow t_{пл}, \quad (12)$$

где  $t_{пл}$  – переменная температуры плавления по кривой ВС, зависящая от содержания углерода в сплаве.

$$\frac{g}{2v_0^2} \rightarrow a \text{ (постоянный коэффициент)} \quad (13)$$

$$x \rightarrow C \text{ м (углерод C, \%)} \quad (14)$$

Введя результаты (11)÷(14) в уравнение (10), получим предварительную формулу для определения температуры плавления железо-углеродного сплава (стали, чугуна) в зависимости от содержания углерода в процентах по массе:

$$t_{пл} = 1,490 - aC^2. \quad (15)$$

Для определения коэффициента  $a$  в формуле (15) подставим в нее известные по диаграмме железо-углерод значения абсцисс  $C = 3$  % и ординаты

$$t_{nl} = 1310 \text{ }^{\circ}\text{C}:$$

$$1310 = 1490 - 9a, \text{ откуда}$$

$$a = \frac{1490 - 1310}{9} = \frac{180}{9} = 20. \quad (16)$$

Введя значение коэффициента (16) в уравнение (15), получим окончательное аналитическое выражение для вычисления температуры плавления железо-углеродистого сплава в зависимости от процентного по массе количества углерода в нем:

$$t_{nl} = 10(149 - 2C^2). \quad (17)$$

Для определения точности аппроксимации графической диаграммы железо-углерод на участке от 0,16 до 3 % С (рис. 1) аналитическим выражением (17) подставим в него значение углерода  $C = 2 \%$ . Тогда согласно формуле (17) получим значение температуры плавления  $t_{nl} = 1410 \text{ }^{\circ}\text{C}$ . Согласно диаграмме (рис. 1) это значение соответствует  $1400 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Таким образом, погрешность аппроксимации составляет около 0,7 %.

Подставим значение  $t_{nl}$  согласно (17) в формулы (2) и (3) согласно [2]. Тогда получим:

$$t_n = (8,5 \div 9,5)(149 - 2C^2); \quad (18)$$

$$t_k = 7(149 - 2C^2). \quad (19)$$

Анализ полученных результатов (18) и (19) с изменением содержания углерода в сплаве железо-углерод, показывает, что средняя разница между начальной температурой  $t_n$  и конечной температурой  $t_k$ , то есть температурный интервал горячей обработки практически не изменяется с изменением углерода в сплавах и составляет около  $270 \text{ }^{\circ}\text{C}$ .

Для определения энергосиловых параметров установок горячей обработки материалов, наряду с определением температурных интервалов, необходимо также иметь сведения о механических свойствах обрабатываемых материалов в заданном температурном интервале.

Согласно данным [6] и [7] построены диаграммы изменения пределов текучести сплавов железо-углерод в зависимости от температуры [6] на рис. 3.

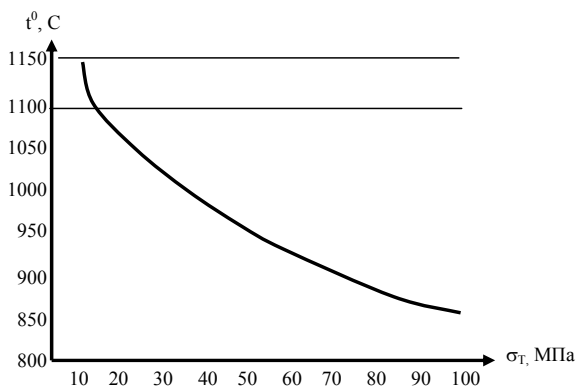


Рисунок 3 – Диаграмма зависимости предела текучести от температуры

Результаты исследований, приведенных на рис. 3, были получены с помощью высокотемпературного микроскопа НМ-4S (Япония) в нейтральной среде на полированных образцах с температурным интервалом 50 °С.

Анализ диаграммы, представленный на рис. 3 показывает, что скорость снижения пластических свойств сплава железо-углерод (Fe-C) с интервалами температур 100 °С имеет следующие значения:

$$1150 \div 1050 \text{ °С} - 0,13 \text{ МПа/°С}$$

$$1050 \div 950 \text{ °С} - 0,3 \text{ МПа/°С}$$

$$950 \div 850 \text{ °С} - 0,44 \text{ МПа/°С}$$

Таким образом, при более горячей обработке рассматриваемого материала, пластические его свойства при снижении температуры уменьшаются медленнее, чем при менее горячей его обработке.

В процессе обкатки с изменением температуры, скорости и степени деформации предел текучести металла [8] изменяется от 12,5 МПа в начале обкатки до 32 МПа в конце ее.

Температурный интервал, согласно диаграммы зависимости предела текучести от температуры (рис. 3), по данным [8], соответствует 1100 °С в начале обкатки и 1000 °С в конце ее, то есть составляет 100°С.

Воспользовавшись формулами (18) и (19) можно определить процентный состав по углероду стали согласно [8], подставив в них исходные данные, полученные согласно диаграмме рис. 3 [6], и решив предварительно указанные уравнения относительно искомой величины.

Предварительно для уточнения плавающего коэффициента  $a = 8,5 \div 9,5$  [2], который принят как неизвестное  $x$ , изменим уравнения (18) и (19):

$$t_n = x(149 - 2C^2); \quad (23)$$

$$t_k = 7(149 - 2C^2). \quad (24)$$

Разделив уравнение (23) на уравнение (24), и решив полученное уравнение относительно неизвестной  $x$ , получим:

$$x = 7 \frac{t_n}{t_k}. \quad (25)$$

Согласно литературным данным [2,8,9,10,11] все или почти все возможные температурные интервалы горячей обработки сталей с результатами значений  $x$ , определенных по формуле (25) приведены ниже:

$$\left. \begin{array}{l} 1.[2]1255 - 11000\text{С}, x = 8,0; \\ 2.[8]1100 - 10000\text{С}, x = 7,7; \\ 3.[9]1200 - 11500\text{С}, x = 7,3; \\ 4.[10]1200 - 11000\text{С}, x = 7,6; \\ 5.[11]1100 - 7600\text{С}, x = 10,2. \end{array} \right\} \quad (26)$$

Таким образом, плавающий коэффициент  $a$ , согласно [2] изменяется в пределах  $8,5 \div 9,5$ , а согласно уточнению получены более широкие пределы  $7,3 \div 10,2$  и, кроме того, они зависят от температурного поля (интервала) горячей обработки (в данном случае стали).

Представим коэффициент  $a$  в порядке увеличения полученных результа-

тов (26):

$$a = (7,6 \div 7,6 \div 7,7 \div 8,0 \div 10,2). \quad (27)$$

Введем переменное значение  $a$  согласно (27) в исходные уравнения (18) и (19):

$$t_n = (7,6 \div 7,6 \div 7,7 \div 8,0 \div 10,2)(149 - 2C^2); \quad (28)$$

$$t_k = 7(149 - 2C^2). \quad (29)$$

Полученные уравнения (28) и (29) дают возможность определять, как значения температурного интервала горячей обработки стали по процентному содержанию углерода в ней, так и по известному температурному интервалу определять процентное содержание углерода в металле.

Так, например, для температурного интервала 1100-1000 °С согласно уравнению (29):

$$C^2 = \frac{1043 - t_k}{14} = \frac{1043 - 1000}{14};$$

$$C = \sqrt{\frac{43}{14}} \text{ или } C = 1,75 \text{ \%}.$$

Согласно [1] интенсивность необходимых для увеличения диаметра тонкостенных цилиндров по формуле (1) представляется как сумма трех составляющих:

$$q = q_1 + q_2 + q_3, \quad (30)$$

где  $q_1$  – интенсивность сил сопротивления пластической деформации;  $q_2$  – интенсивность сил упругого сопротивления;  $q_3$  – интенсивность действия инерционных сил.

В формуле (1) сумма первых двух слагаемых составляет

$$q_1 + q_2 = 2 \frac{h}{r} \sigma_T. \quad (31)$$

Первая часть уравнения (31) является первым слагаемым формулы (1).

Используя полученные результаты по определению температурного интервала горячей обработки нелегированных сталей и их пределов текучести в зависимости от содержания углерода в них, произведем числовое определение первого слагаемого (1) на примере трубчатой заготовки, удовлетворяющей условию тонкостенности при внутреннем радиусе ее  $r = 100$  мм с толщиной стенки  $h = 5$  мм в полученном (26) температурном интервале 1100-1000 °С.

Указанные условия соответствуют горячей обработке тонкостенных трубчатых заготовок.

Ранее было показано, что температурному интервалу 1100-1000 °С соответствуют пределы текучести 12,5-13 МПа.

Введем в формулу (31) все приведенные выше числовые значения:

$$q_1 + q_2 = 2 \frac{h}{r} \sigma_T = 2 \frac{10}{100} 12,5 = 1,25, \text{ МПа}; \quad (32)$$

$$q_1 + q_2 = 2 \frac{h}{r} \sigma_T = 2 \frac{10}{100} 32 = 3,2, \text{ МПа}. \quad (33)$$

На основании полученных результатов можно сделать вывод, что с по-

нижением температуры горячей обработки сталей, интенсивность внешних сил от первого слагаемого [1] в интервале рабочих температур 1100-1000 °С возрастает в 2,56 раза. Поэтому диапазон рабочих температур горячей обработки желательно уменьшать за счет интенсификации процесса обработки или в результате создания дополнительных условий для поддержания рабочей температуры обработки более постоянной.

**Список литературы:** 1. Федорченко В.Г. Подлесный С.В.. Определение энергосиловых параметров развальцовки тонкостенных осесимметричных труб // Вісник Східноукраїнського національного університету імені В.Даля. – № 6 [124], ч. 2. – 2005. – С. 55-60. 2. Казаков Н.Ф., Осокин А.М., Шникова А.П. Технология металлов и других конструкционных материалов. – М.: Металлургия, 1976. – 687 с. 3. Писаренко Г.С., Азарев В.А., Квитка А.Л., Попков В.Г., Уманский Э.С. Сопротивление материалов. – Киев: Вища школа, 1986. – 775 с. 4. Лахтин Ю.М. Металловедение и термическая обработка металлов. – М.: Металлургия, 1969. – 359 с. 5. Добронравов .В.В., Никитин Н.Н. Курс теоретической механики. – М. : Высшая школа, 1983. – 575 с. 6. Федорченко В.Г. Исследование влияния металлургических и технологических факторов на образование горячих трещин в ковком чугуне. Диссертация на соискание ученой степени кандидата технических наук: 05.16.04. – М., 1973. – 220 с. 7. Алексеев Ю.Н. Вопросы пластического течения металлов. – Харьков, ХГУ, 1958. – 187 с. 8. Капорович В.Г. Поиск новых технологических решений в области обкатки трубчатых заготовок // Вестник машиностроения. – № 9. – 1983. – С. 26-32.

*Поступила в редколлегию 09.10.2009*

УДК 539.376

**П.В.ФЕРНАТИ**, канд.техн.наук, науч.сотр., Институт механики им. С.П.Тимошенко НАН Украины, Киев

## **К РАСЧЕТУ ДЕФОРМАЦИЙ НЕЛИНЕЙНОЙ ПОЛЗУЧЕСТИ НА ОСНОВЕ ГИПОТЕЗЫ ПОДОБИЯ КРИВЫХ ПОЛЗУЧЕСТИ**

Розглянута задача розрахунку деформацій нелінійної повзучості нейлону FM 3001 і склопластику СВМ за умов розтягу. Розв'язок задачі ґрунтується на моделі повзучості, побудованій виходячи з гіпотези подібності кривих повзучості. Гіпотеза подібності обґрунтована експериментально з використанням статистичних критеріїв. Вдосконалена методика визначення параметрів визначальних рівнянь моделі. Отримано задовільне узгодження результатів розрахунку деформацій повзучості з експериментальними даними.

The problem of the nonlinear creep strains calculation of nylon FM 3001 and glass-plastic СВМ under tension is considered. The problem is solved on the basis of a nonlinear creep model from hypothesis of the creep curves similarity. The hypothesis of the creep curves similarity is grounded experimentally with the use of statistical criteria. The method of determination of parameters of determining equalizations of model is improved. The calculations of deformations of creep are in good agreement with experimental data.

Среди современных перспективных конструкционных материалов широкое распространение получили полимеры и композиции на их основе. Применение их практически во всех отраслях промышленности и в быту послужило причиной интенсивного изучения их механических свойств, среди которых особый интерес заслуживают вязкоупругие свойства, которые у этих материалов об-