

МАТЕМАТИЧЕСКОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВОЛОЧЕНИЯ ПРУТКОВ, ПОЛУЧЕННЫХ ИЗ ТИТАНОВОЙ ГУБКИ, С УЧЕТОМ ПОРООБРАЗОВАНИЯ

© 2016 г. **И.М. Березин, А.П. Поляков**

Институт машиноведения (ИМАШ) УрО РАН, г. Екатеринбург

Статья поступила в редакцию 01.12.14 г., доработана 03.04.15 г., подписана в печать 09.04.15 г.

В пакете системы инженерного анализа ABAQUS осуществлено математическое моделирование процесса волочения заготовки, полученной прессованием титановой губки, с учетом возможности порообразования при деформации. Показано, что при малой вытяжке максимальная пористость формируется в равной степени за счет изменения существующих пор и возникновения новых дефектов, а с увеличением вытяжки она определяется в основном ростом вновь образующихся дефектов сплошности, область зарождения которых соответствует области растягивающих напряжений. При больших вытяжке и угле конусности объемная доля вновь образовавшихся дефектов существенно влияет на общую пористость, что увеличивает повреждаемость и может стать причиной обрыва прутка.

Ключевые слова: волочение, прутки, титан, пористость, математическое моделирование.

Березин И.М. – канд. техн. наук, научный сотрудник лаборатории системного моделирования ИМАШ УрО РАН (624049, г. Екатеринбург, ул. Комсомольская, 34). E-mail: berezin.e-mail@yandex.ru.

Поляков А.П. – докт. техн. наук, доцент, вед. науч. сотрудник той же лаборатории. E-mail: pap@imach.uran.ru.

Для цитирования: Березин И.М., Поляков А.П. Математическое моделирование процесса волочения прутков, полученных из титановой губки, с учетом порообразования // Изв. вузов. Цвет. металлургия. 2016. No. 4. С. 47–57. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2016-4-47-57.

Berezin I.M., Polyakov A.P.

Mathematical modeling of the drawing process for bars made of titanium sponge taking into account cavitation

The ABAQUS engineering analysis package was used for mathematical modeling of the drawing process for a billet obtained by compressing titanium sponge taking into account potential cavitation during forming. It was shown that for a low drawing ratio the maximum porosity is formed equally both due to changes in existing pores and appearance of new defects whereas when the drawing ratio increases, it is caused mainly by the growth of newly formed discontinuities with the area of origin corresponding to the area of tensile stress. For the larger drawing ratio and cone angle, the volume fraction of newly formed defects significantly affects the overall porosity. This increases the damage and may lead to bar breakage.

Keywords: drawing, bar, titanium, porosity, mathematical modeling.

Berezin I.M. – PhD, Researcher, Laboratory of system simulation, Institute of Engineering Science, Ural Branch, Russian Academy of Science (620049, Russia, Ekaterinburg, Komsomol'skaya str. 34). E-mail: berezin.e-mail@yandex.ru.

Polyakov A.P. – Dr. Sci. (Eng.), Lead Researcher of the same Laboratory. E-mail: pap@imach.uran.ru.

Citation: Berezin I.M., Polyakov A.P. Matematicheskoe modelirovanie protsesssa volocheniya prutkov, poluchennykh iz titanovoi gubki, s uchedom poroobrazovaniya. *Izv. vuzov. Tsvet. metallurgiya.* 2016. No. 4. P. 47–57. DOI: dx.doi.org/10.17073/0021-3438-2016-4-47-57.

Введение

Одним из наиболее востребованных материалов с комплексом уникальных свойств, обуславливающих его использование для изготовления изделий в авиа- и ракетостроении, военном и гражданском судостроении, является титан. Области его применения можно существенно расширить путем снижения высокой стоимости ти-

тановых изделий, вызванной энергозатратной многоступенчатой технологией производства. Так, по оценкам авторов [1], в стоимости компактного металла в виде полуфабрикатов 25 % относится к титановой губке, а 75 % — к технологии (двойному переплаву губки и дальнейшей деформационной обработке слитков). Снижение себестоимости

титановой продукции при сохранении требуемого качества может быть достигнуто за счет применения методов порошковой металлургии. Исследования процесса обработки давлением некомпактного титана проводились, в частности, в работах [2, 3], где была показана возможность получения материала, сопоставимого по физико-механическим свойствам и коррозионной стойкости с техническим титаном, производимым традиционной обработкой слитков.

Значительную часть изделий машиностроения, приборостроения и энергетики составляют осесимметричные изделия, изготавливаемые волочением, — трубы, прутки, проволока. В ходе процесса на поверхности деформируемого материала действуют касательные контактные напряжения, которые повышают силу волочения и энергосиловые затраты, увеличивают неоднородность деформации, ограничивают допустимые вытяжки и в конечном итоге приводят к износу инструмента.

Степень неоднородности деформаций при волочении изучалась рядом исследователей. В работах [4, 5] были предложены аналитические зависимости, позволяющие прогнозировать указанную неоднородность, а в [6—10] описано численное моделирование процесса волочения с применением метода конечных элементов. Исследования, выполненные в указанных работах, в основном касались определения напряженного состояния и степени деформации заготовки в зонах вероятного разрушения в зависимости от условий процесса (вытяжка, угол конусности, трение заготовки о стенки волоки), а также изменения размеров и формы существующих пор [11, 12].

В настоящей работе осуществлено математическое моделирование процесса холодного волочения прутков, спрессованных из титановой губки. При прохождении прутка через формирующую часть волоки пористость может меняться, что связано с наличием и/или ростом дефектов сплошности. А наличие пористости в зоне выхода из волоки уменьшает площадь сечения прутка, воспринимающую усилие волочения, и повышает вероятность обрыва. Таким образом, указанная зона является потенциально опасной с точки зрения вероятного разрушения.

Постановка задачи

Для математического моделирования процесса волочения используем модель «Porous metal plas-

ticity» [13, 14], реализованную в программном комплексе ABAQUS. Принимаем, что в пластической области выполняется ассоциированный закон течения:

$$d\varepsilon_{ij}^{pl} = d\lambda \frac{\partial F}{\partial \sigma_{ij}},$$

где $d\lambda \geq 0$ — неопределенный малый скалярный множитель; $F(\sigma_{ij})$ — пластический потенциал; ε_{ij}^{pl} , σ_{ij} — компоненты тензоров пластической деформации и напряжений соответственно.

Условие текучести выражается уравнением

$$F = \left(\frac{\sigma_i}{\sigma_s} \right)^2 + 2a\theta \operatorname{ch} \left(-\frac{3}{2} b \frac{\sigma}{\sigma_s} \right) - c\theta^2 - 1 = 0,$$

где $\sigma = (\sigma_{ij}\delta_{ij})/3$ — среднее нормальное напряжение; δ_{ij} — символ Кронекера; $\sigma_i = \sqrt{3s_{ij}s_{ij}}/2$ — интенсивность напряжений; $s_{ij} = \sigma_{ij} - \sigma\delta_{ij}$ — компоненты девиатора напряжений; σ_s — предел текучести материала основы при одноосном растяжении/сжатии), θ — пористость, $0 \leq \theta \leq 0,2$; $\rho = 1 - \theta$ — относительная плотность; $\sigma/\sigma_s = (2/3)\ln\theta$, $\sigma_i/\sigma_s = (1 - \theta^{2/3})/\sqrt{3}$ [2]; a, b, c — феноменологические коэффициенты.

Модель «Porous metal plasticity» позволяет учесть изменение пористости материала в процессе деформирования, обусловленное ростом существующих и возникновением новых пор. Изменение пористости в деформируемом материале описывается формулой [15]

$$\dot{\theta} = \dot{\theta}_G + \dot{\theta}_N, \quad (1)$$

где индексы G и N относятся к пористости, связанной с ростом имеющихся дефектов (пор) и с возникновением новых пор соответственно; точка сверху означает производную по времени.

Закон роста существующих пор основан на законе сохранения массы и может быть выражен в виде [15]

$$\dot{\theta}_G = (1 - \theta)\dot{\varepsilon}_{ii}^{pl} \quad (2)$$

с суммированием по повторяющемуся индексу.

Механизм зарождения новых дефектов имеет место при возникновении микротрещин и/или нарушении связи между частицами, составляющими основу деформируемого пористого материала. В соответствии с работой [15] для процесса возникновения новых дефектов имеем

$$\dot{\theta}_N = B\dot{\varepsilon}_k^{pl}. \quad (3)$$

Здесь

$$B = \frac{\theta_N}{s_N \sqrt{2\pi}} \exp \left[-\frac{1}{2} \left(\frac{\bar{\varepsilon}_k^{pl} - \varepsilon_N}{s_N} \right)^2 \right],$$

$$(1 - \theta) \sigma_s \dot{\varepsilon}_k^{pl} = \sum_{i,j=1}^3 \sigma_{ij} \dot{\varepsilon}_{kij}^{pl},$$

ε_N и s_N — соответственно математическое ожидание и дисперсия в нормальном законе распределения для интенсивности деформаций, с которой зарождаются поры; $\bar{\varepsilon}^{pl}$ — интенсивность пластической деформации; индекс k относится к материалу основы пористого тела.

Трение заготовки о стенки волоки зададим по закону Кулона. Известно, что при малых скоростях относительного скольжения поверхностей (осадка, прессование) наиболее применим закон Зибеля, а при высоких — закон Кулона. При волочении длинномерных заготовок скорость скольжения поверхностей заготовки и инструмента достаточно высокая, поэтому более оправданно применение закона Кулона [16].

Использована модель сплошной изотропной упругопластической упрочняющейся среды с учетом возможности разупрочнения при возникновении и/или росте пор [13]. Для описания упругих характеристик материала приняты следующие зависимости [17]:

$$E^* = E(1 - \theta)^3, \quad \nu^* = \nu(1 - \theta)^{1,5}.$$

Здесь E и ν модуль Юнга и коэффициент Пуассона компактного материала соответственно, символ «*» относится к соответствующим характеристикам некомпактного материала. Начальный предел текучести компактного материала $\sigma_s = 450$ МПа, что соответствует диапазону значений для технически чистого титана марки ВТ1 в отожженном состоянии. Кривая упрочнения взята из графика в работе [16].

Схема процесса волочения показана на рис. 1. Задача решалась в цилиндрической системе координат r, φ, z в осесимметричной постановке. Численное моделирование осуществлялось методом конечных элементов с помощью системы инженерного анализа ABAQUS. Использовалась равномерная сетка четырехузловых конечных элементов SAХ4R, общее их количество составляло 1000. Параметры модели «Porous metal plasticity» следующие: $a = 1,5$; $b = 1,0$; $c = 1,0$ [14]. Для расчетов изменения пористости по формулам (1)–(3) приме-

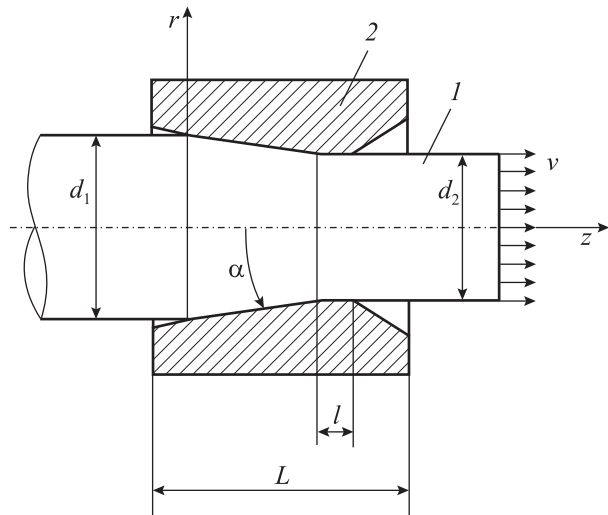


Рис. 1. Схема процесса волочения

1 – пруток, 2 – волока

нялись стандартные средства пакета ABAQUS, являющиеся составной частью указанной модели [18].

Расчеты были выполнены при значениях угла конусности $\alpha = 6^\circ, 8^\circ$ и 10° , что соответствует диапазону, принятому в промышленности. Диаметр прутка на входе в волоку $d_1 = 8$ мм, а на выходе его значения следующие: $d_2 = 7,5$ мм (вытяжка $\mu = 1,14$, обжатие за переход $\delta = 1 - (d_2/d_1)^2 = 12\%$); $d_2 = 7,0$ мм ($\mu = 1,31$, $\delta = 23,5\%$); $d_2 = 6,5$ мм ($\mu = 1,51$, $\delta = 34\%$). Волока обладает свойствами абсолютно жесткого тела, $L = 8$ мм, $l = 1$ мм (см. рис. 1). Начальная пористость составляла $\theta_0 = 0,02$, коэффициент трения $\psi = 0,065$, что соответствует известным из литературы данным [7, 8, 11], в частности для прутков из титана при волочении с графитовой смазкой [16].

Результаты и их обсуждение

Для проверки адекватности модели выполнено количественное сравнение результатов расчета с экспериментальными данными [17] по замеру усилия волочения прутка с конечным диаметром $d_2 = 2,64$ мм из сплава титана ВТ1-Д при обжатиях $\delta = 12, 22$ и 33% ; при этом усилие волочения составило 1,02, 1,86 и 2,94 кН соответственно.

Известно, что усилие волочения линейно зависит от площади прутка на выходе из волоки (см. обзор расчетных зависимостей в [16]), тогда для значений диаметра $d_2 = 7,5, 7,0$ и $6,5$ мм оно должно составить 8,16, 13,0 и 17,6 кН соответственно. По результатам моделирования получено, что при $d_2 =$

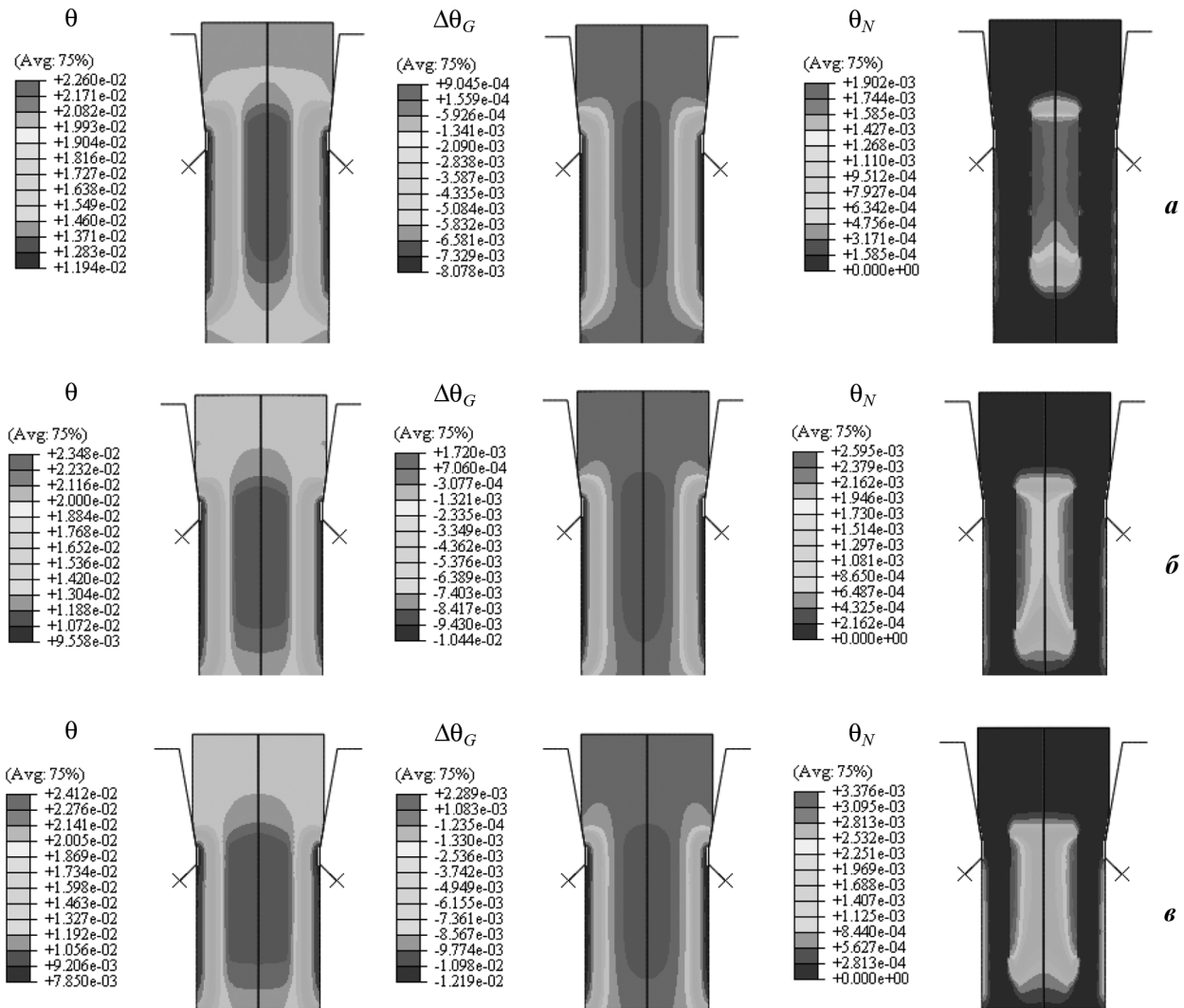


Рис. 2. Зависимость величин θ , $\Delta\theta_G$, θ_N от угла конусности при $\mu = 1,14$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

= 7,5 мм ($\delta = 12\%$) усилие волочения в зависимости от угла равно $7,5 \pm 8,3$ кН, при $d_2 = 7,0$ мм ($\delta = 23,5\%$) оно составит $12,4 \pm 13,3$ кН, при $d_2 = 6,5$ мм ($\delta = 34\%$) — $16,8 \pm 17,6$ кН.

Наблюдается хорошая корреляция расчетного и экспериментальных значений этого показателя, поэтому, учитывая, что в работе [16] не приведены параметры волокна, в частности угол конусности, можно считать, что расчетная модель адекватно описывает процесс, по крайней мере по усилию волочения.

Далее описанная выше модель была применена для расчета пористости прутка с использованием уравнений (1)–(3). На рис. 2–4 представлены зависимости величин θ , $\Delta\theta_G$ (изменение объема существующих дефектов сплошности) и θ_N от конусности угла (α) при различных значениях вытяжки (μ), а на рис. 5–7 — аналогичные зависимости для

интенсивности напряжений и среднего нормального напряжения.

В ходе анализа результатов установлено следующее.

- При малой вытяжке $\mu = 1,14$ изменение пористости слабо зависит от угла конусности: с увеличением α она несколько возрастает. Максимальные значения суммарной пористости достигаются вблизи оси волочения в формующей части волокна и далее практически не меняются на некотором расстоянии от нее. Следует отметить, что рост существующих пор происходит в равной степени как в областях, непосредственно прилегающих к оси, так и на некотором удалении от нее. В то же время на периферии величина θ уменьшается по мере удаления от оси (см. рис. 2). Такое распределение пористости хорошо коррелирует с данными работы [12], согласно которым в области, прилегающей

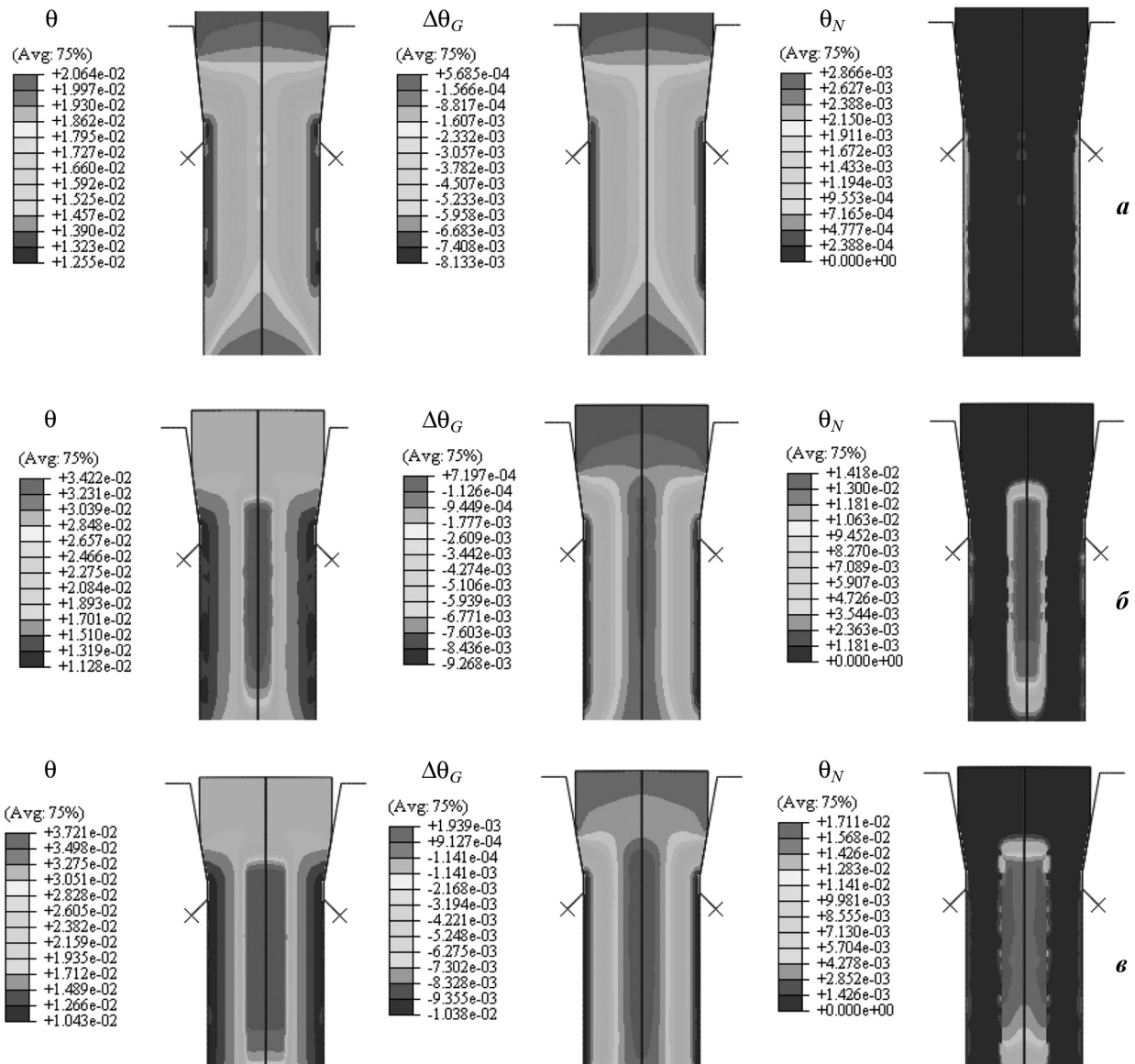


Рис. 3. Зависимость величин θ , $\Delta\theta_G$, θ_N от угла конусности при $\mu = 1,31$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

к оси заготовки, поры при волочении могут увеличиваться, тогда как в периферийных зонах они, как правило, уменьшаются.

Что касается возникновения новых дефектов, то величина θ_N при $\alpha = 6^\circ$ наибольшая непосредственно около оси заготовки, с увеличением угла максимум несколько смещается в сторону периферийных зон. При этом непосредственно на периферии, на достаточном удалении от оси, новых дефектов не возникает. В данном случае характер изменения объема и появления новых дефектов, очевидно, обусловлен картиной напряженного состояния, которая качественно схожа для всех значений α .

Максимум интенсивности напряжений σ_i для всех рассмотренных случаев достигается внутри очага деформации, а также на периферийных участках после выхода прутка из очага (см. рис. 5). Последнее объясняется, по-видимому, наличием дополнительных сдвиговых деформаций в указанной зоне, вызванных различием в скорости движения центральных и периферийных слоев [11, 16]. При этом максимальное значение σ_i меняется в зависимости от угла α , что объясняется различием в степени деформации и, как следствие, различной степенью упрочнения материала прутка. В области возникновения новых дефектов плоскости среднее нормальное напряжение достаточно рез-

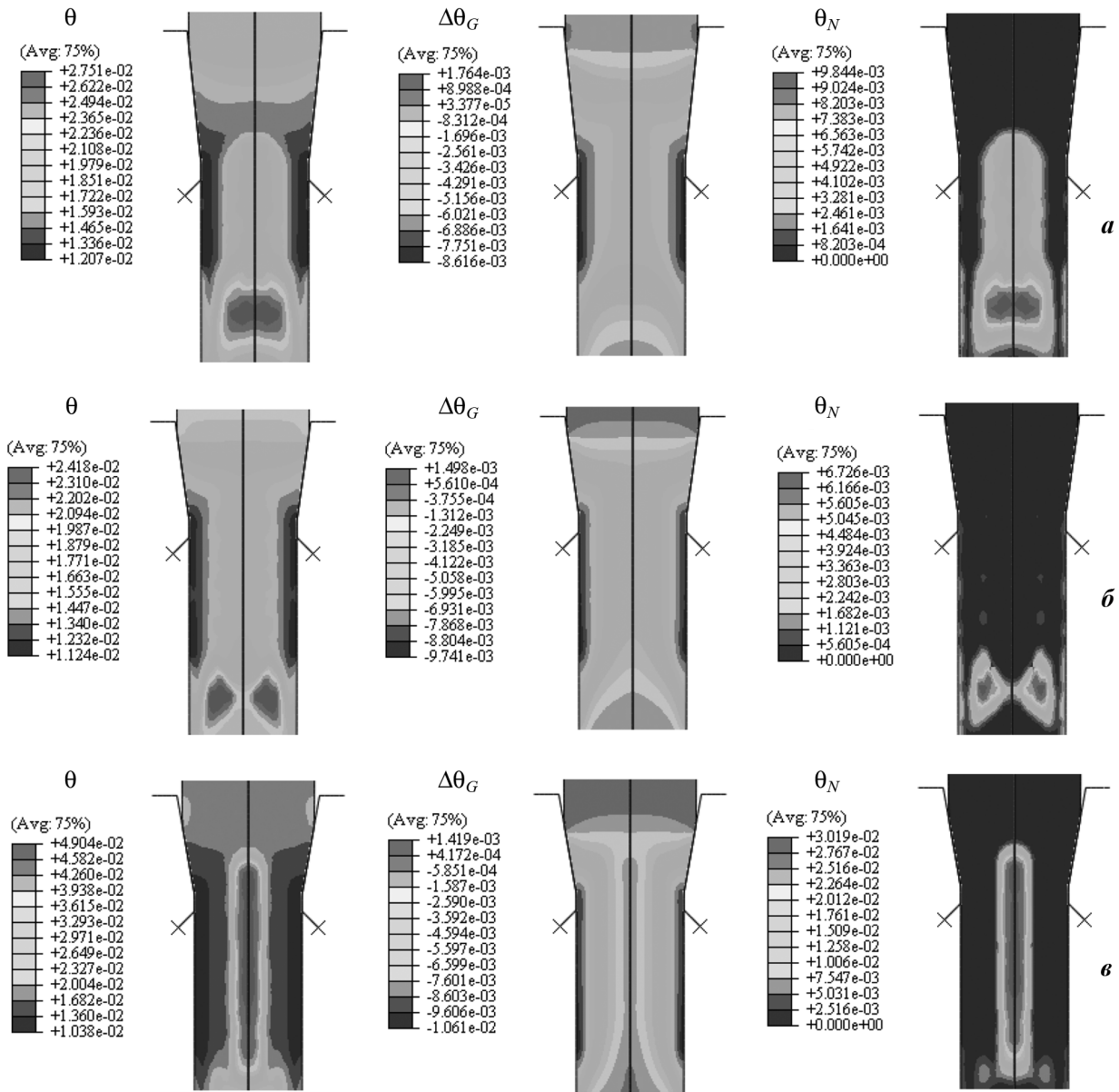


Рис. 4. Зависимость величин θ , $\Delta\theta_G$, θ_N от угла конусности при $\mu = 1,51$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

ко меняется от положительных значений в центре очага деформации до отрицательных в зоне за очагом (см. рис. 5). Указанное обстоятельство, а также собственно неблагоприятная картина напряженного состояния ($\sigma/\sigma_c > 0$) в центральной зоне очага деформации, очевидно, являются причиной возникновения новых дефектов сплошности в рассматриваемой области.

В целом в данном случае вклад $\Delta\theta_G$ и θ_N в общую величину пористости примерно одинаков: по абсолютной величине они составляют до 0,002, или до 10 % от начальной пористости $\theta_0 = 0,02$.

- При вытяжке $\mu = 1,31$ характер распределения пористости меняется (см. рис. 3). В частности, при

$\alpha = 6^\circ$ максимальные ее значения достигаются не в области формующей части, а несколько дальше, и это обусловлено исключительно изменением объема существующих пор. С увеличением α зона максимальной пористости возникает (как и при меньшей вытяжке) непосредственно в формующей части, причем изменение начального значения θ связано фактически только с возникновением новых дефектов сплошности в данной области. Что касается периферийных участков, уже существующая пористость там уменьшается, как и в предыдущем случае с $\mu = 1,14$.

Указанный характер изменения пористости при $\mu = 1,31$ можно объяснить исходя из картины

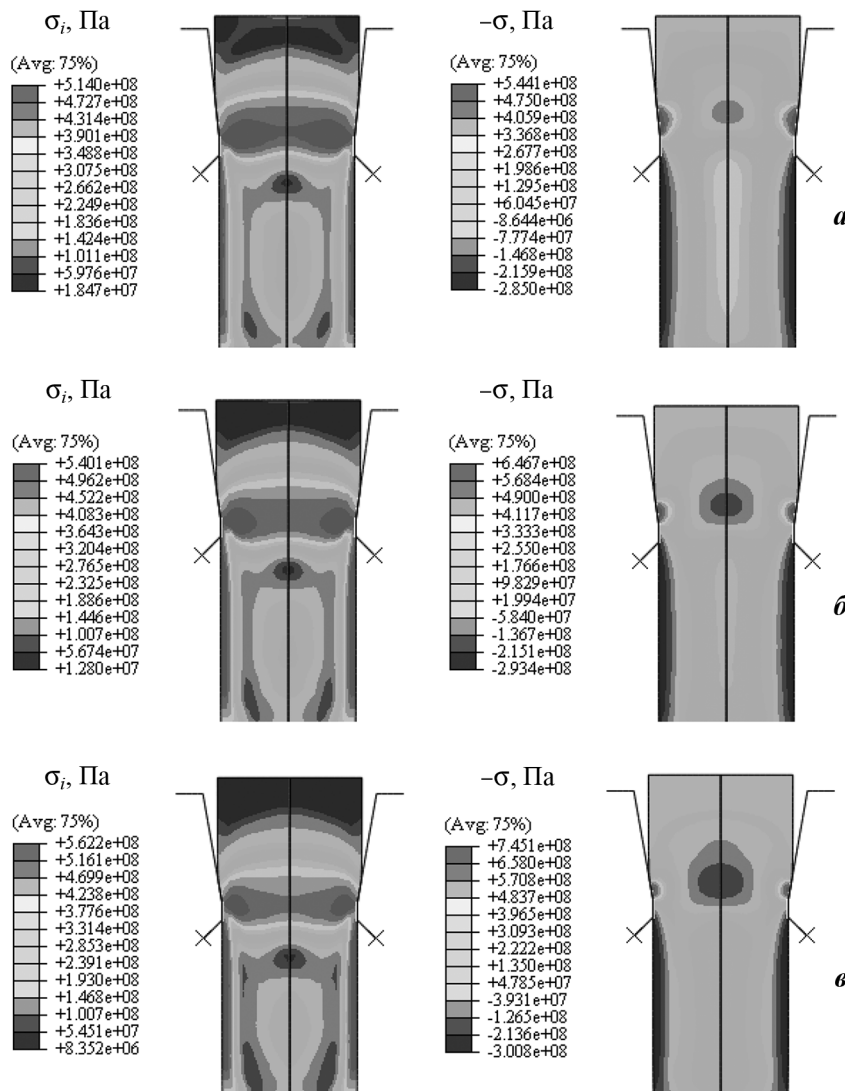


Рис. 5. Зависимость величин σ_i и σ от угла конусности при $\mu = 1,14$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

напряженного состояния. Так, при $\alpha = 6^\circ$ величина σ вдоль центральной оси меняется по мере прохождения прутка через очаг деформации, но в меньшей степени, чем при других углах, и при этом принимает только отрицательные значения в отличие от случаев при $\alpha = 8^\circ$ и 10° (см. рис. 6). Более плавный характер изменения среднего нормального напряжения, по-видимому, и приводит к тому, что исходная пористость несколько снижается при прохождении очага деформации и на некотором расстоянии после него, а затем принимает фактически первоначальное значение.

С увеличением угла α наблюдается процесс возникновения новых дефектов, причем исходная величина $\theta_0 = 0,02$ меняется довольно существенно — до $\theta_N = 0,014$ и $0,017$ при $\alpha = 8^\circ$ и 10° соответственно.

• Рассмотрим характер изменения пористости при $\mu = 1,51$. В данном случае уже не только при $\alpha = 6^\circ$, но и при $\alpha = 8^\circ$ область максимальной пористости смещается из формирующей части в направлении приложения усилия волочения (см. рис. 4). По-видимому, аналогично случаю с $\mu = 1,31$ и $\alpha = 6^\circ$ это происходит вследствие различного характера изменения σ при увеличении угла конусности (см. выше). В частности, только при $\alpha = 10^\circ$ среднее нормальное напряжение в очаге деформации становится существенно положительным, тогда как при $\alpha = 6^\circ$ и 8° значения σ близки к нулю (см. рис. 7).

Максимальная величина пористости в исследованном диапазоне углов и вытяжки достигается при $\alpha = 10^\circ$ и $\mu = 1,51$ и составляет $\theta = 0,048$ (см. рис. 4, в). Причем объемная доля вновь образовав-

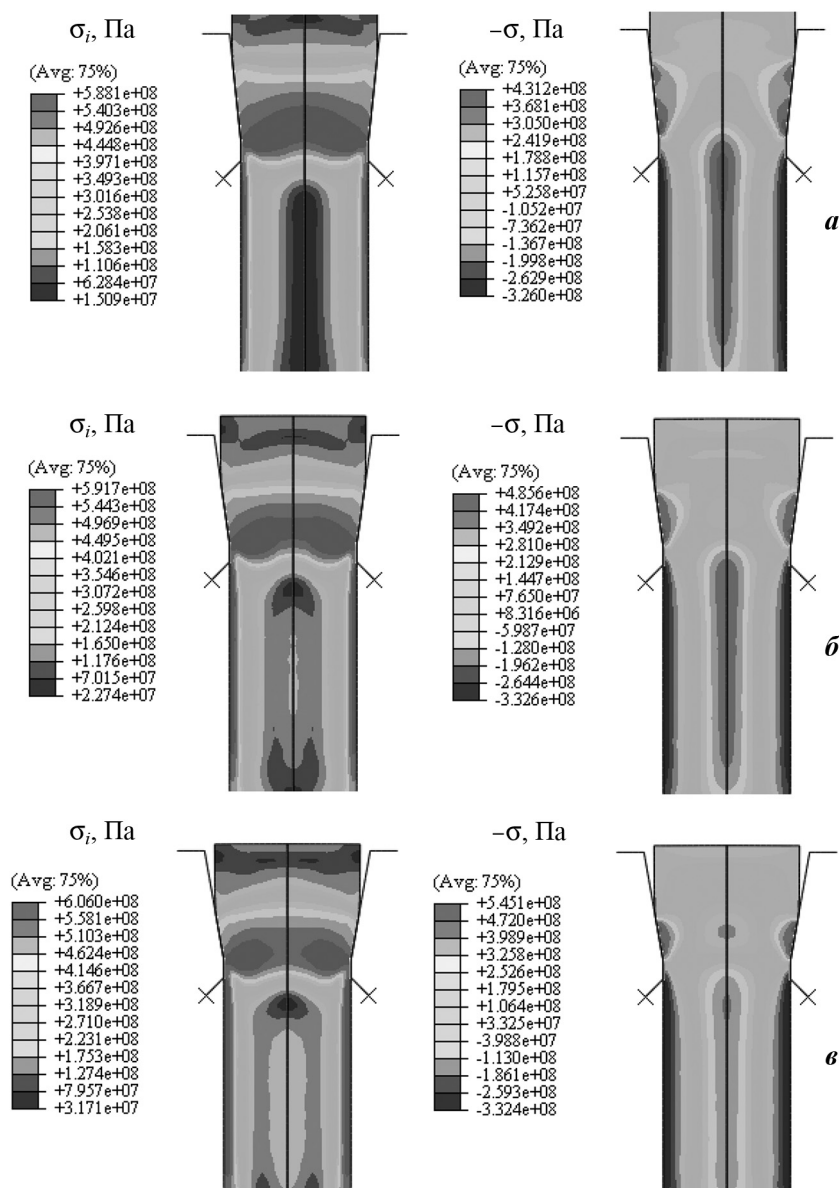


Рис. 6. Зависимость величин σ_i и σ_t от угла конусности при $\mu = 1,31$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

шихся дефектов превышает исходную пористость примерно в 1,5 раза. При этом обжатие за переход составляет $\delta = 34\%$ (см. выше). Согласно данным работы [16], при такой величине обжатия возможно протянуть отожженную титановую проволоку, однако при этом могут возникнуть обрывы.

По результатам моделирования, представленным на рис. 2–7, следует отметить, что область зарождения дефектов в соответствии с моделью [15] в целом соответствует области растягивающих напряжений. При этом увеличение угла конусности приводит к более жесткой схеме напряженного состояния, что выражается в увеличении положительных значений среднего нормального напряже-

ния в формующей части и, как следствие, повышению объемной доли вновь возникающих дефектов.

Заметим, что увеличение поврежденности материала прутка, непосредственно связанное с ростом пористости, и, как следствие, усиление вероятности обрыва с ростом угла α отмечено в работах [8, 11] по результатам экспериментов. Аналогичный вывод относительно влияния угла и коэффициента трения на поврежденность заготовки получен по данным математического моделирования авторами [7], которые исследовали процесс накопления поврежденности на основе расчета напряженно-деформированного состояния заготовки при волочении.

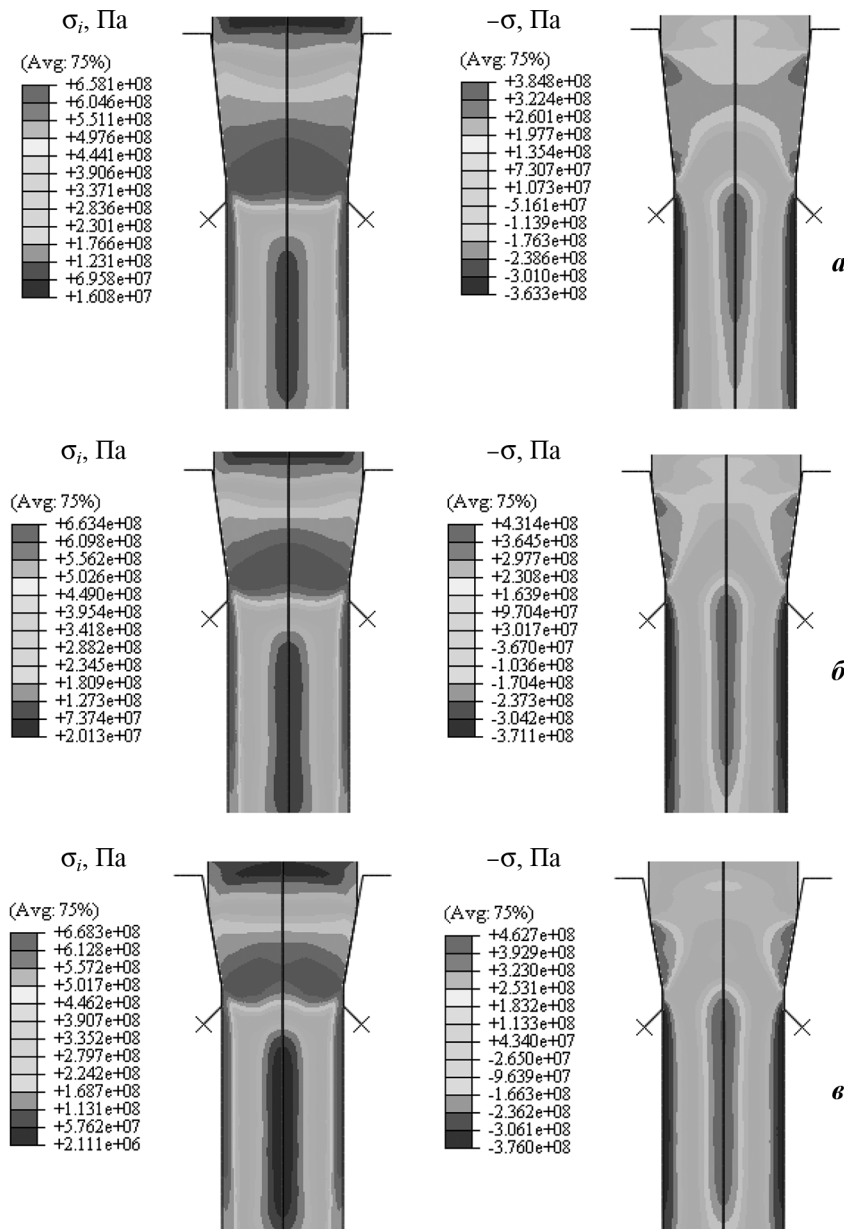


Рис. 7. Зависимость величин σ_i и σ от угла конусности при $\mu = 1,51$ и $\alpha = 6^\circ$ (а), 8° (б), 10° (в)

Таким образом, в рассматриваемом случае наиболее опасная с точки зрения вероятного разрушения зона растягивающих напряжений (среднее нормальное напряжение положительно, см. также [12]), как правило, возникает на некотором расстоянии от входа в формирующую часть волокна — в области, прилегающей к центральной оси прутка. Там же наблюдается и максимальная пористость по сечению прутка.

В целом полученные результаты хорошо согласуются с известными представлениями о расположении наиболее вероятных зон возникновения обрывов при волочении, связанных с неблагоприятной

картиной напряженного состояния, ростом существующих и возникновением новых дефектов сплошности, согласно которым наиболее опасной является область в формирующей части волокна, непосредственно примыкающая к оси волочения [8, 19, 20].

Выводы

1. Выполнено математическое моделирование процесса волочения некомпактной заготовки, спрессованной из титановой губки, с учетом возможности порообразования в процессе деформации.

2. Показано, что максимальная пористость вблизи оси прутка в очаге деформации при малой вытяжке формируется в равной степени за счет изменения существующих пор и возникновения новых дефектов, а с увеличением вытяжки определяется в основном ростом вновь образующихся дефектов сплошности. При этом зона зарождения дефектов соответствует области растягивающих напряжений.

3. Выявлено, что при больших вытяжке $\mu = 1,51$ и угле конусности $\alpha = 10^\circ$ объемная доля вновь образовавшихся дефектов существенно влияет на общую величину пористости, превышая исходное значение примерно в 1,5 раза, что приводит к увеличению повреждаемости и может стать причиной обрыва прутка.

Литература

1. Hartman A.D., Gerdeman S.J., Hansen J.S. Producing lower-cost titanium for automotive applications // JOM. 1998. Vol. 50. Iss. 9. P. 16—19.
2. Залазинский А.Г. Пластическое деформирование структурно-неоднородных материалов. Екатеринбург: УрО РАН, 2000.
3. Борисовская Е.М., Вербило Д.Г., Писаренко В.А., Подрезов Ю.Н., Назаренко В.А., Евич Я.И., Копылов В.И. Особенности структурообразования и механические свойства деформированного титана // Физика и техника высоких давлений. 2007. Т. 17. No. 2. С. 110—118.
4. Коликов А.П., Крупин А.В., Полухин П.И., Потанов И.Н., Бондарев М.А., Изотов В.М. Технология и оборудование для обработки тугоплавких, порошковых и композиционных материалов. М.: Металлургия, 1989.
5. Kazeminezhad M. A study on the computation of the redundant deformation factor in wire drawing of austenitic 304 stainless steel // J. Mater. Proc. Technol. 2008. Vol. 199. No. 1. P. 230—233.
6. Komori K. Effect of ductile fracture criteria on chevron crack formation and evolution in drawing // Int. J. Mech. Sci. 2003. Vol. 45. P. 141—160.
7. Milenin A., Muskalski Z., Kustra P. The multi-scale FEM simulation of wire fracture during drawing of perlitic steel // Mater. Sci. Forum. 2008. Vol. 575-578. P. 1433—1438.
8. Zompí Antonio, Levi Raffaello. Advances in wire drawing process by theoretical and numerical analysis // Mater. Conf. IPMM 2007. Salerno, 28—30.06.2007.
9. Логинов Ю.Н. Влияние угла рабочей зоны волоки

на напряженное состояние в очаге деформации при волочении меди // Цв. металлы. 2010. No. 3. С. 94—97.

10. Camacho A.M., González C., Rubio E.M., Sebastián M.A. Influence of geometrical conditions on central burst appearance in axisymmetrical drawing processes // J. Mater. Process. Technol. 2006. Vol. 177. P. 304—306.
11. McAllen P.J., Phelan P. Numerical analysis of axisymmetric wire drawing by means of a coupled damage model // J. Mater. Process. Technol. 2007. Vol. 183. P. 210—218.
12. Логинов Ю.Н., Еремеева К.В. Формоизменение одиночно расположенной поры в круглой заготовке при волочении // Кузн.-штамп. пр-во. Обработка материалов давлением. 2009. No. 4. С. 3—8.
13. Gurson A.L. Continuum Theory of ductile rupture by void nucleation and growth. Pt. I. Yield criteria and flow rules for porous ductile materials // J. Eng. Mater. Technol. 1977. Vol. 99. P. 2—15.
14. Tvergaard V. Influence of voids on shear band instabilities under plane strain condition // Int. J. Fract. Mech. 1981. Vol. 17. P. 389—407.
15. Chu C.C., Needleman A. Void nucleation effects in biaxial stretched sheets // J. Eng. Mater. Technol. 1980. Vol. 102. P. 249—256.
16. Северденко В.П., Жилкин В.З. Основы теории и технологии волочения проволоки из титановых сплавов. Минск: Наука и техника, 1970.
17. Андриевский Р.А. Порошковое материаловедение. М.: Металлургия, 1991.
18. ABAQUS. Hibbitt, Karlsson and Sorensen. Pawtucket, USA. 2002.
19. Avitzur. B. Analysis of central bursting defects in extrusion and wire drawing // Trans. ASME J. Eng. Industr. 1968. Vol. 90 No. 1. P. 79—91.
20. Yoshida K. Cold drawing of magnesium alloy wire and fabrication of microscrews // J. Steel Related Mater. 2004. Vol. 1. No. 2. P. 199—202.

References

1. Hartman A.D., Gerdeman S.J., Hansen J.S. Producing lower-cost titanium for automotive applications. JOM. 1998. Vol. 50. Iss. 9. P. 16—19.
2. Zalazinskii A.G. Plasticheskoe deformirovanie strukturno-neodnorodnykh materialov [Plastic deformation of structurally nonuniform materials]. Yekaterinburg: URO RAN, 2000.
3. Borosovskaya E.M., Verbiло D.G., Pisarenko V.A., Podre-zov Yu.N., Nazarenko V.A., Evich Ya.I., Kopylov V.I. Oso-bennosti strukturoobrazovaniya i mekhanicheskie svoist-va deformirovannogo titana [Features of structurization

- and mechanical properties of the deformed titanium]. *Fizika i tehnika vysokikh davlenii*. 2007. Vol. 17. No. 2. P. 110—118.
4. *Kolikov A.P., Krupin A.V., Polukhin P.I., Potapov I.N., Bondarev M.A., Izotov V.M.* *Technologiya i oborudovanie dlya obrabotki tugoplavkikh, poroshkovich i kompozitsionnich materialov* [Technology and equipment for processing of high-melting, powder and composite materials]. Moscow: Metallurgiya, 1989.
 5. *Kazeminezhad M.* A study on the computation of the redundant deformation factor in wire drawing of austenitic 304 stainless steel. *J. Mater. Proc. Technol.* 2008. Vol. 199. No. 1. P. 230—233.
 6. *Komori K.* Effect of ductile fracture criteria on chevron crack formation and evolution in drawing. *Int. J. Mech. Sci.* 2003. Vol. 45. P. 141—160.
 7. *Milenin A., Muskalski Z., Kustra P.* The multi-scale FEM simulation of wire fracture during drawing of perlitic steel. *Mater. Sci. Forum.* 2008. Vol. 575-578. P. 1433—1438.
 8. *Zompí Antonio, Levi Raffaello.* Advances in wire drawing process by theoretical and numerical analysis. In: *Mater. Conf. IPMM 2007*. Salerno, 28—30.06.2007.
 9. *Loginov Yu.N.* Vliyanie ugla rabochei zony voloki na napyazhennoe sostoyanie v ochage deformacii pri volochenii medi [Influence of the angle of functional area on the stress state in the deformation zone at copper drawing]. *Tsvet. metally*. 2010. No. 3. P. 94—97.
 10. *Camacho A.M., González C., Rubio E.M., Sebastián M.A.* Influence of geometrical conditions on central burst appearance in axisymmetrical drawing processes. *J. Mater. Process. Technol.* 2006. Vol. 177. P. 304—306.
 11. *McAllen P. J., Phelan P.* Numerical analysis of axisymmetric wire drawing by means of a coupled damage model. *J. Mater. Process. Technol.* 2007. Vol. 183 P. 210—218.
 12. *Loginov Yu.N., Yeremeyeva K.V.* Formoizmenenie odinochno raspolozhennoi pory v krugloi zagotovke pri volochenii [Formchanging of solitary located pore in round preform while drawing]. *Kuznechno-shtampovochnoe proizvodstvo. Obrabotka materialov davleniem*. 2009. No. 4. P. 3—8.
 13. *Gurson A.L.* Continuum theory of ductile rupture by void nucleation and growth: Pt. I. Yield criteria and flow rules for porous ductile materials. *J. Eng. Mater. Technol.* 1977. Vol. 99. P. 2—15.
 14. *Tvergaard V.* Influence of voids on shear band instabilities under plane strain condition. *Int. J. Fract. Mech.* 1981. Vol. 17. P. 389—407.
 15. *Chu C.C., Needleman A.* Void nucleation effects in biaxial stretched sheets. *J. Eng. Mater. Technol.* 1980. Vol. 102. P. 249—256.
 16. *Severdenko V.P., Zhilkin V.Z.* *Osnovy teorii i technologii volocheniya provoloki iz titanovikh splavov* [Bases of the theory and technology of drawing of a wire from titanic alloys]. Minsk: Nauka i tehnika. 1970.
 17. *Andrievskii R.A.* *Poroshkovoe materialovedenie* [Powder materials science]. Moscow: Mashinostroenie, 1991.
 18. ABAQUS. Hibbitt, Karlsson and Sorensen. Pawtucket, USA. 2002.
 19. *Avitzur. B.* Analysis of central bursting defects in extrusion and wire drawing. *Trans. ASME J. Eng. Industr.* 1968. Vol. 90 No. 1. P. 79—91.
 20. *Yoshida K.* Cold drawing of magnesium alloy wire and fabrication of microscrews. *J. Steel Related Mater.* 2004. Vol. 1. No. 2. P. 199—202.