

Физика твердого тела

УДК 539.214: 621.762

А.Ф. Федотов

МОДЕЛИРОВАНИЕ И ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ДЕФОРМИРОВАНИЯ ГОРЯЧИХ ПРОДУКТОВ СВС В ОБОЛОЧКЕ ИЗ СЫПУЧЕГО МАТЕРИАЛА

Выполнено моделирование и исследование процесса деформирования горячих продуктов СВС в оболочке конечных размеров из сыпучего материала с учетом температурного режима и структурного состояния деформируемого материала. Адекватность моделей реальному физическому процессу подтверждена экспериментально. Установлено ведущее влияние структурного состояния на закономерности процесса уплотнения и формоизменения.

Среди многообразных схем горячего деформирования порошковых материалов находит применение прессование в закрытой матрице с передачей давления через сыпучую среду. Эта схема получила название квазиизостатического прессования. Квазиизостатическое прессование особенно широко применяется при получении компактных материалов из продуктов самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС) [1,2]. В этом случае сыпучая оболочка (песок) обеспечивает теплоизоляцию саморазогревающегося материала от холодного деформирующего инструмента и после полного сгорания шихтовой заготовки деформируется совместно с продуктами СВС. Научный и практический интерес представляет изучение закономерностей уплотнения и формоизменения синтезируемого материала и энергосиловых параметров процесса. Такую информацию можно получить при аналитическом исследовании процесса совместного деформирования продуктов синтеза и оболочки. В известных моделях [3-5] рассматривается квазиизостатическое прессование в бесконечной оболочке с заданием статических граничных условий через коэффициент неизостатичности (коэффициент бокового давления) ξ , отражающий реологические свойства оболочки. Эти модели не учитывают размеры и внешнее трение оболочки и не могут быть использованы для оценки количественных связей между силовыми параметрами процесса и конечными свойствами прессуемого материала.

Цель настоящей работы - моделирование процесса совместного деформирования пористого нелинейно-вязкого включения и сыпучей оболочки в замкнутом объеме конечных размеров. Реологической моделью уплотняемого включения служат горячие продукты СВС. Рассматривается осесимметричное течение при условии однородности температурного поля и изотермичности процесса деформирования. Моделирование кинематических и силовых параметров процесса выполняется методом верхней оценки мощности пластической деформации.

Силовому компактированию подвергаются горячие продукты синтеза, саморазогревающиеся до температуры горения T_g . Технологическая задержка во времени, необходимая для сгорания всего объема шихтовой заготовки, приводит к охлаждению продуктов синтеза до температуры компактирования T_k . Соответственно исследование механического поведения продуктов СВС должно сочетаться с оценкой температуры T_k . Теплофизические и реологические свойства пористых гетерогенных материалов существенным образом зависят от параметров структурного состояния - пористости и фазового состава. Поэтому при моделировании процессов теплообмена и деформирования в первую очередь должен быть выполнен анализ макроструктурного состояния продуктов СВС.

Исходные порошковые компоненты формуются в пористую шихтовую заготовку, для которой известны высота $h_{ш}$, радиус $R_{ш}$, абсолютная $d_{ш}$ и относительная $\rho_{ш}$ плотности. Параметры макроструктуры продуктов СВС формируются в результате протекания трех процессов, сопровождающихся изменением объема вещества и пористого тела:

- 1) изменение плотности и объема конденсированной фазы в результате химического превращения;

- 2) выделение значительного количества газов, которые были адсорбированы или растворены в исходных компонентах;
- 3) твердо- и жидкофазное спекание продуктов СВС.

Примем следующую модель формирования начальной относительной плотности ρ_{10} и размеров h_{10} , R_{10} включения. При горении шихтовой заготовки, которое протекает при незначительном давлении подпрессовки, за счет внутреннего давления примесного газовыделения сохраняются размеры шихтовой заготовки. Процессом уплотнения при спекании вследствие быстротечности синтеза можно пренебречь. Тогда включение из продуктов СВС будет наследовать размеры шихтовой заготовки: $h_{10} = h_u$ и $R_{10} = R_u$. Начальная относительная плотность при этом будет равна:

$$\rho_{10} = \frac{M_u}{V_u d_{СВС}}, \quad (1)$$

где M_u , V_u - масса и объем шихтовой заготовки; $d_{СВС}$ - теоретическая абсолютная плотность беспористых продуктов синтеза. В дальнейшем в качестве уплотняемого включения будем рассматривать продукты синтеза системы $Ti - C - Ni$, которыми являются карбид титана TiC и никелевая связка. Система $Ti - C - Ni$ является базовой при синтезе разнообразных твердо-сплавных материалов на основе карбида титана. Размеры шихтовой заготовки массой 180 г. и расчетные значения начальной относительной плотности шихтовой заготовки и продуктов синтеза приведены в табл. 1.

Т а б л и ц а 1

Параметры плотности и размеры шихтовой заготовки и продуктов СВС

| Содержание Ni , % мас. | h_u , мм | R_u , мм | d_u , г/см ³ | ρ_u | $d_{СВС}$, г/см ³ | ρ_{10} |
|--------------------------|------------|------------|---------------------------|----------|-------------------------------|-------------|
| 20 | 14,0 | 39 | 4,11 | 0,65 | 5,4 | 0,5 |
| 28 | 13,4 | 39 | 4,34 | 0,65 | 5,62 | 0,5 |
| 35 | 13,0 | 39 | 4,57 | 0,65 | 5,83 | 0,5 |

Продукты синтеза при температуре горения представляют собой дисперсную среду, в которой часто присутствует расплав эвтектики или легкоплавкого компонента. При расчете физических и теплофизических свойств гетерогенного материала должны учитываться пористость, состав и количество жидкой и твердой фаз. В табл. 2 приведены температуры горения исследуемых составов [6]. Величина T_2 для всех составов превосходит эвтектическую температуру системы $TiC - Ni$, составляющую 1523 K [7], и продукты синтеза состоят из твердых частиц карбида TiC и карбидоникелевого расплава. Абсолютная плотность двухкомпонентных смесей d_L (карбидо-никелевый расплав) и $d_{СВС}$ (твердожидкое тело) рассчитывается по известной зависимости

$$d = \frac{d_1 d_2}{x_1 d_2 + (1 - x_1) d_1}, \quad (2)$$

где d_1 , d_2 - плотность компонентов; x_1 - массовая концентрация 1-го компонента. Массовая концентрация жидкой фазы x_L и никеля в расплаве x_{Ni} определяется по диаграмме состояния $TiC - Ni$ [7] для соответствующей температуры.

Коэффициент теплопроводности λ_L и удельная теплоемкость C_L расплава определяются по правилу аддитивности:

$$\lambda_L = \lambda_{Ni} x_{Ni} + \lambda_{TiC} (1 - x_{Ni}); \quad C_L = C_{Ni} x_{Ni} + C_{TiC} (1 - x_{Ni}). \quad (3)$$

Теплопроводность λ_k и теплоемкость C_k компактного двухкомпонентного твердожидкого материала рассчитываются по зависимостям [8]

$$\lambda_k = \lambda_L x_L^2 + \lambda_{TiC} (1 - x_L)^2 - 0,72 |\lambda_L - \lambda_{TiC}| x_L (1 - x_L); \quad (4)$$

$$C_k = C_L m_L^2 + C_{TiC} (1 - m_L)^2 + 4 m_L (1 - m_L) \frac{C_L C_{TiC}}{C_L + C_{TiC}}, \quad (5)$$

где m_L - объемная доля жидкой фазы в компактном материале

$$m_L = \frac{d_{TiC} x_L}{d_{TiC} x_L + d_L (1 - x_L)}. \quad (6)$$

При расчете теплофизических свойств продуктов СВС использовали справочные данные [9,10]: $d_{TiC} = 4,92 \text{ г/см}^3$, $\lambda_{TiC} = 46 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$; $d_{Ni} = 8,9 \text{ г/см}^3$; $\lambda_{Ni} = 69 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$; $C_{Ni} = 735 \text{ Дж/м}\cdot\text{К}$. Теплоемкость карбида TiC при температуре T_z рассчитывается по зависимости [11]

$$C_{TiC} = 825 + 55,8 \cdot 10^{-3} T - 25 \cdot 10^6 T^{-2} \quad (7)$$

Теплоемкость жидкого карбида TiC при $T_{пл} = 3340 \text{ К}$ составляет $C_{TiCж} = 1002 \text{ Дж/кг}\cdot\text{К}$. Результаты расчета теплофизических свойств сплавов с различным содержанием Ni представлены в табл. 2.

Т а б л и ц а 2

Теплофизические свойства компактных продуктов СВС

| Содержание Ni, % мас. | T_z, K | x_{Ni} | x_L | m_L | $\lambda_L, \text{Вт/м}\cdot\text{К}$ | $\lambda_K, \text{Вт/м}\cdot\text{К}$ | $C_L, \text{Дж/кг}\cdot\text{К}$ | $C_K, \text{Дж/кг}\cdot\text{К}$ |
|-----------------------|----------|----------|-------|-------|---------------------------------------|---------------------------------------|----------------------------------|----------------------------------|
| 20 | 2670 | 0,55 | 0,36 | 0,297 | 54,5 | 48,4 | 855,6 | 964 |
| 28 | 2510 | 0,61 | 0,46 | 0,382 | 56,1 | 49,6 | 839,5 | 905,8 |
| 35 | 2350 | 0,66 | 0,53 | 0,443 | 57,5 | 50,8 | 826 | 885,7 |

Плотность, теплопроводность и теплоемкость пористого материала включения 1 определяются по зависимостям

$$d_1 = d_{СВС}(1-\theta) ; \lambda_1 = \lambda_K(1-1,5\theta) ; C_1 = C_K(1-\theta) + C_V\theta, \quad (8)$$

где C_V - удельная теплоемкость воздуха, равная $C_V = 1005 \text{ Дж/м}\cdot\text{К}$; θ - пористость включения, связанная с относительной плотностью ρ_l зависимостью $\theta = 1 - \rho_l$. Теплофизические свойства пористых продуктов СВС при относительной плотности $\rho = 0,5$ представлены в табл. 3.

Т а б л и ц а 3

Теплофизические свойства пористых продуктов СВС ($\rho = 0,5$)

| Содержание Ni, % мас. | $u_z, \text{мм/с}$ | $t, \text{с}$ | $d_1, \text{г/см}^3$ | $\lambda_1, \text{Вт/м}\cdot\text{К}$ | $C_1, \text{Дж/кг}\cdot\text{К}$ | T_K, K | x_{Ni} | x_L | m_L | ρ_{50} |
|-----------------------|--------------------|---------------|----------------------|---------------------------------------|----------------------------------|----------|----------|-------|-------|-------------|
| 20 | 15 | 3,1 | 2,7 | 12,1 | 967,5 | 2540 | 0,59 | 0,34 | 0,27 | 0,365 |
| 28 | 10 | 4,4 | 2,81 | 12,4 | 955,4 | 2360 | 0,65 | 0,43 | 0,34 | 0,33 |
| 35 | 6 | 7,0 | 2,91 | 12,7 | 945,0 | 2180 | 0,71 | 0,49 | 0,39 | 0,305 |

Для песка соответствующие свойства равны $d_2 = 1,5 \text{ г/см}^3$; $\lambda_2 = 0,326 \text{ Вт/м}\cdot\text{К}$; $C_2 = 795 \text{ Дж/кг}\cdot\text{К}$ [10].

Инициирование реакции горения производится с боковой поверхности шихтовой заготовки, имеющей форму круглой пластины. Неизохронность нагрева движущимся фронтом горения обуславливает разное время охлаждения отдельных зон включения 1. Соответственно к моменту прессования в продуктах СВС формируется неоднородное поле температур T_K и реологических свойств. Используемая схематизация теплового режима предполагает однородное распределение свойств по всему объему включения. Поэтому в дальнейшем рассматриваются осредненные температурно-временные характеристики, относящиеся к центральной зоне изделия. Время охлаждения этой зоны t принималось равным времени охлаждения центральной зоны круглой пластины радиусом $R_l = 39 \text{ мм}$:

$$t = \frac{R_l}{u_z} + t_3, \quad (9)$$

где t_3 - время задержки прессования, равное времени срабатывания исполнительных органов пресса. Для гидравлических прессов время t_3 составляет $\sim 0,5 \text{ с}$. Скорость горения u_z была определена экспериментально. Оценка температуры T_K в центральной зоне изделия проводилась из решения известной задачи об охлаждении пластины толщиной h_l в неограниченной среде с граничными условиями 4-го рода [12]:

$$\frac{T_K - T_c}{T_z - T_c} = 1 - \frac{1}{1 + K_\epsilon} \sum_{n=1}^{\infty} \left(\frac{1 - K_\epsilon}{1 + K_\epsilon} \right)^{n-1} \left[\operatorname{erfc} \frac{(2n-1)h_l - 2x}{4\sqrt{a_1 t}} + \operatorname{erfc} \frac{(2n-1)h_l + 2x}{4\sqrt{a_1 t}} \right], \quad (10)$$

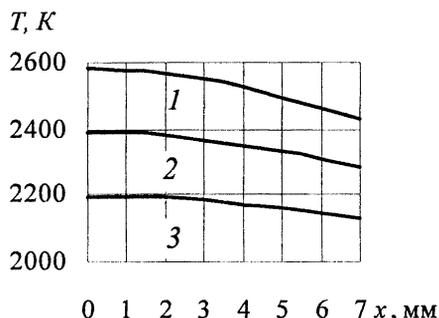
где T_c - температура среды; K_ϵ - критерий тепловой активности пластины; a_1 - коэффициент теплопроводности пластины; t - время охлаждения. Коэффициенты K_ϵ и a_1 связаны с

коэффициентом теплопроводности λ , удельной теплоемкостью C и плотностью d соотношениями

$$K_{\varepsilon} = \sqrt{\frac{\lambda_1 C_1 d_1}{\lambda_2 C_2 d_2}}; \quad a_1 = \frac{\lambda_1}{C_1 d_1}. \quad (11)$$

Здесь индекс 1 относится к свойствам продуктов СВС, индекс 2 - к свойствам песчаной оболочки. При тепловом расчете теплофизические свойства считались постоянными величинами.

На рис. 1 представлены результаты расчета распределения температуры по высоте включения с $h_l = 14$ мм для сплавов с различным содержанием Ni . Видно, что, несмотря на существенное различие начальных температур включения и среды, распределение температуры близко к линейному и характеризуется незначительным градиентом. За температуру T_k принималось среднее по высоте значение температуры (см. табл. 3). Расчетные значения T_k для всех сплавов превышают эвтектическую температуру системы $TiC - Ni$, составляющую $1523 K$ [7]. Поэтому продукты горения при деформировании находятся в твердожидком состоянии. Сопротивление сдвигу в жидкой фазе на несколько порядков ниже, чем в твердой фазе. В приближении идеальной жидкости сопротивление вязкому течению оказывает только твердая фаза, а жидкую фазу можно рассматривать как несжимаемую пору [13]. Тогда для пористого твердожидкого тела мерой уплотнения будет относительная объемная доля твердой фазы ρ_s , которая связана с относительной плотностью ρ соотношением [13]



Р и с. 1. Распределение температуры по высоте включения: 1 - 20%Ni; 2 - 28%Ni; 3 - 35%Ni; x - расстояние от центра

$$\rho_s = \rho(1 - m_L), \quad (12)$$

где m_L - объемная доля жидкой фазы в компактном материале. С точки зрения реологии параметр ρ_s является эффективной плотностью твердожидкого тела. Результаты расчета начальной величины ρ_{s0} в сплавах с различным содержанием Ni представлены в табл. 3.

В нормальных условиях при отсутствии разрыхляющего действия газовой выделений и начальная плотность продуктов СВС не может быть меньше насыпной плотности дисперсной среды. Насыпная плотность является структурно-чувствительной характеристикой и зависит от формы и размера частиц, состояния их поверхности, фракционного состава и плотности самого вещества. Теоретические значения насыпной плотности могут быть оценены исходя из представлений о случайных упаковках и координационных числах N . В присутствии расплава твердожидкие частицы продуктов СВС имеют форму сфер примерно одинакового диаметра. Для монодисперсных сферических частиц со случайной упаковкой при насыпной плотности координационное число $N = 8$, а насыпная относительная плотность составляет по данным различных авторов $\rho_n = 0,53 - 0,6$. Лучшее соответствие с экспериментом имеет значение $\rho_n = 0,53$ [14]. Согласно расчетам начальная эффективная плотность ρ_{s0} в продуктах СВС меньше насыпной плотности, и следует ожидать самоуплотнения материала включения. Экспериментально эффект самоуплотнения в продуктах синтеза системы $Ti - C - Ni$ не наблюдается, и это означает, что за счет внутреннего давления примесных газов поддерживается взвешенное состояние твердой фазы. Начальное аэродисперсное состояние включения должно учитываться при моделировании процесса прессования.

При исследовании процесса прессования весь деформируемый осесимметричный объем разобьем на 4 блока (рис. 2): включение 1 (продукты СВС), центральный 2 и два кольцевых 3, 4 блока оболочки. В реальном объекте включение 1 со всех сторон окружено оболочкой. Поэтому в блоки 2, 4 объединены объемы оболочки, расположенные сверху и снизу включения. Скорость перемещения пуансона v_0 считается известной. На границах раздела блоков скорости течения непрерывны, но их значения неизвестны. Кинематически допустимое поле скоростей

осесимметричного течения зададим из условия однородности объемной деформации e в соответствующей области:

$$e = e_z + e_r + e_\varphi = const,$$

(13)

где e_z, e_r, e_φ - компоненты тензора скоростей деформаций:

$$e_z = \frac{dv_z}{dz}; \quad e_r = \frac{dv_r}{dr}; \quad e_\varphi = \frac{v_r}{r}.$$

(14)

Здесь v_z, v_r - осевая и радиальная скорости пластического течения материала. Положим, что скорость v_z зависит только от координаты z , а скорость v_r только от координаты r . Тогда условие (13) можно записать следующим образом:

$$\frac{dv_z}{dz} = C_1; \quad \frac{dv_r}{dr} + \frac{v_r}{r} = C_3,$$

где C_1, C_3 - постоянные. Решение уравнений (15) имеет вид

$$v_z(z) = C_1 z + C_2; \quad v_r(r) = C_3 r + C_4 r^{-1}.$$

Постоянные интегрирования находятся из кинематических краевых условий для каждого блока:

$$\begin{aligned} v_{z1}(0) &= 0; & v_{z1}(h) &= v_1; & v_{r1}(0) &= 0; & v_{r1}(R_1) &= u_1; \\ v_{z2}(h_1) &= v_1; & v_{z2}(h) &= v_0; & v_{r2}(0) &= 0; & v_{r2}(R_1) &= u_2; \\ v_{z3}(0) &= 0; & v_{z3}(h) &= v_0; & v_{r3}(R_1) &= u_2; & v_{r3}(R_M) &= 0; \\ v_{z4}(0) &= 0; & v_{z4}(h) &= v_0; & v_{r4}(R_1) &= u_1; & v_{r4}(R_M) &= 0. \end{aligned}$$

После вычисления постоянных интегрирования в (16) по краевым условиям (17) определяются компоненты тензора скоростей деформаций в каждой области деформируемого объема:

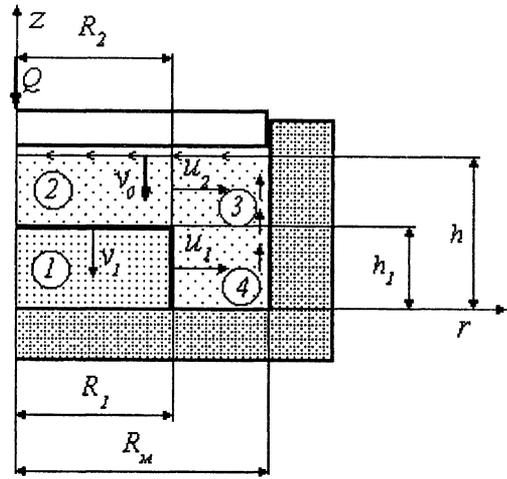
$$\begin{aligned} e_{z1} &= -\frac{v_1}{h_1}; & e_{r1} = e_{\varphi1} &= \frac{u_1}{R_1}; & e_{z2} &= -\frac{v_0 - v_1}{h - h_1}; & e_{r2} = e_{\varphi2} &= \frac{u_2}{R_1}; \\ e_{z3} &= -\frac{v_0}{h}; & e_{r3} &= -\frac{u_2 R_1}{R_M^2 - R_1^2} \left(1 + \frac{R_M^2}{r^2} \right); & e_{\varphi3} &= -\frac{u_2 R_1}{R_M^2 - R_1^2} \left(1 - \frac{R_M^2}{r^2} \right); \\ e_{z4} &= -\frac{v_0}{h}; & e_{r4} &= -\frac{u_1 R_1}{R_M^2 - R_1^2} \left(1 + \frac{R_M^2}{r^2} \right); & e_{\varphi4} &= -\frac{u_1 R_1}{R_M^2 - R_1^2} \left(1 - \frac{R_M^2}{r^2} \right), \end{aligned}$$

где h, h_1 - текущие высоты всего деформируемого объема и включения; R_1, R_M - радиусы включения и матрицы. Текущее значение радиуса R_2 блока 2 равно радиусу включения R_1 . Нетрудно убедиться, что при принятом поле скоростей скорости объемной деформации блоков не зависят от координат. Это означает, что плотность в каждом блоке во все моменты времени распределяется равномерно.

Соотношения (16) и вытекающие из них уравнения (18) справедливы в случае вязкого сжимаемого включения. При аэродисперсном состоянии вязкость продуктов СВС близка к нулю и они не оказывают сопротивления пластическому течению. Соответственно можно положить, что на границах включения и оболочки напряжения будут равны нулю:

$$\sigma_{z1} = \sigma_{z3} = 0; \quad \sigma_{r1} = \sigma_{r4} = 0.$$

Из статических граничных условий (19) вытекают следующие соотношения между осевыми и радиальными компонентами скоростей течения



Р и с. 2. Схематизация процесса прессования

для блока 2

$$v_1 = v_0 - \frac{2\mu u_2 (h - h_1)}{(1 - \mu)R_1}; \quad (20)$$

для блока 4

$$u_1 = \frac{\mu v_0 R_1}{h[B(1 - \mu) - \mu]}. \quad (21)$$

Здесь μ - коэффициент Пуассона [15],

$$\mu = \frac{3\rho - 1}{3\rho + 1}, \quad (22)$$

B - коэффициент, учитывающий размеры включения и матрицы,

$$B = \frac{R_I^2 + R_M^2}{R_M^2 - R_I^2}. \quad (23)$$

В итоге на начальном этапе прессования, когда продукты СВС находятся в аэродисперсном состоянии, виртуальное поле скоростей определяется только одним независимым параметром - радиальной скоростью u_2 .

При уплотнении включения до беспористого состояния оно становится несжимаемым: $e_I = 0$. При несжимаемом включении скорости v_I и u_I связаны между собой соотношением

$$u_I = \frac{v_I R_I}{2h_I} \quad (24)$$

и поле скоростей определяется двумя свободными параметрами - скоростями v_I и u_2 .

Действительное поле скоростей будем искать энергетическим методом. Равенство мощностей внешних и внутренних сил на виртуальном поле скоростей при заданной скорости перемещения пуансона v_0 имеет вид

$$W_Q = W_{nl} + W_{mpb} + W_{mpr}, \quad (25)$$

где W_Q - мощность усилия прессования Q ; W_{nl} - суммарная мощность пластической деформации включения и оболочки; W_{mpb} , W_{mpr} - мощность удельных сил трения скольжения на боковой поверхности матрицы и пуансоне. В уравнение (25) не вошли мощность сил трения на границах включения и оболочки, а также мощность на границах блоков с разрывами скоростей. Отсутствие этих факторов диссипации энергии обусловлено следующим. Температура горения выше температуры плавления песка, и песчаная оболочка, находясь в контакте с горячими продуктами СВС, плавится. Расплав песка служит смазкой, и поэтому силы трения скольжения на границах включения-оболочка можно не учитывать. СВС-прессование производится на гидравлических прессах с невысокой скоростью перемещения деформирующего инструмента, и течение материала близко к статическому. Согласно [16] в уплотняемых пластических телах, свойства которых зависят от плотности, разрывы скоростей при квазистатическом течении невозможны.

Компоненты уравнения (25) определяются следующим образом.

Мощность усилия прессования Q :

$$W_Q = \int_{S_n} Q v_0 dS, \quad (26)$$

где S_n - площадь пуансона;

суммарная мощность пластической деформации

$$W_{nl} = \sum_{i=1}^4 \int_{V_i} D_i dV, \quad (27)$$

где D_i - удельная мощность пластической деформации во включении ($i = 1$) и оболочке ($i = 2, 3, 4$); V_i - объемы соответствующих областей;

мощность удельных сил трения скольжения на боковой поверхности матрицы площадью S_b

$$W_{mpb} = \int_{S_b} D_{mp} dS, \quad (28)$$

где D_{mp} - удельная мощность сил трения оболочки;

мощность удельных сил трения скольжения на пуансоне

$$W_{mpn} = 2 \left(\int_{S_2} D_{mp} dS + \int_{S_3} D_{mp} dS \right), \quad (29)$$

где S_2, S_3 - площадь контактных поверхностей блоков 2 и 3. Множитель 2 в (29) учитывает контактное трение оболочки на дне матрицы.

При постоянной скорости перемещения пуансона мощность прессования

$$W_Q = Qv_0. \quad (30)$$

Тогда действительное поле скоростей и неизвестные параметры v_1, u_1, u_2 находятся при минимизации следующего функционала:

$$J = Qv_0 = \sum_{i=1}^4 \int_{V_i} D_i dV + \int_{S_6} D_{mp} dS + 2 \left(\int_{S_2} D_{mp} dS + \int_{S_3} D_{mp} dS \right). \quad (31)$$

Удельная мощность пластического течения определяется реологическими свойствами уплотняемых сред. Горячее прессование продуктов СВС происходит при гомологических температурах не менее $0,7 T_{nl}$, и процесс течения твердой фазы контролируется механизмами ползучести. В общем случае течение вещества кристаллической природы осуществляется по механизму нелинейной ползучести:

$$\dot{\varepsilon} = A\sigma^n, \quad (32)$$

где $\dot{\varepsilon}$ - скорость ползучести; σ - напряжение; n - показатель нелинейности. Для тугоплавких соединений, в том числе и карбида TiC , $n = 3$. Температурная зависимость процесса течения определяется коэффициентом A :

$$A = \frac{C}{kT} \exp\left(-\frac{U}{kT}\right), \quad (33)$$

где T - термодинамическая температура; U - энергия активации; k - постоянная Больцмана; C - константа. В известных работах [16-18] рассматривается мощность диссипации пористого линейно-вязкого тела. Найдем эту характеристику для пористого нелинейно-вязкого тела.

Определяющая зависимость между тензором напряжений σ_{ij} и тензором скоростей деформаций e_{ij} для пористого тела с произвольным законом течения твердой фазы имеет вид [17, 18]

$$\sigma_{ij} = \frac{\sigma(w)}{w} \left[\left(\psi - \frac{1}{3} \varphi \right) e \delta_{ij} + \varphi e_{ij} \right], \quad (34)$$

где w - эквивалентная скорость деформации твердой фазы; $\sigma(w)$ - эквивалентное напряжение; e - скорость изменения объема; δ_{ij} - символ Кронекера; ψ, φ - функции относительной плотности ρ

$$\psi = \frac{2}{3} \frac{\rho^3}{1-\rho}; \quad \varphi = \rho^2. \quad (35)$$

Эквивалентная скорость деформации твердой фазы w выражается через инварианты макроскопического тензора скоростей деформаций:

$$w = \frac{1}{\sqrt{\rho}} \sqrt{2\psi e^2 + \varphi H^2}, \quad (36)$$

где H - интенсивность скоростей деформаций сдвига. Выражение (36) получено в [18] исходя из двух постулатов:

- 1) пористая среда диссипирует механическую энергию только за счет пластической деформации твердой фазы;
- 2) в процессе пластической деформации участвует и диссипирует энергию весь объем твердой фазы.

Теория, построенная на этой физической модели, адекватно описывает процессы пластического и вязкого течения малопористых спеченных материалов со связанной структурой твердой фазы. Песчаная оболочка и продукты СВС относятся к несвязанным дисперсным средам (порошки). Механизм деформирования дисперсных сред имеет две особенности. Во-первых, кроме пластического течения, происходит скольжение контактирующих частиц, и материал

уплотняется также за счет их переупаковки. При низкой плотности материала преобладающим механизмом уплотнения является скольжение, при высокой плотности - пластическое деформирование частиц. Во-вторых, деформация отдельных частиц дисперсной среды имеет неоднородный характер, и пластически деформируется не весь объем твердой фазы, а лишь его часть [19]. Соответственно определяющие уравнения теории пластичности дисперсных сред должны отражать двойственный механизм уплотнения и неоднородный характер пластической деформации частиц.

Продукты синтеза содержат жидкую фазу в виде расплава легкоплавких компонентов. В приближении идеальной жидкости расплав выполняет роль смазки, и диссипируемой при скольжении частиц энергией можно пренебречь. Согласно [19] объемная доля пластически деформируемой (или активной) твердой фазы

$$\omega = \rho^2 \frac{\rho - \rho_0}{1 - \rho_0}, \quad (37)$$

где ρ_0 - насыпная плотность порошкового материала. Соотношение (37) получено в [19] из вероятностного описания образования контактных связей между частицами порошка. Аналогичное выражение получено в [20] из модели уплотнения за счет роста радиусов сферических частиц вокруг фиксированных центров с дальнейшим перекрытием сфер и образованием шеек контакта.

Для песка в [21] получено соотношение для эффективного объема активной фазы, которое интегрально учитывает диссипацию энергии внутренним трением и неоднородный характер деформации частиц:

$$\omega = 1 - \exp \left[-1,3 \left(\ln \frac{0,91 - \rho_0}{0,91 - \rho} \right)^{1,4} \right]. \quad (38)$$

Насыпная плотность песка, просеянного через сито с диаметром ячейки 1 мм, составляет $\rho_0 = 0,61$. В итоге эквивалентная скорость деформации твердой фазы в дисперсных средах

$$w = \frac{1}{\sqrt{\omega \rho}} \sqrt{2\psi e^2 + \varphi H^2}. \quad (39)$$

Информация о механизме течения твердой фазы содержится в зависимости между скоростью деформации w и напряжением $\sigma(w)$. Для линейно-вязкого тела эта зависимость имеет вид [18]:

$$w = \frac{\sigma(w)}{2\eta_0}, \quad (40)$$

где η_0 - коэффициент сдвиговой вязкости твердой фазы; для нелинейно-вязкого тела

$$w = \frac{1}{2} A_1 \sigma^n(w). \quad (41)$$

Коэффициент $1/2$ в (41) выбран из условия предельного перехода при $n=1$, когда $A_1^{-1} = \eta_0$. Коэффициент A_1 аналогично (33) определяет температурную зависимость течения. Мощность пластической деформации

$$D = \sigma_{ij} e_{ij}. \quad (42)$$

Из (34) следует связь между инвариантами тензоров напряжений и тензоров скоростей деформаций:

$$\sigma = \frac{\sigma(w)}{w} \psi e, \quad T = \frac{\sigma(w)}{2w} \varphi H. \quad (43)$$

После подстановки (34) в (42) с учетом (43) получим выражение мощности пластического течения для пористого нелинейно-вязкого тела (включение 1):

$$D_1 = \frac{1}{2} \left(\frac{2}{A_1} \right)^{\frac{1}{n}} (\omega \rho)^{\frac{n-1}{2n}} (2\psi e^2 + \varphi H^2)^{\frac{n+1}{2n}}. \quad (44)$$

Материал оболочки (несвязанный грунт) будем считать жесткопластическим телом [22]. Для жесткопластического тела напряжение $\sigma(w)$ соответствует удвоенному пределу текучести при сдвиге τ_s пластичных или пределу прочности τ_b хрупких частиц. В нашем случае частицы песка являются хрупкими и

$$\sigma(w) = 2\tau_b. \quad (45)$$

Согласно [13] для частиц песка $\tau_b = 115$ МПа. Используя (45) и (43), получим скорость диссипации механической энергии в пористом жесткопластическом теле (оболочка):

$$D = \tau_b \sqrt{\omega\rho} \sqrt{2\psi e^2 + \phi H^2}. \quad (46)$$

Мощность активных сил, затрачиваемая на преодоление сил трения скольжения, равна

$$D_{mp} = \tau_k v_{ck}, \quad (47)$$

где τ_k - касательные напряжения на контактной поверхности. Величину τ_k примем в соответствии с законом трения Прандтля [16]:

$$\tau_k = \tau_b \rho^{\frac{13}{6}} \sqrt{\omega}. \quad (48)$$

Скорости скольжения в соответствующих областях пуансона представляют собой радиальные компоненты скоростей течения

$$v_{ck2} = u_2 \frac{r}{R_1}; \quad v_{ck3} = \frac{u_2 R_1}{R_M^2 - R_1^2} \left(\frac{R_M^2 - r^2}{r} \right), \quad (49)$$

а на боковой поверхности матрицы - осевую компоненту скорости

$$v_{ck6} = v_0 \frac{z}{h}. \quad (50)$$

После определения параметров действительного поля скоростей оценивалось напряженное состояние и усилие прессования (верхняя оценка). Компоненты тензора напряжений при нелинейно-вязком течении включения 1 рассчитывали по зависимости (34) с учетом соотношения (41):

$$\sigma_{ij} = \left(\frac{2}{A_1} \right)^{\frac{1}{n}} \left(\frac{2\psi e^2 + \phi H^2}{\omega\rho} \right)^{\frac{1-n}{2n}} \left[\left(\psi - \frac{1}{3} \phi \right) e \delta_{ij} + \phi e_{ij} \right]. \quad (51)$$

Для сыпучей оболочки после подстановки соотношения (45) в (34) будем иметь:

$$\sigma_{ij} = \frac{2\tau_b \sqrt{\omega\rho}}{\sqrt{2\psi e^2 + \phi H^2}} \left[\left(\psi - \frac{1}{3} \phi \right) e \delta_{ij} + \phi e_{ij} \right]. \quad (52)$$

Усилие прессования Q , находили из условия статического равновесия для каждого шага нагружения. В отличие от состояния пластического течения при статическом равновесии вместо закона трения Прандтля используется закон трения Кулона. Величина Q равна осевому давлению на пуансоне, суммированному по его площади. При наличии внешнего трения осевое давление распределено по высоте матрицы неравномерно: максимальное давление действует на пуансоне и снижается по мере приближения к дну матрицы. Согласно [15] давление p на пуансоне примем равным

$$p = |\sigma_z| + f_{mp} |\sigma_r| \frac{h}{R_M}, \quad (53)$$

где f_{mp} - коэффициент трения скольжения Кулона, который зависит от относительной плотности песка [21]:

$$f_{mp} = 0,63\rho^{-0,73}. \quad (54)$$

Усилие Q находится суммированием давления p по площади пуансона. При этом следует учесть, что пуансон испытывает давление со стороны двух блоков - 2 и 3. Кроме того, давление на стенку матрицы оказывают также два блока 3 и 4 с радиальными напряжениями σ_{r3} и σ_{r4} . В качестве расчетного напряжения σ_r примем средневзвешенное радиальное напряжение:

$$\sigma_r = \frac{1}{h} \left[\sigma_{r3} (h - h_1) + \sigma_{r4} h_1 \right]. \quad (55)$$

Усилие прессование будет равно:

$$Q = \int_{S_2} |\sigma_{z2}| dS + \int_{S_3} |\sigma_{z3}| dS + \int_{S_6} f_{mp} |\sigma_r| dS. \quad (56)$$

Слагаемые в правой части уравнения (55) можно рассматривать как усилия, затрачиваемые соответственно на деформирование включения и центральной зоны оболочки Q_2 , кольцевой зоны оболочки Q_3 и на преодоление силы трения оболочки о стенки матрицы $Q_{\text{од}}$:

$$Q = Q_2 + Q_3 + Q_{mp}. \quad (57)$$

С увеличением плотности песка давление на стенку матрицы неограниченно возрастает и вместе с ним возрастает удельная сила трения τ_{mp} . Однако ее значение не может превысить значения, допускаемого условием текучести. Учитывая, что напряжения $\sigma_r, \sigma_\varphi, \sigma_z$, определяемые формулами (52), являются главными, максимальное касательное напряжение трения Прандтля будет равно [16]:

$$\tau_{\max} = \frac{1}{2} |\sigma_{z3} - \sigma_r|. \quad (58)$$

В итоге третье слагаемое в (56), представляющее собой усилие трения Q_{mp} , расходуемое на преодоление сил внешнего трения оболочки, определяется выражением

$$Q_{mp} = \int_{S_\sigma} \tau_{mp} |\sigma_r| dS, \quad (59)$$

где $\tau_{mp} = f_{mp} |\sigma_r|$ при $f_{mp} |\sigma_r| < \tau_{\max}$; $\tau_{mp} = \tau_{\max}$ при $f_{mp} |\sigma_r| \geq \tau_{\max}$.

Реологические свойства продуктов СВС определяются термокинетическими параметрами нелинейной ползучести карбида титана: показателем нелинейности n , предэкспонентом C и энергией активации U . Экспериментальные значения этих параметров получены в [3] при горячем изотермическом прессовании порошка карбида TiC в жесткой пресс-форме с учетом сил внешнего трения. При выводе аналитического уравнения использовалась объемная вязкость линейного тела

$$\zeta = \eta_0 \frac{\rho^3}{1 - \rho}, \quad (60)$$

где η_0 - сдвиговая вязкость вещества твердой фазы. В нашем случае значение функции ψ (35) приводит к выражению

$$\zeta = \frac{4}{3} \eta_0 \frac{\rho^3}{1 - \rho}, \quad (61)$$

т.е. отличается от используемого в [3] коэффициентом 4/3. Соответственно в определяющих соотношениях (44) и (51) для нелинейно-вязкого тела коэффициент A_1 будет связан с коэффициентом A из (33) зависимостью

$$A_1 = \left(\frac{4}{3}\right)^{\frac{1-n}{2}} A. \quad (62)$$

Для карбида титана параметры уравнения (33) составляют: показатель нелинейности $n = 3$; предэкспонент $C = 9 \cdot 10^{-34} \text{ м}^7 \cdot \text{Н}^2/\text{с}$; энергия активации $U = 8,42 \cdot 10^{-19} \text{ Дж}$.

Полученные реологические зависимости (44), (46), (47) в совокупности с параметрами структурного состояния материала и кинематическими соотношениями пластического течения определяют функционал (31) с точностью до свободных параметров v_1, u_1 и u_2 .

Моделирование процесса квазиизостатического прессования выполняли методом ступенчатого нагружения. При этом задавали шаг изменения времени Δt , за который происходит осадка деформируемого объема на величину $\Delta h = v_0 \Delta t$. При выборе Δt ориентировались на технологические параметры реального процесса: скорость движения пуансона $v_0 = 8 \text{ мм/с}$; максимальное усилие прессования $Q = 1500 \text{ кН}$; время прессования $t = 1 \text{ с}$. Пробными расчетами установлено, что достаточная точность и производительность расчетов обеспечивается при $\Delta t = 0,02 \text{ с}$. В каждом интервале Δt величины, зависящие от времени (относительная плотность ρ , высоты h, h_1 и радиусы $R_1, R_2 = R_1$), считаются постоянными. Минимум функционала (31) находили методом координатного спуска с погрешностью вычисления скоростей $0,001 \text{ мм/с}$. Численное интегрирование при вычислении мощности и компонентов тензора напряжений в блоках 3, 4 выполняли по методу Симпсона. После минимизации функционала (31) и определения параметров v_1, u_1, u_2 вычисляются приращения осевых и радиальных размеров блоков: $\Delta h_1 = v_1 \Delta t, \Delta R_1 = u_1 \Delta t, \Delta R_2 = u_2 \Delta t$. Для каждого k -того шага деформации Δh по формулам

$h_{1k} = h_{1k-1} + \Delta h_1$; $R_{1k} = R_{1k-1} + \Delta R_1$; $R_{2k} = R_{2k-1} + \Delta R_2$ определяют новые значения размеров блоков и плотность материала в них. Плотность включения находится из закона сохранения массы:

$$\rho_k = \rho_{k-1} \frac{h_{1k-1}}{h_{1k}} \left(\frac{R_{1k-1}}{R_{1k}} \right)^2. \quad (63)$$

В начале каждого шага нагружения радиус блока 2 равен радиусу включения и граница между блоками 2 и 3 является проницаемой. При изменении радиусов R_1 и R_2 на ΔR_1 и ΔR_2 массоперенос через границу 2-3 составляет:

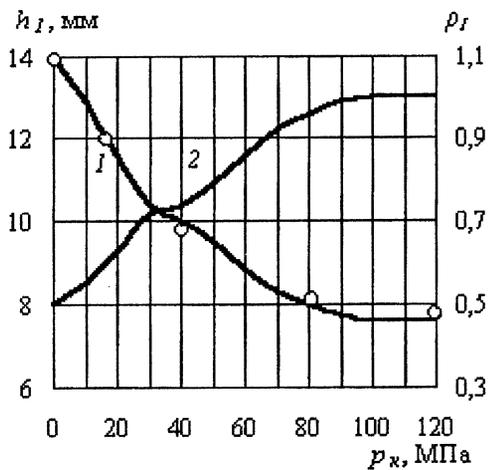
$$\Delta M = \pi \rho (h - h_1) (R_1^2 - R_2^2). \quad (64)$$

При $R_{1k} > R_{2k}$ перетекание материала происходит из блока 3 в блок 2 и плотность ρ в выражении (64) равна $\rho = \rho_{3k}$; при $R_{1k} < R_{2k}$ поток массы направлен в противоположную сторону и $\rho = \rho_{2k}$. Масса ΔM алгебраически суммируется с массами блоков и рассчитывается средняя по объему плотность материала в блоке 2 и объединенных блоках 3, 4. Такое осреднение приводит к скачкообразному изменению плотности на границе 2-3.

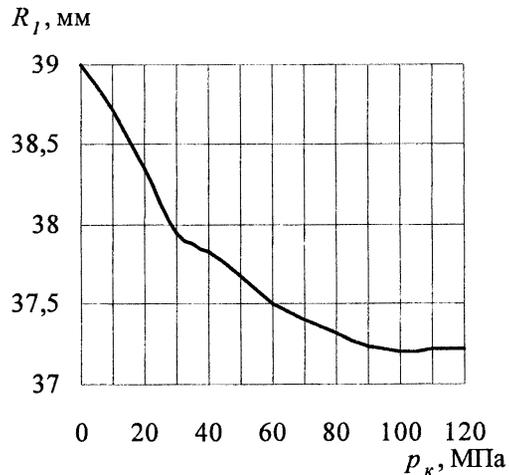
На рис. 3 приведены результаты расчета высоты включения h_1 , относительной плотности ρ_1 и экспериментальные данные о толщине средней части синтезированных изделий в зависимости от среднего давления компактирования p_k , равного отношению усилия прессования Q к площади матрицы (диаметр матрицы составлял 125 мм, начальная высота деформируемого объема $h = 35$ мм). Хорошее соответствие расчетных и экспериментальных значений получено для всех трех СВС-композиций. Это свидетельствует об адекватности принятых физических моделей и связанных с ними теплофизических и реологических свойств продуктов синтеза, а также достоверности модели пластического течения песчаной оболочки. Уплотнение продуктов СВС в песчаной оболочке обусловлено в основном осевой деформацией. Так, осадка включения составляет около 45%, а радиальная деформация – на порядок меньше и не превышает 5% (см. рис. 3,б). Следует отметить неоднозначное влияние содержания никеля на реологические свойства материала. С одной стороны, с увеличением содержания инертного Ni температуры горения и компактирования уменьшаются, а сопротивление уплотнению повышается. С другой стороны, с увеличением содержания Ni увеличивается объем жидкой фазы и уменьшается эффективная вязкость твердой фазы ρ_S . Последнее приводит к снижению вязкости материала и повышению его уплотняемости. В результате оказывается, что компактируемость исследованных материалов не зависит от содержания Ni и полное уплотнение происходит при практически одном и том же давлении $p_k \approx 96$ МПа.

На кривых изменения размеров и плотности можно выделить четыре характерных участка. На начальном участке уплотнение и формоизменение в зависимости от давления p_k происходят по линейному закону и с высокой скоростью. Затем отмечается резкое уменьшение темпа уплотнения и формоизменения с появлением горизонтального плато, когда, несмотря на увеличения давления прессования, плотность и размеры включения остаются неизменными. За этой своеобразной площадкой текучести следует участок нелинейного уплотнения, плавно завершающийся достижением беспористого несжимаемого состояния. Значительный четвертый участок связан с деформированием несжимаемого включения. Сложный многостадийный характер уплотнения установлен и в работе [23] при прессовании горячих продуктов синтеза системы $Zr - C$, также содержащих жидкую фазу.

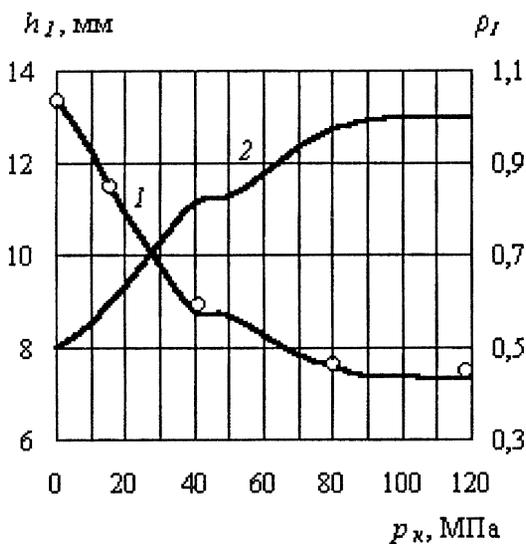
Немонотонный характер процессов уплотнения и формоизменения следует связать с особенностями начального структурного состояния продуктов СВС. В отличие от традиционных процессов горячего прессования порошков, когда в исходном состоянии материал имеет насыпную плотность, за счет внутреннего давления примесных газов твердая фаза продуктов СВС находится во взвешенном состоянии с плотностью, меньшей, чем насыпная, и не оказывает сопротивления внешнему механическому воздействию. Закономерности уплотнения и формоизменения на этой стадии определяются исключительно реологическими и триботехническими свойствами материала оболочки. После уплотнения до насыпной плотности твердой фазы $\rho_{SH} = 0,53$ и формирования пространственно устойчивой структуры наступает вторая стадия, когда уплотнение сопровождается вязким течением частиц твердой фазы. Вторая стадия начинается с площадки текучести на кривых уплотнения. При этом появление площадки текучести обусловлено степенным законом ползучести тугоплавких соединений, в частности карбида TiC . В случае нелинейного закона ползучести при $n > 1$ в начальный момент уплотнения



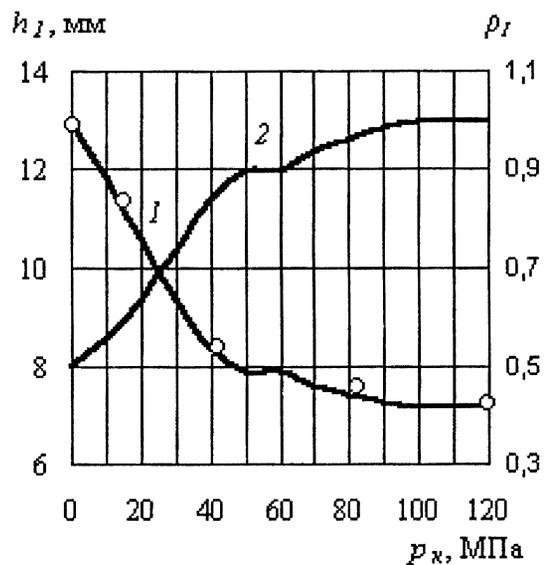
а



б



в



г

Р и с. 3. Зависимость размеров и плотности включения от давления компактирования для сплавов $TiC - 20\%Ni$ (а, б), $TiC - 28\%Ni$ (в) и $TiC - 35\%Ni$ (г): 1 - высота включения h_I ; 2 - плотность ρ_I ; о - эксперимент

скорость уплотнения равна или близка к нулю [24]. Появлению площадки текучести также способствует постепенное, а не скачкообразное, увеличение объема активной фазы ω по зависимости (37) и мощности диссипации продуктов СВС. По мере развития нелинейно-вязкого течения происходит уплотнение материала до беспористого несжимаемого состояния, при котором согласно (12) величина ρ_S становится равной $\rho_S = 1 - m_L$. В беспористом состоянии с увеличением давления p_k происходит незначительное изменение размеров включения. Так как стадия текучести и следующая за ней стадия нелинейного уплотнения являются отражением одного-физического процесса (нелинейно-вязкое течение пористого тела), то при моделировании следует рассматривать не четыре, а три стадии уплотнения и формоизменения, соответствующие определенному макроструктурному состоянию материала. Количественной мерой макроструктуры пористого твердожидкого тела служит эффективная плотность твердой фазы ρ_S . В зависимости от величины ρ_S продукты СВС при деформировании могут находиться в следующих состояниях:

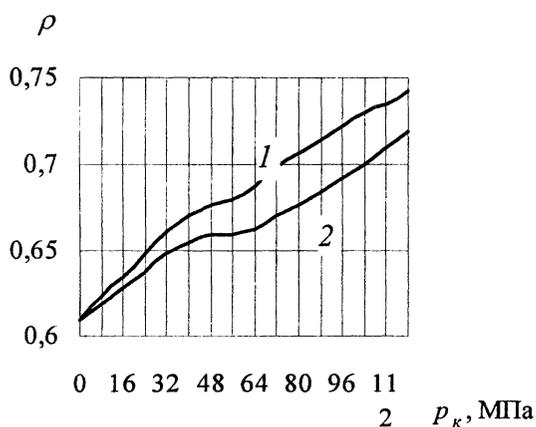
1) аэродисперсное взвешенное состояние, когда плотность твердой фазы меньше насыпной $\rho_S < \rho_{SH}$; в этом случае диссипацией энергией в продуктах СВС можно пренебречь, и характер уплотнения и формоизменения включения полностью определяется реологическими свойствами материала оболочки;

2) пространственно устойчивая пористая структура, для которой $\rho_{SH} \leq \rho_S < 1 - m_L$; уплотнение материала с такой структурой происходит за счет вязкой деформации частиц твердой фазы и сопровождается диссипацией внешней энергии; локальная неоднородность деформации частиц дисперсной среды учитывается объемной долей пластически деформируемой фазы ω ;

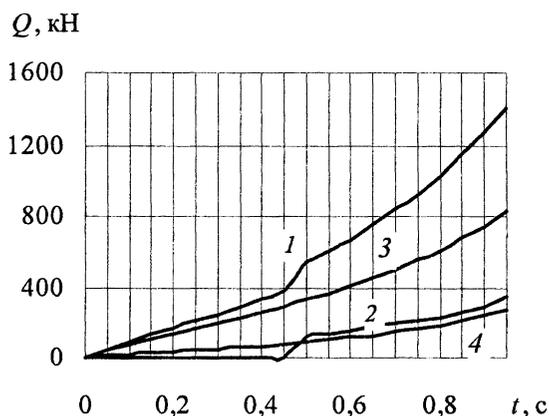
3) беспористое несжимаемое структурное состояние при $\rho_S = 1 - m_L$; в этом состоянии в силу неизостатичности прессования в сыпучей оболочке может происходить изменение размеров включения.

В зависимости от состава и свойств продуктов СВС возможно отсутствие какого-либо вида структурного состояния и механизма деформирования. При незначительном газовыделении и развитом спекании может происходить самоуплотнение твердой фазы до насыпной плотности и формирование уже на стадии горения пространственно устойчивой структуры. При большом количестве жидкой фазы полное уплотнение может произойти при аэродисперсном состоянии. Для этого достаточно, чтобы объемная доля жидкой фазы составляла не менее $m_L = 1 - \rho_{SH}$. Наконец, при малом содержании жидкой фазы и высокой вязкости твердой фазы давления прессования может быть недостаточно для достижения беспористого состояния.

Важное значение для технологического проектирования и оптимизации процесса СВС-прессования имеет информация о закономерностях уплотнения оболочки и силовых параметрах. На рис. 4 представлены кривые уплотнения материала оболочки в центральном блоке 2 и



Р и с. 4. Уплотнение зон оболочки:
1 - кольцевая зона;
2 - центральная зона

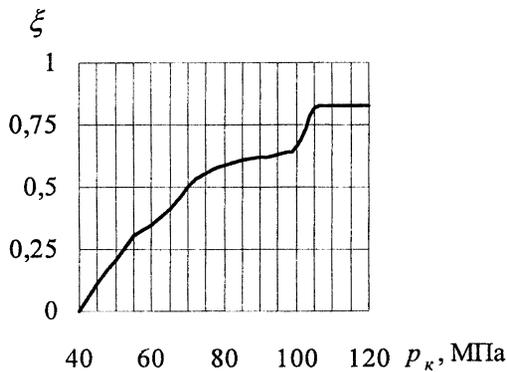


Р и с. 5. Кинетика силовых параметров процесса прессования:
1 - Q ; 2 - Q_2 ; 3 - Q_3 ; 4 - Q_{mp}

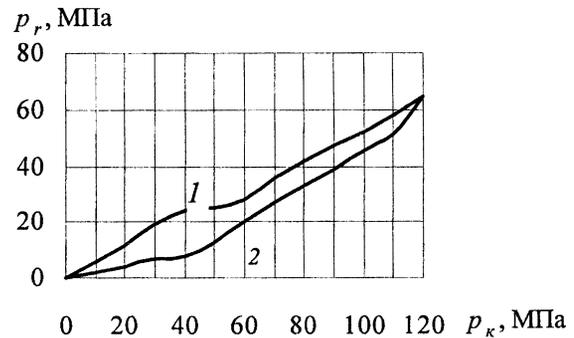
кольцевом блоке 3-4 при прессовании сплава $TiC\ 20\%Ni$. Аналогичная зависимость имеет место и при прессовании двух других сплавов. Видно, что на всех стадиях уплотнения материал оболочки в кольцевом блоке уплотняется в большей степени, чем в центральном. Соответственно для деформирования кольцевой зоны оболочки в течение всего цикла прессования затрачивается большая часть мощности и усилия пресса. Это подтверждают и результаты расчета по зависимости (61) усилий Q_2 и Q_3 (рис. 5). Пока продукты СВС находятся в аэродисперсном состоянии осевое давление со стороны блока 2 на пуансон и усилие Q_2 отсутствуют. Осевая реакция на пуансон со стороны включения и блока 2 появляется при уплотнении продуктов СВС до насыпной плотности. Начиная с этого момента времени происходит нарастание усилия Q_2 сначала с высокой, а затем меньшей скоростью. Усилие Q_3 монотонно увеличивается с самого начала прессования, превосходя по величине усилие Q_2 в течение всего цикла прессования. Свой вклад в баланс усилий вносит и сила внешнего трения оболочки Q_{mp} : согласно расчетам доля усилия Q_{mp} в суммарном усилии прессования Q составляет 18-20%. Информация о структуре силовых характеристик показывает пути повышения эффективности прессового оборудования: увеличение в общем балансе сил доли усилия Q_2 . Эта задача может быть решена

двумя способами. Во-первых, кольцевая зона вокруг продуктов СВС заполняется материалом, имеющим меньшую прочность, чем песок [25]. Во-вторых, за счет увеличения высоты кольцевой зоны оболочки по сравнению с центральной можно уменьшить скорость осевой деформации и уплотнения кольцевой зоны [26].

Характеристикой напряженного состояния включения при квазиизостатическом прессовании служит коэффициент неизостатичности ξ , равный отношению радиального напряжения к осевому. В моделях с бесконечной оболочкой [3-5] коэффициент ξ считается постоянной величиной. В реальном процессе с конечными размерами происходит уплотнение оболочки и изме-



Р и с. 6. Зависимость коэффициента неизостатичности от давления прессования



Р и с. 7. Изменение радиального давления на матрицу при прессовании:
1 - в блоке 3, 2 - в блоке 4

нение показателя неизостатичности. На рис. 6 показано изменение параметра ξ в зависимости от давления p_k при прессовании сплава $TiC - 20\% Ni$. Количественная оценка ξ возможна с момента уплотнения продуктов СВС до насыпной плотности твердой фазы. Деформирование сжимаемого включения начинается с напряженного состояния, близкого к одноосному сжатию ($\xi \approx 0$). По мере уплотнения включения и оболочки коэффициент ξ увеличивается, а неравноосность сжатия уменьшается. Максимальное значение показателя неизостатичности для сжимаемого включения составляет $\xi = 0,65$. Деформирование в условиях неравноосного сжатия с малыми значениями ξ обуславливает существенно меньшую радиальную деформацию включения по сравнению с осевой. При уплотнении включения до несжимаемого состояния коэффициент ξ резко возрастает до значения $\xi = 0,825$ и напряженное состояние становится близко к гидростатическому, при котором $\xi = 1$. В условиях почти гидростатического сжатия формоизменения несжимаемого включения не происходит (см. рис. 3).

Практическую ценность имеет информация о внутреннем давлении на стенки матрицы, необходимая для расчета на прочность инструмента. Матрица испытывает внутреннее давление со стороны блоков 3 и 4, которое равно соответствующим радиальным напряжениям. На рис. 7 приведены расчетные данные об изменении радиальных давлений p_r в блоках 3 и 4 в процессе прессования. Давление со стороны блока 3 больше, чем со стороны блока 4, и его величина должна использоваться для расчета матрицы на прочность.

Таким образом, процесс квазиизостатического прессования как объект моделирования представляет собой сложную систему, и для адекватного описания процесса необходимо учитывать температуру, фазовый состав, агрегатное состояние продуктов синтеза и реологические свойства вещества твердой фазы. Особенность объекта исследования состоит в том, что в продуктах синтеза происходит самоформирование исходного структурного состояния, и это отличает СВС-прессование от прессования традиционных порошковых материалов. В целом тепловая и механическая модели позволили получить количественные оценки закономерностей уплотнения и формоизменения продуктов СВС и силовых параметров процесса. Структурное и агрегатное состояния продуктов СВС отражены в новых реологических моделях пористых вязких тел с жидкой фазой. Для описания процесса деформирования песчаной оболочки также используется новое условие пластичности, учитывающее локальную неоднородность деформации частиц дисперсной среды. Напомним, что моделировался температурный режим и процесс деформирования локального элемента изделия - его центральной зоны. Аналитическое описа-

ние процесса деформирования всего объема изделия, имеющего неоднородное температурное поле и механические свойства, может быть выполнено методом конечных элементов с использованием физических и реологических моделей настоящего исследования.

БИБЛИОГРАФИЧЕСКИЙ СПИСОК

1. *Мержанов А.Г.* Самораспространяющийся высокотемпературный синтез: двадцать лет поисков и находок. Черноголовка: ИСМ РАН, 1989. 92 с
2. *Щербаков В.А., Грядунов А.Н., Штейнберг А.С.* Макрокинетика процесса СВС-компактирования. // ИФЖ. 1992. Т. 63. № 5. С. 583-592.
3. *Ковальченко М.С.* Теоретические основы горячей обработки пористых материалов. Киев: Наукова думка, 1980. 240 с.
4. *Горохов В.М., Звонарев Е.В., Ковальченко М.С.* Кинетика уплотнения пористых материалов при горячем прессовании в квазиизостатических условиях // Порошковая металлургия. 1978. № 10. С. 23-27.
5. *Горохов В.М., Ковальченко М.С., Роман О.В.* Уплотнение и формоизменение пористых материалов при горячем прессовании в условиях неравномерного трехосного сжатия // Порошковая металлургия. 1983. № 1. С. 8-13.
6. *Рогачев А. С. и др.* Безгазовое горение в системе титан-углерод-никель // ФГВ. 1988. Т. 24. № 6. С. 86-93.
7. *Диаграммы состояния металлических систем.* М.: Металлургия, 1964. 232 с.
8. *Дульнев Г.Н., Заричняк Ю.П.* Теплопроводность смесей и композиционных материалов. Л.: Энергия, 1974. 328 с.
9. *Андривеский А.Р., Спивак И.И.* Прочность тугоплавких соединений и материалов на их основе. Челябинск: Металлургия, 1989. 368 с.
10. *Пехович А.И., Жидких В.М.* Расчеты теплового режима твердых тел. Л.: Энергия, 1976. 352 с.
11. *Кубашевский О., Оллок С.Б.* Металлургическая термохимия. М.: Металлургия, 1982. 392 с.
12. *Лыков А.В.* Теория теплопроводности. М.: Высш. школа, 1967. 600 с.
13. *Федотов А.Ф.* Реологические свойства пористого вязкого тела с жидкой фазой. // Изв. вузов. Сер.– Машиностроение. 1991. № 10-12. С. 8-14.
14. *Андривеский Р.А.* Порошковое материаловедение. М.: Металлургия, 1991. 205 с.
15. *Феноменологические теории прессования порошков.* Киев: Наукова думка, 1985. 140 с.
16. *Дружных Б.А.* Прикладная теория пластичности пористых тел. М.: Машиностроение, 1989. 168 с.
17. *Скорород В.В., Штерн М.Б., Мартынова И.Ф.* Теория нелинейно-вязкого и пластического поведения пористых материалов // Порошковая металлургия. 1987. № 8. С. 23-30.
18. *Скорород В.В., Олевский Е.А., Штерн М.Б.* Континуальная теория спекания // Порошковая металлургия. 1993. № 1. С. 22-27.
19. *Бальшин Ю.М., Китарисов С.С.* Основы порошковой металлургии. М.: Металлургия, 1978. 184 с.
20. *Стоев П.И., Папиров И.И., Тихинский Г.Ф., Васильев А.А.* Диаграммы изостатического прессования бериллия // ФММ. Т.78. № 1. С. 9-19.
21. *Федотов А.Ф.* Характеристики пластичности и внешнего трения сыпучих материалов теплоизолирующей оболочки для прессования продуктов СВС // Огнеупоры и техническая керамика. 1997. № 7. С. 14-17.
22. *Друккер Д., Прагер В.* Механика грунтов и пластический анализ или предельное проектирование // Механика. 1975. Вып. 2. С. 166-177.
23. *Епишин К.Л., Питюлин А.Н., Мержанов А.Г.* Уплотнение материалов, образующихся при СВС // Порошковая металлургия. 1992. № 6. С. 14-19
24. *Ковальченко М.С.* Особенности кинетики уплотнения порошков ковалентных веществ при горячем прессовании // Порошковая металлургия. 1990. № 5. С. 19-24.
25. *Амосов А.П., Федотов А.Ф.* Способ получения изделий из порошковых материалов // Патент № 2077411 (Россия). Б. И. 1997. № 11.
26. *Амосов А.П., Федотов А.Ф.* Способ получения изделий из экзотермических порошковых материалов и устройство для его осуществления // Патент № 2060866 (Россия). Б. И. 1996. № 15.