

УДК 621.73: 621.774

Кухарь В.В.*

ВЛИЯНИЕ УСЛОВИЙ ДЕФОРМИРОВАНИЯ НА ИСЧЕРПАНИЕ ЗАПАСА ПЛАСТИЧНОСТИ ПРИ ГОРЯЧЕЙ ПЛАСТИЧЕСКОЙ ДЕФОРМАЦИИ

Проведен анализ условий деформирования, оказывающих влияние на исчерпание запаса пластичности при горячей обработке металлов давлением. Описаны подходы, учитывающие влияние на предельную степень деформации таких факторов, как температура, скорость деформации, показатели напряженного состояния, а также время нагрева перед деформацией для некоторых сталей. Показана связь между реологическими характеристиками материала, напряженно-деформированным состоянием и величиной предельной деформации.

Проблеме исчерпания запаса пластичности при различных режимах деформации металлов в холодном и теплом состояниях посвящен ряд фундаментальных работ С.И. Губкина [1], Г.Д. Деля [2], А.А. Ильюшина [3], В.Л. Колмогорова [4], В.А. Огородникова [5], Г.А. Смирнова-Аляева [6] и других отечественных и зарубежных ученых. Для данных условий оценивают критические значения использования запаса пластичности, т.е. предельное формоизменение, и остаточную пластичность, наличие которой необходимо для проведения последующих формоизменяющих операций или обеспечения требуемых эксплуатационных свойств детали. При горячей пластической деформации отсутствует необходимость расчета остаточной пластичности ввиду происходящих процессов рекристаллизации, при этом методы оценки предельной пластичности следует признать недостаточно развитыми из-за неизученности связи между сопротивлением деформированию с величинами предельных степеней деформации, которые определены эмпирически [4]. Сопротивление деформированию, для расчета значений которого можно использовать несколько известных методов, зависит, в свою очередь, от вида деформируемого материала, температуры, степени и скорости деформации. Кроме того, на пластичность материала существенное влияние оказывают компоненты тензора напряженного состояния.

Целью настоящей работы является анализ влияния условий протекания пластической деформации на исчерпание запаса пластичности при горячей обработке металлов давлением.

Для характеристики напряженного состояния используют несколько показателей: коэффициент мягкости схемы Я.Б. Фридмана, показатели С.И. Губкина, коэффициент жесткости М.А. Зайкова, критерий напряженного состояния Л.Д. Соколова, коэффициент жесткости В.А. Бабичкова, а также:

- коэффициент жесткости схемы Г.А. Смирнова-Аляева:

$$\eta = \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}, \quad (1)$$

где σ_1, σ_2 и σ_3 – главные компоненты тензора напряжений, МПа;

σ_i – интенсивность напряжений, МПа,

- показатель Надаи-Лоде:

$$\nu_\sigma = \frac{2\sigma_2 - \sigma_1 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} \quad \text{или} \quad \nu_\sigma = 2 \frac{\sigma_2 - \sigma_3}{\sigma_1 - \sigma_3} - 1. \quad (2)$$

В работах В.Л. Колмогорова наибольшее распространение получил коэффициент жесткости схемы напряженного состояния, записываемый в виде:

$$k_\sigma = \sigma_{cp} / T, \quad (3)$$

где $T = \sigma_i / \sqrt{3}$ – интенсивность касательных напряжений, МПа;

$\sigma_{cp} = (\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) / 3$ – гидростатическое напряжение, МПа.

* ПГТУ, канд. техн. наук, доц.

Степень использования запаса пластичности (Ψ) в общем случае рассчитывают как [2 – 6]

$$\Psi = \frac{\Lambda}{\Lambda_p} < 1 \quad \text{или} \quad \Psi = \int_0^{\tau} \frac{H(\tau)}{\Lambda_p [k_{\sigma}(\tau)]} d\tau < 1, \quad (4)$$

где τ – время деформирования, с;

$H = \xi_i \cdot \sqrt{3}$ – интенсивность скоростей деформаций сдвига, здесь ξ_i – интенсивность скорости деформации, с^{-1} ;

$\Lambda = \int_0^{\tau} H d\tau = \sqrt{3} \cdot e_i$ – степень деформации сдвига, здесь e_i – интенсивность деформаций, измеряемая в относительных единицах (отн. ед.);

$\Lambda_p = \sqrt{3} \cdot e_p$ – предельная степень деформации сдвига, при которой наступает разрушение, причем $e_p = \ln(l_p / l_0)$, где l_0 и l_p – длина (мм) образцов до деформации и после разрыва по результатам испытаний на растяжение при заданных условиях деформирования.

Отметим, что известный ГОСТ 8817-73, регламентирующий метод испытания образцов на осадку в холодном и горячем состоянии, не учитывает влияния характера напряженно-деформированного состояния на разрушение заготовки. Испытания по данному нормативу позволяют только констатировать появление или отсутствие трещин на боковой поверхности заготовки, осаженой до оговоренных 50, 65 и 75 % степеней осевой относительной деформации. Числовые значения радиальной и тангенциальной (наиболее опасной) деформации остаются неизвестными, несмотря на то, что они являются причиной разрушения. С данной точки зрения заслуживает внимания работа [7], в которой осуществлена связь высотной деформации до появления трещины у осаживаемого образца с характеристиками материала, получаемыми при испытаниях на растяжение.

Исходя из современных представлений об оценке силового поля и характера траекторий нагружения при обработке металлов давлением, функцию предельной пластичности задают в виде поверхности с параметрами $e_p(\eta; \nu_{\sigma})$ [2, 5]. Учитывая линейную связь между σ_i и T , очевидна однозначность показателей, определяемых уравнениями (1) и (3), а соответственно равноценным является построение поверхности с параметрами $e_p(k_{\sigma}; \nu_{\sigma})$.

Для условий нагружения, близких к монотонному, степень использования запаса пластичности можно оценить по критерию Г.Д. Деля и В.А. Огородникова [2, 5]:

$$\Psi = \int_0^{e_p} \left(1 + 0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i} \right) \frac{e_i^{0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i}}}{e_p(\eta)^{1 + 0,2 \operatorname{arctg} \frac{d\eta}{de_i}}} de_i < 1. \quad (5)$$

В работе [8] сделано предположение о зависимости диаграммы пластичности от характера поверхности предельных деформаций, что позволило предложить расчетные формулы по нахождению степени использования запаса пластичности для условий деформации с траекториями нагружения малой и средней кривизны соответственно:

$$\Psi = \int_0^{e_i} \frac{de_i(\eta; \nu_{\sigma})}{e_p(\eta; \nu_{\sigma})} < 1 \quad \text{и} \quad \Psi = \int_0^{e_i} m \frac{e_i(\eta; \nu_{\sigma})^{m-1}}{e_p(\eta; \nu_{\sigma})^m} de_i < 1, \quad (6)$$

где $m = 1 + a \frac{d\eta}{de_i} - b \frac{d\nu_{\sigma}}{de_i}$, здесь a и b – безразмерные эмпирические коэффициенты, постоянные для опытного материала при заданных условиях деформирования.

Обобщение вариантов построения и аппроксимации диаграмм пластичности по результатам испытаний материалов при комнатной температуре выполнено в докторской диссертации О.В. Нахайчука [9], в которой также получило развитие мнение о влиянии при объемном напряженном состоянии на пластичность третьего инварианта тензора напряжений, ранее не ис-

пользуемого в расчетах. В данном случае степень использования запаса пластичности предложено описывать функционалом [9]:

$$\Psi = \int_0^{e_i} F(e_i, \eta, \chi) \beta_{ij} de_i, \quad (7)$$

где $\chi = \frac{\sqrt[3]{I_3(T_\sigma)}}{\sqrt{3I_2(D_\sigma)}} = \frac{\sqrt[3]{\sigma_1\sigma_2\sigma_3}}{\sigma_i}$ – безразмерный коэффициент, учитывающий влияние третьего

инварианта тензора напряжений $I_3(T_\sigma)$ и второго инварианта девиатора $I_2(D_\sigma)$;

β_{ij} – направляющий тензор прироста деформации.

Следует отметить, что при горячей обработке давлением металлов со сложной реологией постулат Г.Д. Дея [2] о соосности тензоров накопления деформаций и накопления повреждений может не соблюдаться. Ещё большего расхождения следует ожидать с постулатом В.М. Михалевича [10], согласно которому направления тензора накопления повреждений последовательно «догоняют» направления тензора накопления деформаций после каждого этапа нагружения, поскольку материал «запоминает» траектории пластической деформации. Такое несовпадение связано с тем, что изменение размеров зерна металла при определённых температурах, степенях и скоростях деформации, согласно с диаграммами рекристаллизации, оказывает влияние на сопротивление деформированию, траектории протекания пластической деформации, реологические характеристики материала и формоизменение заготовки в целом.

Зависимости (4 – 6) следует считать гипотетически справедливыми и для условий горячей деформации, однако получение исходных данных по результатам испытаний материалов при различных значениях η и в широком диапазоне температур можно рассматривать только в отдаленной перспективе в связи с недостаточностью эмпирических сведений. С данной точки зрения рациональным является получение первичной информации на основе математического и физического моделирования, проведения теоретического и экспериментального анализа.

В результате использования того или иного выбранного экспериментального, экспериментально-расчетного или экспериментально-расчетно-аналитического метода основные параметры напряженно-деформированного состояния получают в виде перемещений, деформаций, напряжений, скоростей течения, скоростей деформации, разностей главных напряжений или деформаций, траекторий и т.д., что определяет дальнейшие направления обработки информации. Применение структурно-наследственных методов при горячей пластической деформации является не допустимым [2, 5], что делает оправданным физическое моделирование процессов деформирования разнообразных сталей на свинце (Pb) с различным содержанием сурьмы (Sb) для учета температурных условий и реологических особенностей течения материала и достаточно широко используется. Соответственно, при получении первичных данных по оценке деформированного состояния, например, методом координатных сеток, в дальнейшем становится оправданным применение расчетно-аналитического аппарата, описывающего реологическую связь между деформациями и напряжениями не используемого экспериментального свинцово-сурьмянистого сплава, а требуемой марки стали с качественно близкими характеристиками пластичности при заданных температурно-скоростных условиях.

Широкое распространение для теоретического анализа в настоящее время получил метод конечных элементов (МКЭ), позволяющий проводить математическое моделирование двумерных и трехмерных задач обработки металлов давлением в специализированных компьютерных пакетах различных разработчиков [11]. При задаче данных используют уравнение кривой течения материала при исследуемых условиях деформирования в виде определенной функции вида $\sigma_s = f(e_i; \xi_i; t)$, где t – температура, $^{\circ}\text{C}$. При этом, согласно гипотезе единой кривой, принимают тождественность сопротивления деформированию (σ_s) и интенсивности напряжений (σ_i), т.е. аналогичной является функция $\sigma_i = f(e_i; \xi_i; t)$, что справедливо и при обработке результатов экспериментальных исследований. Пакеты МКЭ позволяют автоматически определять все компоненты тензоров напряжений, деформаций и скоростей деформаций с высокой точностью, а отдельные программы визуализируют решения. Связь между главными напряжениями (σ_1, σ_2 и σ_3) и главными деформациями (e_1, e_2 и e_3) для определённых узлов вычисляют из выражений, аналогичных обобщенному закону Гука:

$$e_1 = \frac{1}{E^*} [\sigma_1 - \mu(\sigma_2 - \sigma_3)]; \quad e_2 = \frac{1}{E^*} [\sigma_2 - \mu(\sigma_3 - \sigma_1)]; \quad e_3 = \frac{1}{E^*} [\sigma_3 - \mu(\sigma_1 - \sigma_2)], \quad (8)$$

где $E^* = \sigma_s / e_i$ – величина модуля пластичности (МПа) при заданных температуре t и скорости деформации ξ_i .

Переход от экспериментальной информации к инвариантным характеристикам напряженного состояния может быть осуществлен путем расчета по формулам [8]:

$$\sigma_1 = \frac{\sigma_s}{3} \left(\eta - \frac{v_e - 3}{\sqrt{v_e^2 + 3}} \right); \quad \sigma_2 = \frac{\sigma_s}{3} \left(\eta + \frac{2v_e}{\sqrt{v_e^2 + 3}} \right); \quad \sigma_3 = \frac{\sigma_s}{3} \left(\eta - \frac{v_e + 3}{\sqrt{v_e^2 + 3}} \right), \quad (9)$$

где $v_e = \frac{2e_2 - e_1 - e_3}{e_1 - e_3}$ – деформационный параметр Надаи-Лоде, причем при монотонных про-

цессах принимают равенство $v_\sigma = v_e$.

Методы учета влияния температурно-скоростных условий деформирования при расчетах σ_s являются достаточно развитыми и в настоящее время их предложено большое количество [4, 12, 13]. Наибольшее распространение получили расчеты по формулам Л.В. Андreyока – Г.Г. Тюленева, по методу термо-механических коэффициентов, по методикам М.Я. Бровмана, М.А. Зайкова, Л.Н. Соколова и В.Н. Ефимова [13] и др., также рационально в таких случаях использовать справочные данные, изложенные, например, в источнике [12].

При расчетах процессовковки, когда имеют место межоперационные паузы и возникает явление разупрочнения, целесообразно использовать формулы, полученные для неизотермических условий деформирования [13]:

$$\sigma_s = \sigma_0 \cdot \exp \left[k_1 \left(1 - \frac{t + 273}{t_{пл}} + \frac{v_{охл} \cdot (\tau + \tau_{наыз})}{t_{пл}} \right) \right] + G_1 \cdot \varepsilon_i^{\alpha 1} \cdot \xi_i^{\beta 1} \cdot (1 + \tau + \tau_{наыз})^{m1} \cdot \exp \left[k_2 \left(1 - \frac{t + 273}{t_{пл}} + \frac{v_{охл} \cdot (\tau + \tau_{наыз})}{t_{пл}} \right) \right], \quad (10)$$

где t – температура деформации, $^{\circ}\text{C}$

$t_{пл}$ – температура плавления деформируемого металла, определяемая по диаграмме Fe-C, K;

$\tau_{наыз}$ – время паузы между обжатиями, с;

$v_{охл}$ – скорость охлаждения металла, K/с;

$\sigma_0, k_1, G_1, k_2, \alpha 1, \beta 1$ и $m1$ – коэффициенты, определяемые по источнику [13].

Распространенным методом оценки меры пластичности материала является сравнение величины интенсивности накопленной деформации со значением относительного удлинения δ до разрыва стандартного образца при испытаниях на растяжение, т.е. принимают $e_p = \delta$. В технической литературе, например в источнике [14], приводятся значения параметра δ для различных материалов и температур испытаний. Данный подход является справедливым с точки зрения гипотезы единой кривой, но совершенно не учитывает характера напряженного состояния ввиду использования результатов испытаний образцов на растяжение. Диаграммы пластичности для различных материалов (преимущественно цветных сплавов), рекомендуемые для определения зависимостей предельной степени деформации при различных температурах для процессов с преобладанием трёхосного сжатия, приведены в источнике [1]. Данные диаграммы не привязаны к конкретным значениям скорости деформирования, а условия их получения разделены только как статические и динамические. Графики зависимостей $e_p(t)$ для разных материалов, полученные при фиксированных значениях k_σ и ξ_i , также приведены в справочнике [12].

Наиболее тщательными, учитывающими максимальное количество факторов, следует признать исследования в области определения предельных деформаций, проведенные под руководством В.Л. Колмогорова [4]. Для нахождения предельной пластичности при различных значениях k_σ , кроме опытов на растяжение, получили развитие методы испытаний, основанные на прокатке клиновидных образцов, в том числе профильного поперечного сечения, и прокатки-растяжения до появления трещины на кромке [1, 4, 5, 14]. Уравнения регрессий, взятые из

источника [4] и полученные для деформированной и литой структуры сталей различных марок, целесообразно взять за основу расчетов $\Lambda_p(t; k_\sigma; H)$, примеры которых приведены ниже.

Катанный материал (прокат, прутки катанные и прессованные):

- Свинец (ССу):

$$\Lambda_p = 0,01 \cdot \exp[4,0 - 0,3 \cdot Sb - k_\sigma], \quad (11)$$

где Sb - содержание сурьмы в свинце, %;

- Ст.3сп:

$$\Lambda_p = 2,58 + 3,1 \left(\frac{t}{1000} \right)^2 - 0,73 \cdot \frac{t}{1000} \cdot \ln \frac{H}{\sqrt{3}} - 0,65 \cdot k_\sigma + 0,1 \cdot k_\sigma \cdot \ln \frac{H}{\sqrt{3}}; \quad (12)$$

- P18 (при температуре 900 °C):

$$\Lambda_p = b_0 + b_1 k_\sigma + b_2 (k_\sigma)^2, \quad (13)$$

где $b_0 = 2,95$, $b_1 = -5,92$, $b_2 = 3,09$ – коэффициент регрессии (по данным В.Ф. Зотова);

-14Г2:

$$\Lambda_p = \exp \left(1,18 + 0,056 \frac{t-1150}{100} - 0,190 \frac{k_\sigma - 0,96}{0,24} - 0,091 \cdot \frac{H-95}{78} - 0,072 \cdot \frac{t-1150}{100} \cdot \frac{H-95}{78} \right). \quad (14)$$

Литая сталь (слитки):

- Ст. 3сп:

$$\Lambda_p = 4,25 + 0,90 \frac{t-1150}{150} - 1,11 \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} - 0,88 \cdot \frac{H-73}{78} - 0,23 \frac{\tau\tau_H - 0,95}{0,55} - 0,51 \cdot \frac{t-1150}{150} \cdot \frac{H-73}{78} + 0,54 \cdot \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} \cdot \frac{H-73}{78}; \quad (15)$$

- Сталь 20:

$$\Lambda_p = 4,58 + 0,94 \frac{t-1150}{150} - 1,15 \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} - 0,96 \cdot \frac{H-73}{78} - 0,23 \frac{\tau\tau_H - 0,95}{0,55} - 0,65 \cdot \frac{t-1150}{150} \cdot \frac{H-73}{78} + 0,43 \cdot \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} \cdot \frac{H-73}{78}; \quad (16)$$

- 35ГС:

$$\Lambda_p = 5,05 - 0,74 \frac{t-1150}{150} - 1,76 \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} - 1,3 \cdot \frac{H-73}{78} - 0,41 \frac{\tau\tau_H - 0,95}{0,55} - 0,30 \cdot \frac{t-1150}{150} \cdot \frac{H-73}{78} + 1,05 \cdot \frac{k_\sigma - 1,1}{0,4} \cdot \frac{H-73}{78} - 0,27 \frac{t-1150}{150} \cdot \frac{\tau\tau_H - 0,95}{0,55}. \quad (17)$$

Похожие подходы, основанные на привлечении методики планирования эксперимента, применены в работе [15] для построения поверхности предельной пластичности стали 40Х при различных значениях ξ_i , k_σ и температурах горячей деформации t . В работе [16] получена функция $e_p(k_\sigma)$ при неизвестной скорости деформирования магниевых сплавов (AZ31), в которую введено уравнение разупрочнения, подобное закономерности Н.С. Курнакова, с нахождением входящих в него коэффициентов путем аппроксимации экспериментальных данных.

Таким образом, при определении степени использования запаса пластичности Ψ при горячей деформации материалов основная трудность заключается в различиях подходов к расчету величины предельной деформации Λ_p или e_p . По этой причине становится целесообразным создание базы данных вариантов расчета на основе анализа накопленных сведений.

Выводы

1. Для определения характеристик напряженно-деформированного состояния при конкретных технологических процессах с конечным формоизменением решения могут быть найдены на основе привлечения методов математического моделирования и экспериментальной механики с оценкой адекватности результатов путем их сравнения по контрольным точкам или введением коэффициента детерминации.

2. Перспективним направленням дальніших досліджень являється визначення класів реологічно-якісно близьких матеріалів для кількісного опису діаграм пластичності підходящими функціями з використанням первинних експериментальних даних, отриманих на моделюючому матеріалі. Крім того, достовірною стає необхідність розробки обобщеної алгоритмізованої методики розрахунку ступеня використання запасу пластичності при гарячій обробці металів тиском.

Перелік посилань

1. Губкин С.И. Деформируемость металлов / С.И. Губкин. – М.: Metallurgizdat, 1953. – 200 с.
2. Дель Г.Д. Технологическая механика / Г.Д. Дель. – М.: Машиностроение, 1978. – 174 с.
3. Ильюшин А.А. Пластичность / А.А. Ильюшин. – М.: Изд-во АН СССР, 1963. – 272 с.
4. Пластичность и разрушение / В.Л. Колмогоров, А.А. Богатов, Б.А. Мигачев, Е.Г. Зудов, Ю.Е. Фрейдензон, М.Е. Фрейдензон. – М.: Metallurgiya, 1977. – 336 с.
5. Огородников В.А. Деформируемость и разрушение металлов при пластическом формоизменении / В.А. Огородников. – К.: УМК ВО, 1989. – 152 с.
6. Смирнов-Аляев Г.А. Механические основы пластической обработки металлов. Инженерные методы расчета / Г.А. Смирнов-Аляев. – Л.: Машиностроение, 1968. – 272 с.
7. Васильев К.И. Определение предельно-допустимой относительной деформации при открытой осадке по критерию возникновения трещины на боковой поверхности / К.И. Васильев, М.В. Соловьев // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Темат. зб. наук. пр. / ДДМА. – Краматорськ, 2007. – С. 195 – 197.
8. Сивак И.О. Пластичность металлов при объемном напряженном состоянии / И.О. Сивак, Е.И. Коцюбовська // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Темат. зб. наук. пр. / ДДМА. – Краматорськ, 2007. – С. 73 – 76.
9. Нахайчук О.В. Розвиток процесів холодного об'ємного штампування заготовок складного профілю на основі оцінки їх якості в умовах граничного формоутворення: автореф. дис. ... д-ра техн. наук: 05.03.05 / О.В. Нахайчук; Донбаська державна машинобудівна академія. – Захист 23.02.06. – Краматорськ, 2006. – 35 с.
10. Тензорно-лінійна модель з врахуванням «пам'яті напрямів» при двохступеневому деформуванні / В.М. Михалевич, В.А. Матвійчик, В.О. Раєвський, К.Є. Козлов // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в металургії і машинобудуванні: Темат. зб. наук. пр. / ДДМА – Краматорськ, 2002. – С. 13 – 15.
11. Голенков В.А. Методы математического моделирования и новые задачи ОМД / В.А. Голенков, П.Г. Морев, С.Ю. Радченко // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії: Темат. зб. наук. пр. / ДДМА. – Краматорськ, 2008. – С. 15 – 19.
12. Полухин П.И. Сопrotивление пластической деформации металлов и сплавов: Справочник / П.И. Полухин, Г.Я. Гун, А.М. Галкин. – М.: Metallurgiya, 1983. – 352 с.
13. Ковка слитков на прессах / Л.Н. Соколов, Н.М. Золотухин, В.Н. Ефимов и др.; Под ред. Л.Н. Соколова. – К.: Техніка, 1984. – 127 с.
14. Бобылев А.В. Механические и технологические свойства металлов: Справочник / А.В. Бобылев. – М.: Metallurgiya, 1980. – 296 с.
15. Марков О.Є. Удосконалення ресурсозберігаючих технологічних процесів кування плит: автореф. дисс... канд. техн. наук: 05.03.05 / О. Є. Марков; Донбаська державна машинобудівна академія. – Захист 22.01.04 – Краматорськ, 2003. – 19 с.
16. Milenin A. Математическая модель процесса волочения проволоки из сплавов магния, используемых в хирургии / А. Milenin, P. Kustra // Удосконалення процесів і обладнання обробки тиском в машинобудуванні та металургії: Темат. зб. наук. пр. / ДДМА – Краматорськ, 2008. – С. 55 – 60.

Рецензент: М.В. Маргулис,
д-р техн. наук, проф., ПГТУ

Статья поступила 30.01.2009