

Література

1. Панов В. С., Чувилин А. М., Фальковский В. А. Технология и свойства спеченных твердых сплавов и изделий из них. М.: МИСиС, 2004. –464 с.
2. Вплив умов спікання сплаву ВК10 ОМ на кінетику й механізми зносу його в умовах чистового та ударного точіння / Н. М. Прокопів, В. П. Бондаренко, О. В. Харченко, И. В. Цап. // Матер. наук.-техн. конф. «Інтерпартнер 2008». – 2008. – С. 312–327.
3. Ermel D. Progress in cost reduction for sintering and overpressure sintering of hard metals // Proc. of the 1998 PM World Congress. Spain. V 4. October 18–22 1998. – P. 80–85.
4. Лисовский А. Ф. Формирование структуры композиционных материалов при обработке металлическими расплавами. – К.: Наук. думка, 2008. – 198 с.

Надійшла 17.05.13

УДК 669.539.43

С. И. Шестаков, Н. А. Юрчук, кандидаты техн. наук

Институт сверхтвердых материалов им. В. Н. Бакуля НАН Украины, г. Киев

ПОЛЗУЧЕСТЬ ТВЕРДОСПЛАВНЫХ ОБРАЗЦОВ, ДЕФОРМИРУЕМЫХ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ВЫСОКОЙ ТЕМПЕРАТУРЫ И РАСТЯГИВАЮЩЕГО НАПРЯЖЕНИЯ

Приведены результаты компьютерного моделирования ползучести образцов из твердого сплава ВК15, деформируемых под действием высокой температуры и растягивающей осевой нагрузки.

Ключевые слова: образец, твердый сплав, растяжение, температура, ползучесть.

В настоящее время одной из актуальных задач по-прежнему остается повышение эксплуатационной стойкости (ресурса) ответственных деталей и узлов машиностроительных конструкций, работающих длительное время в условиях высоких температур и механических напряжений. К таким деталям относятся и твердосплавные матрицы аппарата высокого давления (АВД), используемые для выращивания крупных алмазов, в том числе ювелирного качества. Следует отметить, что статическая и усталостная прочности таких АВД во многом определяются механическими характеристиками применяемых твердых сплавов, которые, в свою очередь, зависят от температуры испытаний, состава и структуры, масштабного эффекта и других факторов, обусловленных технологической наследственностью материалов, получаемых методами порошковой металлургии. В этом случае помимо обязательного экспериментального исследования термомеханических свойств конструкционных твердых сплавов в зависимости от их микроструктуры и характера термосилового воздействия [1] особое значение приобретает компьютерное моделирование упругопластического деформирования твердых сплавов в условиях неустановившейся и установившейся ползучести. Поскольку любые экспериментальные исследования в области техники высокого давления и температуры, как правило, трудоемкие и дорогостоящие, в результате такого моделирования можно получить дополнительную информацию об основных закономерностях деформирования и разрушения как твердосплавных образцов, деформируемых под действием растягивающих или сжимающих нагрузок, так и изделий из твердых сплавов, эксплуатируемых при значительных значениях термосиловых параметров.

Рассмотрим вязкохрупкое разрушение растянутого гантелеобразного твердосплавного образца как процесс возникновения, накопления и развития в нем повреждений (трещин). Предположим, что развитие трещин не влияет на деформацию ползучести, что подтверждают выводы из теории, разработанной Л. М. Качановым [2]. Введем, как и Ю. Н. Работнов [3], понятие поврежденности $D = 1 - \psi$, где ψ – параметр сплошности, характеризующий развитие микротрещин. В начальный момент времени при отсутствии поврежденности естественно предположить, что $D = 0$.

Воспользовавшись зависимостью сплошности материала от действующего напряжения, в которой нормальные напряжения σ_1 заменим наибольшими эквивалентными $\sigma_{\text{э max}}$ [2], получим

$$\frac{d\psi}{dt} = -b \left(\frac{\sigma_{\text{э max}}}{\sigma_* \psi} \right)^{m^*}, \quad (1)$$

где b, m^* – постоянные для материала при определенной температуре; σ_* – произвольное напряжение, в качестве которого может быть принят, например, предел пропорциональности или предел текучести материала, определенные с учетом их зависимости от температуры испытаний. Отношение b/ψ можно рассматривать как некоторое эффективное напряжение.

С образованием «шейки» одноосное равномерное растяжение образца прекращается вследствие изменения напряженного состояния в указанной области на неодносное и неоднородное. Упругопластическое напряженное состояние в точках наименьшего поперечного сечения растягиваемого образца исследовали Н. Н. Давиденков, Н. И. Спиридонова, Н. Н. Малинин, П. Бриджмен и другие ученые, которые на основе определенных допущений получили приближенные формулы для вычисления координатных и эквивалентного напряжений.

Для определения эквивалентных напряжений в твердосплавном образце (для постоянных во времени нагрузки и температуры) известны попытки использования теорий прочности для кратковременного нагружения [4]. Однако эти попытки оказались малоэффективными. Были также предложены различные эмпирические теории прочности, среди которых применительно к твердым сплавам наиболее распространена теория Писаренко-Лебедева. Согласно [4; 5] разработанный на ее основе критерий прочности наиболее адекватно описывает предельное состояние изделий, спеченных из структурно-неоднородных твердых сплавов, работающих в условиях сложного напряженного состояния.

Для количественной оценки сплошности (поврежденности) в некоторой точке в момент времени t необходимо проинтегрировать дифференциальное уравнение (1). Используя условие, что $\psi = 1$ при $t = 0$, получаем

$$\psi^{m^*+1} = 1 - (m^* + 1)b \int_0^t \left(\frac{\sigma_{\text{э max}}}{\sigma_*} \right)^{m^*} dt. \quad (2)$$

В формуле (2) интеграл достаточно просто вычисляется после решения задачи о напряженно-деформированном состоянии образца, которое показывает изменение во времени компонент тензора напряжений, а, следовательно, и максимального эквивалентного напряжения. Положив в (2) для наиболее напряженной точки $\psi = 1$, получим так называемое время неявного разрушения [6], т. е. время подготовки разрушения, когда поврежденность материала ни в одной точке объема не равна единице. Если это время превышает время неявного разрушения, возникает область разрушения. Граница этой области (фронт разрушения, в точках которого $\psi = 0$) движется в радиальном направлении до тех пор, пока в

некоторый момент времени область разрушения достигнет критического размера и образец полностью разрушится. Для определения времени полного разрушения необходимо исследовать напряженно-деформированное и предельное состояния образца с учетом движения фронта разрушения, что сложнее, нежели определение времени неявного разрушения. Вместе с тем следует отметить, что решение такой задачи не является определяющим для прогнозирования формоизменения образца, так как ситуация, при которой поврежденность обращается в единицу в наиболее напряженной (опасной) точке, в таких случаях нагружения недопустима. Таким образом, для определения времени разрушения образца из соотношения (2) необходимо знать максимальное эквивалентное напряжение в исследуемом образце и поврежденность твердого сплава на всем протяжении его высокотемпературного пластического деформирования.

Для расчета эквивалентного напряжения в твердосплавных образцах использовали разработанную модификацию теории прочности Писаренко–Лебедева, позволяющую учитывать особенности механических свойств структурно-неоднородных материалов, в том числе вольфрамокобальтовых твердых сплавов [7].

Эквивалентное напряжение определяли в результате решения системы уравнений (3) в предположении, что входящие в них механические свойства материала зависят от его нагруженного объема V_H и структурных параметров спеченных твердых сплавов:

$$\sigma_{\text{э}}(V_H) = \chi(V_H)\sigma_i + [1 - \chi(V_H)]\sigma_1 A(V_H)^{1 - \frac{\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3}{\sigma_i}}; \quad (3)$$

$$V_H = \int_v \left[\frac{\sigma_{\text{э}}(\mathbf{r})}{\sigma_{\text{э max}}} \right]^{m(\mathbf{n})} dV,$$

где $\sigma_i = \frac{\sqrt{2}}{2} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_1 - \sigma_3)^2}$ – интенсивность главных напряжений σ_1 , σ_2 и σ_3 ;

$\chi(V_H) = \frac{\sigma_+(V_H)}{\sigma_-(V_H)}$; $A(V_H) = \frac{\sigma_+(V_H) - \sqrt{3}\tau_{\text{сд}}(V_H)\chi(V_H)}{[1 - \chi(V_H)]\tau_{\text{сд}}(V_H)}$ – структурный параметр, зависящий от имеющихся в материале и случайным образом расположенных дефектов и, следовательно, отражающий статистическую природу разрушения; $\sigma_{\text{э max}}$ – максимальное эквивалентное напряжение, рассчитываемое в объеме V ; \mathbf{r} – радиус-вектор точек объема; $m(\mathbf{n})$ – параметры гомогенности материала, зависящие в общем случае от орта \mathbf{n} тензора напряжения σ [7].

Принимали, что вследствие масштабного эффекта основные прочностные характеристики твердого сплава Q_i , такие как пределы прочности на растяжение σ_+ , сжатие σ_- и сдвиг $\tau_{\text{сд}}$, зависят от нагруженного объема материала согласно статистической теории хрупкой прочности Вейбулла [7; 8]

$$Q_i = \frac{H_i(v_{\text{Co}}, d_{\text{WC}})}{V_H^{1/m_i}}, \quad m_i > 0. \quad (4)$$

В настоящей работе в качестве исходных данных использовали зависимости физико-механических свойств твердого сплава от его состава (содержания кобальта v_{Co}) и структуры (среднего размера зерен карбида вольфрама d_{WC}), полученные на основе анализа литературных источников и результатов испытания образцов, проведенных в ИСМ им. В. Н. Бакуля НАН Украины.

Зависимости коэффициентов теплопроводности α (Вт/(м·К)) и удельной теплоемкости c (Дж/(кг·К)) среднезернистого твердого сплава ВК15 от температуры T (К) [9] имеют вид

$$\alpha = 71,087 - 0,20605T + 4,36955 \cdot 10^{-4}T^2 - 4,3926 \cdot 10^{-7}T^3 + 1,6239 \cdot 10^{-10}T^4;$$

$$c = 0,11161 + 0,000094T - 1,5349 \cdot 10^{-6} T^2 + 7,9612 \cdot 10^{-10} T^3.$$

Зависимости модуля упругости E (ГПа) и пределов прочности при растяжении σ_+ (ГПа) и сжатии σ_- (ГПа), а также предела текучести $\sigma_{0,01}$ (ГПа) образцов из сплава ВК15 от температуры испытания [10] имеют вид

$$E = 545,2941 - 0,0647T;$$

$$\sigma_+ = 0,3821 + 0,0034T - 5,0802 \cdot 10^{-6} T^2 + 1,9513 \cdot 10^{-9} T^3;$$

$$\sigma_- = 3,4903 - 0,2425T;$$

$$\sigma_{0,01} = 1,7778 - 0,0066T + 1,0694 \cdot 10^{-5} T^2 - 8,5204 \cdot 10^{-9} T^3 + 2,7123 \cdot 10^{-12} T^4.$$

Анализ последней зависимости показывает, что условный предел текучести рассматриваемого твердого сплава существенно зависит от температуры испытаний и уменьшается более чем в десять раз при достижении $T = 1273$ К. Указанный предел уменьшается также с повышением содержания кобальта. Следует отметить, что зависимость предела текучести от среднего размера зерна карбида вольфрама d_{WC} при температуре более 1273 К не описывается известным уравнением Холла-Петча, что может быть связано с изменением при такой температуре испытания механизма деформирования твердого сплава и преобладанием зернограничного скольжения. В свою очередь, это приводит к чрезвычайно низкому значению предела текучести и его уменьшению с измельчением карбидного зерна. Кроме того, как показали результаты численных экспериментов, в момент времени, предшествующий разрушению образца, имеет место его значительное формоизменение при отсутствии деформационного упрочнения твердого сплава.

Полученные с помощью предложенного алгоритма зависимости пределов статической прочности твердого сплава ВК15 и других параметров, входящих в (3), от нагруженного объема имеют следующий вид

$$\sigma_+(V_n) = \frac{1,134}{V_n^{1/11,362}}; \quad \sigma_-(V_n) = \frac{3,071}{V_n^{1/14,351}}; \quad \tau_{сд}(V_n) = \frac{1,027}{V_n^{1/9,420}}; \quad A(V_n) = \frac{0,605}{V_n^{-1/8,663}}; \quad \chi(V_n) = \frac{0,375}{V_n^{1/54,650}}.$$

Результаты конечноэлементного моделирования напряженно-деформированного и предельного состояний образца из твердого сплава ВК15, находящегося под воздействием температуры 1350 °С и растягивающего напряжения 0,1 МПа, показаны на рис. 1 и 2. Указанные результаты получены с учетом осевой и диаметальной усадок образца [11] и приведены в виде распределения в его осевом сечении основных компонент тензоров перемещений, пластической деформации, координатных и эквивалентного напряжений. Рассмотрен момент времени, предшествующий разрушению образца в результате накопления материалом критического уровня поврежденности, приводящего к развитию трещины отрыва. Кроме того, на рис. 1 показана расчетная схема, включающая половину осевого сечения образца, принятая в силу осесимметричности его конструкции и действующей термосиловой нагрузки. К наиболее характерным размерам гантелеобразного образца относятся его длина и диаметр рабочей зоны, составляющие в начале испытания соответственно 35 и 5 мм [12]. Как видно из рис. 1, верхнее «плечо» образца опирается на неподвижную опору, а на нижнее «плечо» помещаются грузы различной массы, вызывающие в сечении рабочей зоны образца начальное растягивающее напряжение растяжения $\sigma_0 = 0,05 - 1,03$ МПа. Отличительной особенностью состояния твердосплавного образца в момент времени, предшествующий его разрушению от растягивающего напряжения, является выраженная неоднородность его деформированного состояния. Причем, максимум деформаций ползучести смещен относительно горизонтальной плоскости симметрии образца в сторону Т-образного основания и для радиальной и осевой составляющих с учетом усадки составляет соответственно 12 и 24%.

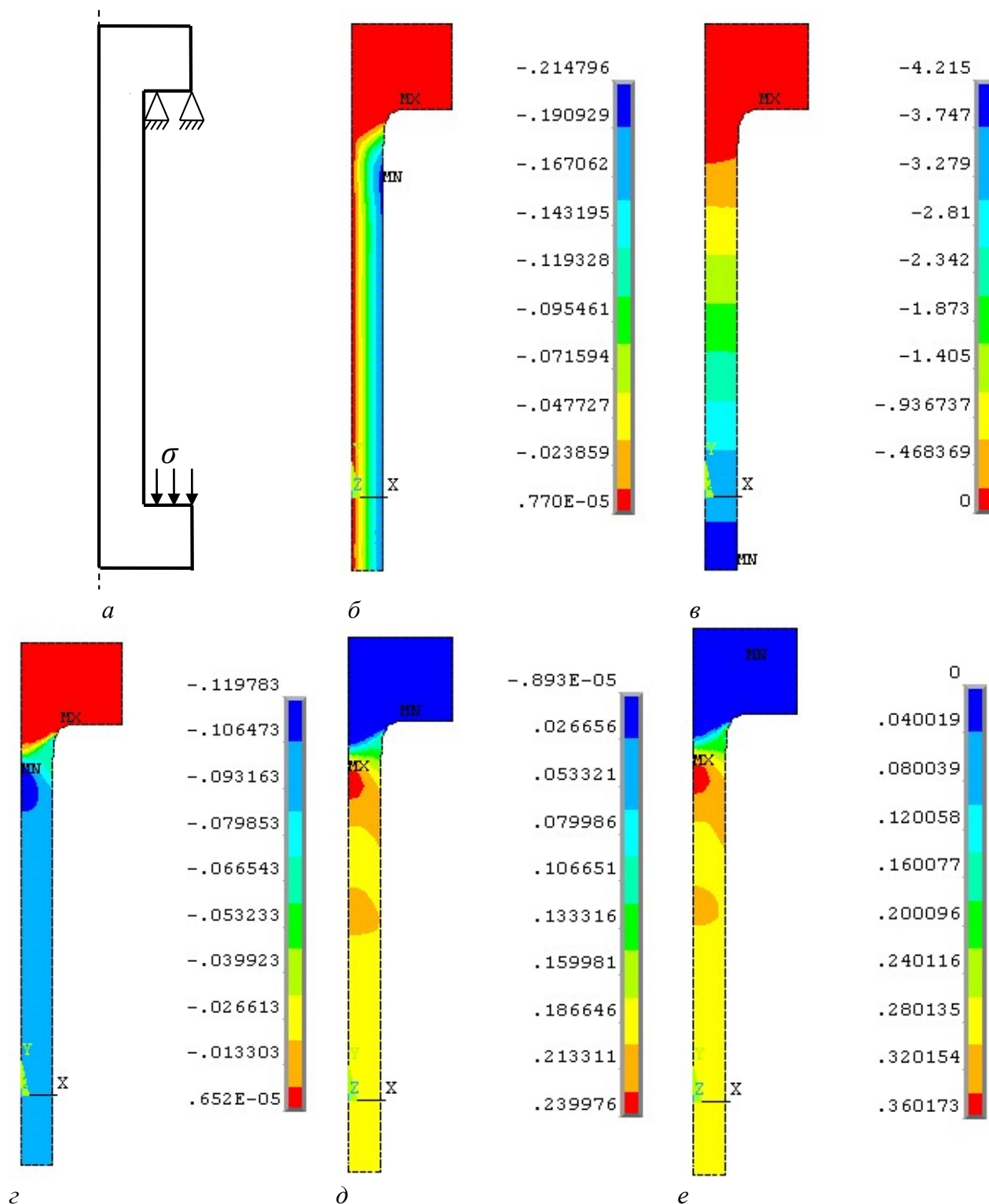


Рис. 1. Распределение радиального u_r (а), осевого u_z (б) и приведенного u_e (в) перемещений (мм), а также радиальной (ϵ_r) (г), осевой (ϵ_z) (д) и приведенной (ϵ_e) (е) деформаций в твердосплавном образце

В средней части образца указанные деформации составляют соответственно 9,3 и 21,3% и обусловлены прежде всего удлинением образца в направлении действующей нагрузки более чем в 1,1 раза.

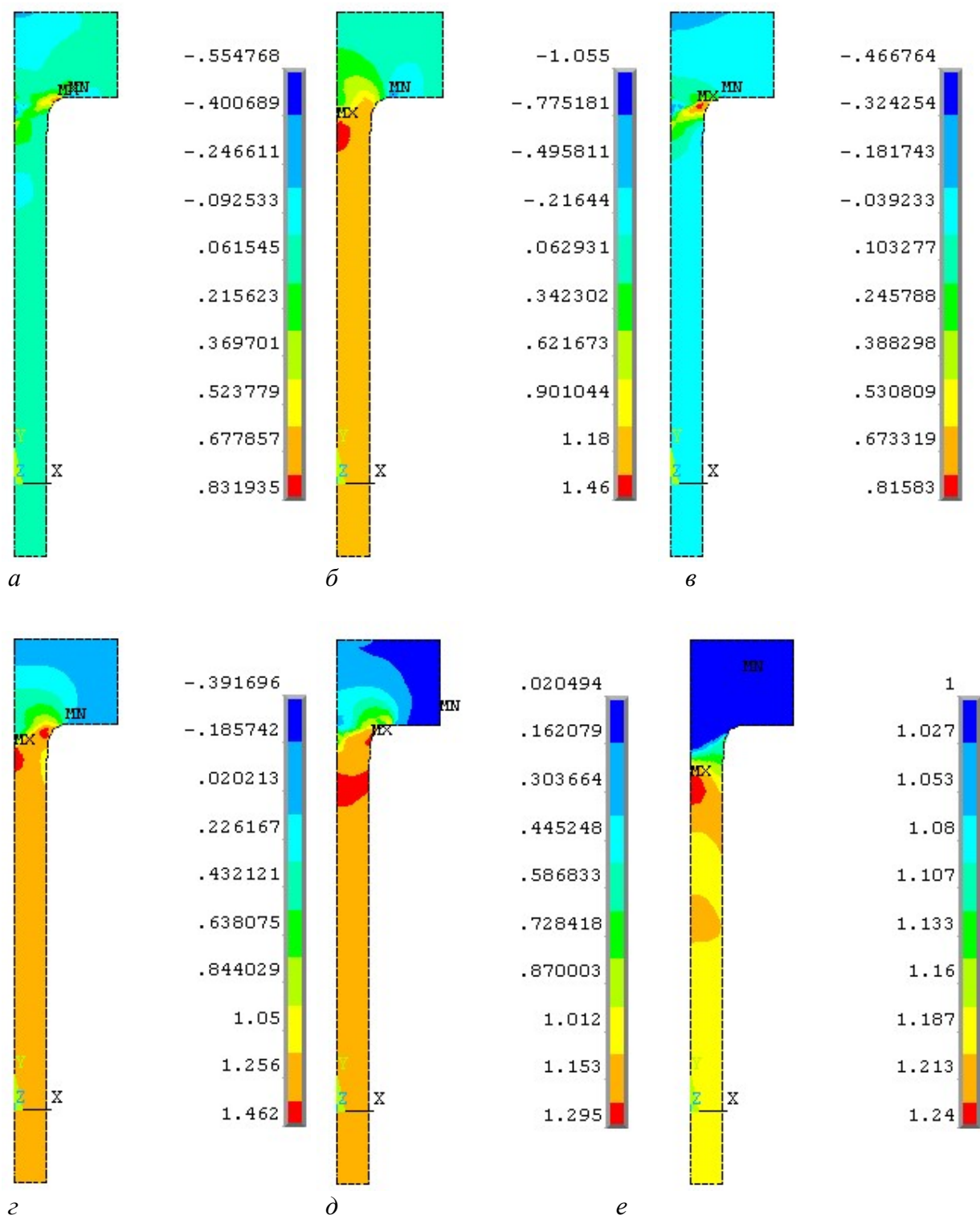


Рис. 2. Распределение радиального σ_r (а), осевого σ_z (б), тангенциального σ_t (в), главного напряжения σ_1 (г), а также интенсивности σ_i (д) и эквивалентного напряжения (ГПа) в твердосплавном образце

В связи с обнаруженной особенностью предельного состояния образца представляет интерес анализ полученных в нем напряжений, распределение которых показано на рис. 2. Отметим, прежде всего, схожесть характера распределения радиального и тангенциального

напряжений, которые в силу осесимметричности краевой задачи имеют одинаковые значения на оси симметрии образца. В средней части образца эти напряжения не превышают 0,22 ГПа, а максимальное их значение достигается в области галтели, которая для такого рода образцов и условий нагружения является конструктивным концентратором. Осевые напряжения σ_z максимальны в области концентратора, в то время как в рабочей зоне образца они распределены равномерно и не превышают 1,18 ГПа. Близкое по характеру к описанному выше получено распределение главных напряжений σ_1 (рис. 2, з), что связано с преобладанием при деформировании образца растягивающих напряжений высокого уровня. Проанализировав изополосы интенсивности напряжений, показанные на рис. 2, д, и эквивалентных напряжений, определенных по предложенной методике и изображенных на рис. 2, е, можно заметить, что зона их максимальных значений смещена к геометрическому центру образца. При этом значения σ_i и σ_3 примерно в 1,2–1,3 раза превышают соответствующие пределы текучести и прочности материала, полученные с учетом влияния температуры нагревания образца.

Таким образом, предложенный подход помимо количественной оценки характеристик напряженно-деформированного и предельного состояний твердосплавных образцов позволяет прогнозировать зоны их предполагаемого разрушения. Последнее подтверждается результатами испытания рассматриваемых образцов в вакуумной печи под действием постоянных во времени температуры и растягивающей нагрузки (рис. 3). Как видно на рис. 3, разрушение образца в установленной расчетом области может происходить как с образованием «шейки», так и без ее образования.

Результаты расчетов и экспериментов показали, что при образовании «шейки» наблюдается такое сочетание термосиловых параметров, когда накопленная твердосплавным образцом пластическая деформация за время до его разрушения составляет в осевом направлении 18%. С увеличением нагрузки времени для прохождения указанного выше деформирования образца недостаточно, поэтому он, как правило, разрушается от растягивающих напряжений без образования ярко выраженной «шейки». При этом очаг разрушения при этом постепенно перемещается к геометрическому центру образца.

На основании разработанного подхода теоретически построены кривые ползучести твердосплавного образца из ВК15 (рис. 4) для различных значений начального напряжения и постоянной температуры нагревания 1350 °С. Такой вид кривых характерен для структурно-неоднородных образцов, пластически деформируемых при высокой температуре и установившейся ползучести.

Для определения критического значения деформации ползучести ε^c , по достижению которой образец должен разрушиться, а также времени до разрушения t^* и поврежденности D воспользуемся уравнением ползучести Бейли–Нортон (5) и кинетическим уравнением Качанова–Работнова (6) [2; 3]

$$\varepsilon = C_1 \frac{\sigma_3^c}{(1 - \omega)^k}; \quad (5)$$

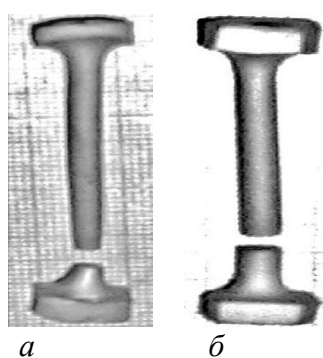


Рис. 3. Вид твердосплавных образцов, разрушенных в результате высокотемпературной ползучести под действием растягивающих напряжений равных соответственно 0,1 МПа (а) и 0,25 МПа (б)

$$D = \frac{\partial \omega}{\partial t} = C_3 \frac{\sigma^{C_4}}{(1 - \omega)^{C_1}}, \quad (6)$$

где ω – параметр повреждаемости материала, равный 0 в начале процесса деформирования образца; C_1, C_2, C_3, C_4 – константы, определяемые на основании экспериментальных данных о ползучести и разрушении материала при заданных температуре и растягивающем напряжении.

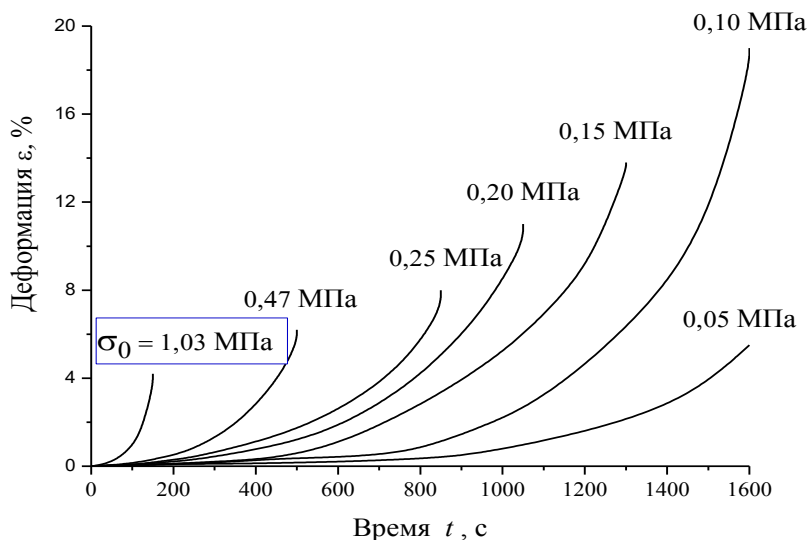


Рис. 4. Кривые ползучести твердого сплава ВК15, полученные при различных значениях начального растягивающего напряжения σ_0

Для определения 4-х констант, входящих в определяющие соотношения (5) и (6), использовали результаты экспериментальных исследований ползучести образцов вплоть до разрушения при $T = 1350 \text{ }^\circ\text{C}$ и трех различных начальных растягивающих напряжений. Материальные константы C_1 и C_2 могут быть найдены путем решения дифференциального уравнения (5) после подстановки в него двух значений деформаций твердосплавного образца, полученные в определенные моменты времени из кривых ползучести при двух разных напряжениях.

Используя найденные константы, строятся расчетные кривые зависимости деформации и параметра повреждаемости от времени, кривые длительной прочности по уравнениям состояния (5)–(6) для трех значений напряжений. Производится сравнение расчетных и экспериментальных кривых ползучести и, если относительная погрешность не превышает заданного значения (обычно 5–10%), то тогда найденные материальные константы считаются определенными верно.

Результаты расчетов сведены в таблицу, из которой следует, что при начальном растягивающем напряжении 0,1–1,03 МПа, все испытываемые образцы должны разрушиться в течение 150–1590 с. Образец, находящийся под нагрузкой 0,05 МПа, также должен разрушиться (предположительно, с образованием «шейки»), но поскольку время его разрушения превышает опытное и составляет около 1950 с, расчетное и экспериментальное значения критической деформации в табл. не сравниваются. Также установлено, что наибольшим и наименьшим резервами пластичности – 22,46 и 4,31% образцы обладают при начальном напряжении соответственно 0,10 и 1,03 МПа.

В целом можно отметить хорошее соответствие результатов расчетов и экспериментов особенно при нагружении образца средними по величине растягивающими напряжениями.

Таблица. Зависимость расчетных и экспериментальных значений деформации ползучести образца и времени до его разрушения от начального напряжения

Деформация и время до разрушения образца		Начальные напряжения σ_0 , МПа						
		0,05	0,10	0,15	0,20	0,25	0,47	1,03
ε^c , %	расчет	22,46	20,43	13,86	11,02	8,02	6,26	4,31
	эксперимент	–	18,50	15,00	11,00	8,00	6,00	3,00
t^* , с		1950	1590	1300	1050	850	500	150

Наведено результати комп'ютерного моделювання повзучесті зразків з твердого сплаву WC-15, що деформуються під дією високої температури та розтягувального осьового навантаження.

Ключові слова: зразок, твердий сплав, розтягування, температура, повзучість.

The results have been considered of the computer modeling of the high-temperature creep of WC-15 Co hard alloy samples being deformed by tensile axial load.

Key words: sample, hard alloy, tension, temperature, creep.

Литература

- Новиков Н. В., Бондаренко В. П., Головчан В. Т. Высокотемпературные механические свойства твердых сплавов WC-Co (обзор) // Сверхтвердые матер. – 2007. – № 5. – С. 3–31.
- Качанов Л. М. Теория ползучести. – М.: Физматгиз, 1960. – 455 с.
- Работнов Ю. Н. Ползучесть элементов конструкций. – М.: Наука, 1966. – 752 с.
- Лошак М. Г. Прочность и долговечность твердых сплавов. – К.: Наук. думка, 1984. – 328 с.
- Сравнительная оценка механических свойств твердых сплавов по кинетике проникновения в них жесткого штампа при циклическом контактном нагружении / В. П. Бондаренко, М. Г. Лошак, Л. И. Александрова, С. И. Шестаков // Пробл. прочности. – 1998. – № 3. – С. 28–37.
- Малинин Н. Н. Расчеты на ползучесть элементов машиностроительных конструкций. – М.: Машиностроение, 1981. – 221 с.
- Новиков Н. В., Лошак М. Г., Шестаков С. И. Применение критерия Писаренко – Лебедева в расчетах прочности аппаратов высокого давления для синтеза сверхтвердых материалов // Пробл. прочности. – 2000. – № 5. – С. 61–73.
- Вейбулл В. Усталостные испытания и анализ их результатов: Пер. с англ. / Под ред. С. В. Серенсена. – М.: Машиностроение, 1964. – 276 с.
- Креймер Г. С. Прочность твердых сплавов. – М.: Металлургия, 1971. – 248 с.
- Туманов В. И. Свойства сплавов системы карбид вольфрама – кобальт: Справочник. – М.: Металлургия, 1971. – 95 с.
- Юрчук Н. А. Влияние воздействия растягивающих напряжений на структуру и свойства спеченного в вакууме выкокобальтового твердого сплава WC-15 // Породоразрушающий и металлообрабатывающий инструмент: техника и технология его изготовления и применения: Сб. науч. тр. – К.: ИСМ НАН Украины, 2008. – Вып. 11. – С. 374–381.

Поступила 27.06.13