

А.С. ПЕТРОСЯН

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНО-ТЕОРЕТИЧЕСКИЕ ИССЛЕДОВАНИЯ ПРОЦЕССОВ ЭКСТРУЗИИ МЕТАЛЛОКЕРАМИЧЕСКОГО ТИТАНА И ЕГО СПЛАВОВ

Дается анализ процесса горячей экструзии, протекающего по механизму неравномерного всестороннего сжатия, обеспечивающему металлу высокую пластичность, при которой достигаются максимальные степени деформации ($\varepsilon = 60 \dots 90 \%$). Показана зависимость удельного усилия экструзии от коэффициента вытяжки и температуры для различных порошков титана. Определено полное усилие горячего выдавливания. Сформулировано условие получения беспористых (компактных, $\theta = 0\%$) металлокерамических материалов и изделий при экструзии. Установлены оптимальные параметры экструзии.

Ключевые слова: горячая экструзия, аналитический анализ, высокая пластичность, максимальная степень деформации, беспористый материал.

Как известно [1,2], процесс горячей экструзии протекает по механизму неравномерного всестороннего сжатия, обеспечивающему металлу высокую пластичность. Степень деформации - один из основных показателей, характеризующих процесс пластического формоизменения при экструзии, оценка которой определяется коэффициентом вытяжки:

$$\lambda = F_H / F_K = (R / r)^2, \quad (1)$$

$$\varepsilon_0 = (F_H - F_K) / F_H, \quad (2)$$

где F_H и F_K - начальная и конечная площади сечения заготовки и изделия; ε_0 - относительная степень деформации.

Для аналитических расчетов используют логарифмическое выражение степени деформации:

$$\varepsilon = \ln \lambda = \ln \frac{F_H}{F_K}. \quad (3)$$

На рис. 1 показана зависимость удельного усилия экструзии от коэффициента вытяжки λ для различных порошков титана. Как и следовало ожидать, с увеличением λ соответственно возрастают и давления экструзии. Титановые сплавы (кр. 1) требуют больших давлений по сравнению с технически чистым титаном (кр. 2). Чтобы получить беспористую структуру экструдированного изделия, для титана достаточно $\lambda \approx 4$ ($p = 375$ МПа; точка "о" на кр. 2), тогда как для легированного титана - $\lambda \approx 6$ ($p = 600$ МПа; точка "Δ" на кр. 1). Это вполне

закономерно, так как пластические свойства чистого титана выше, чем легированного.

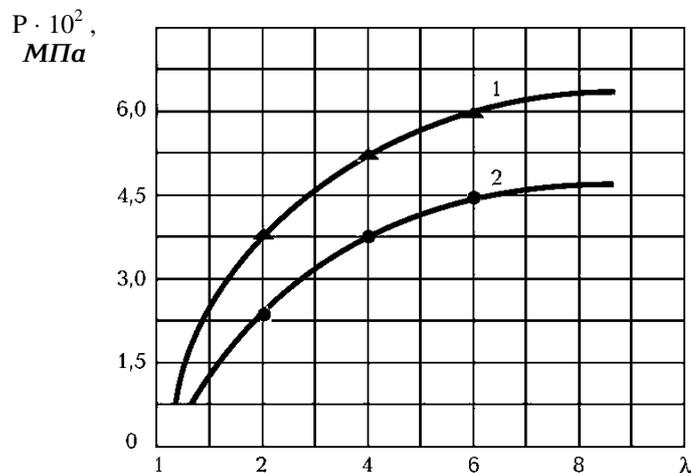


Рис.1. Зависимость удельного усилия экструзии от коэффициента вытяжки λ (1100°C): 1 – легированный порошок титана; 2 – чистый порошок титана

Изменения удельных усилий экструзии от температуры представлены на рис. 2. Анализ полученных данных показывает, что характер функциональной зависимости $p = f(T)$ одинаков. Различие в коэффициентах вытяжек ($\lambda=4$ и 6) не вносит каких-либо изменений. При этом с увеличением температуры давления экструзии снижаются, так как пластические свойства титана и его сплавов соответственно возрастают. По данным рис. 2 видно, что оптимальными температурами экструзии для титана и его сплавов следует считать $T_{э}=1100...1200^\circ C$.

Во второй стадии экструзии плотности заготовок приближаются к монолитному металлу. Следовательно, для расчетов можно использовать базовые соотношения между напряжениями и деформациями. В этом случае усилие деформации при (отсутствии контактного трения) можно вычислить по формуле [3]

$$P_q^H = F_H \sigma_S \varepsilon, \quad (4)$$

где F_H - площадь поперечного сечения контейнера (заготовки), если $D_3 = D_k$; D_3 - диаметр заготовки до осадки; D_k - диаметр контейнера; σ_S - напряжение текучести заготовки из титанового порошка при температуре экструзии; ε - максимальная логарифмическая деформация.

Тогда работу деформации можно определить из зависимости

$$A_q^H = P_q^H h_{пр}, \quad (5)$$

где $h_{пр}$ - приведенная величина деформации (рис. 3):

$$h_{\text{пр}} = H_p - \Delta h_y - \Delta h_{\text{упл}}, \quad (6)$$

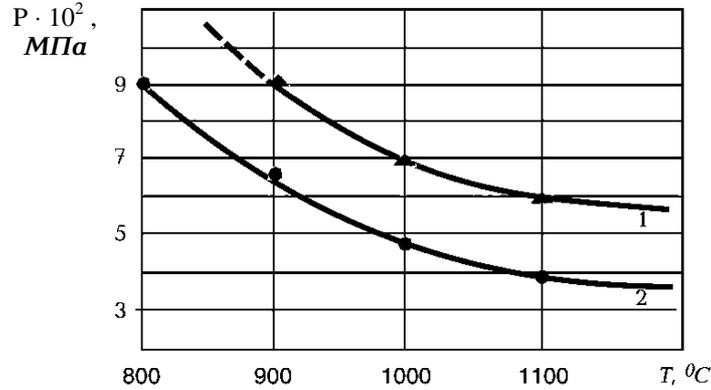


Рис. 2. Зависимость удельного усилия от температуры (кр. 1 - $\lambda = 6$; кр. 2 - $\lambda = 4$): 1 - легированный порошок титана; 2 - чистый порошок титана

H_p - рабочий ход пуансона; Δh_y - упругая деформация системы <пресс-экструдер>; $\Delta h_y = P/C$; C - приведенная жесткость системы <пресс-экструдер>; $\Delta h_{\text{упл}}$ - ход уплотнения по высоте заготовки к моменту истечения (из матричной воронки):

$$\Delta h_{\text{упл}} = h_3 \left(1 - \frac{\gamma_n D_3^2}{\gamma_m D_k^2} \right), \quad (7)$$

h_3 - начальная высота заготовки; γ_n и γ_m - начальная и максимальная плотности заготовки.

Отрезок CC_1 (рис. 3) представляет собой усилие деформации, а площадь CC_1DD_1 - работу деформации. Расчеты по приведенным формулам дают приемлемые результаты по сравнению с данными экспериментов, потому их можно использовать для практических целей.

В качестве поправочного коэффициента можно рекомендовать КПД деформации идеального и реального процессов экструзии:

$$\eta_{\Delta} = A_q^H / A_q^P. \quad (8)$$

Значения A_q^H устанавливаются по основным параметрам технологического процесса и пределу текучести. Что же касается A_q^P , то ее вычисляют по формуле

$$A_q^P = A_p - A_y, \quad (9)$$

где A_p - работа за период рабочего хода, определяемая путем планирования диаграммы $P = f(H_p)$; A_y - работа упругой деформации:

$$A_y = P^2 / 2c. \quad (10)$$

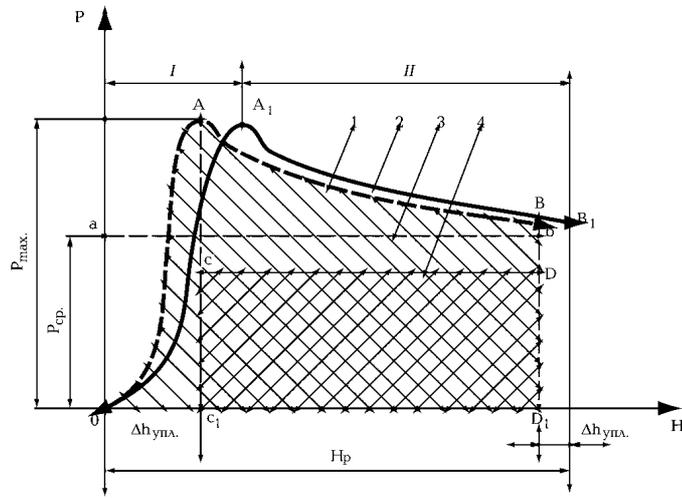


Рис. 3. Диаграмма горячей экструзии порошкового титана:
 I – первая стадия; II – вторая стадия; 1 – график усилий деформаций;
 2 – нагрузочный график; 3 – среднее усилие прессования;
 4 – усилие деформации без учета сил трения

Подставляя значения A_q^H и A_q^P в (8), получаем

$$\eta_{\Delta} = \frac{P_q^H}{P_{cp}} \left(1 - \frac{\Delta h_{упл}}{\Delta h} \right), \quad (11)$$

где $\Delta h = (H_p - \Delta h_y)$ - величина деформации изделия; P_{cp} - усилие экструзии, которое находят в результате преобразования диаграммы $A_q^H = \int Pdh$ в равновеликую по площади прямоугольную диаграмму.

Максимальное усилие определяется путем введения поправочного коэффициента m , т.е.

$$m = P_{cp} / P_{max}. \quad (12)$$

Окончательное расчетное усилие будет

$$P_{max} = \frac{P_q^H}{\theta_{\Delta}} \left(1 - \frac{\Delta h_{упл}}{\Delta h} \right), \quad (13)$$

где $\theta_{\Delta} = \eta_{\Delta} m$.

Значения η_{Δ} и m при различных степенях деформации для порошка титана с использованием смазки на основе дисульфида молибдена приведены в таблице.

Величина $\theta_{\Delta} = \eta_{\Delta} m$ является масштабным фактором, определяющим отклонение реального процесса деформирования от идеального, а выражение

$(1 - \Delta h_{\text{упл}} / \Delta h)$ указывает на различие условия деформирования базового и порошкового металлов.

Таблица

Значения энергосиловых параметров экструзии титана

Диаметр, мм	ε	$P_{\text{max}} \times 10^3, \text{ Н}$	$A_p, \text{ Дж}$	$A_q^p, \text{ Дж}$	$A_q^H, \text{ Дж}$	$P_{\text{ср}} \times 10^3, \text{ Н}$	η_{Δ}	m	θ_{Δ}
6	3,2	240	3350	3250	1450	197	0,45	0,83	0,37
9	2,2	120	1850	1820	980	101	0,54	0,84	0,47
12	1,8	92	1350	1330	820	74	0,62	0,80	0,50

Из рис. 4 видно, что θ_{Δ} колеблется в пределах 0,35...0,4, но при $\varepsilon < 3$ наблюдается некоторый рост, что связано с уменьшением потерь. Угол матрицы ($\alpha_M = 60...90^\circ$) практически не влияет на коэффициенты.

Полное усилие горячего прессования можно определить, используя методику Перлина [4]. Так, усилие на пуансон:

$$P = P_q^H + \sum T, \quad (14)$$

где P_q^H - усилие деформации без учета сил трения, вычисляемое по формуле (4)

$$\sum T = T_k + T_m + T_n, \quad (15)$$

где T_k - силы трения по боковой поверхности контейнера:

$$T_k = f_k \tau_k F_6 \varepsilon. \quad (16)$$

Здесь f_k - коэффициент трения; τ_k - напряжение сдвига; F_6 - боковая поверхность контейнера.

При $f_k = 0,5$ и $\tau_k = \tau_{\text{max}} = \frac{\sigma_s}{2}$ формулу (16) можно представить в виде

$$T_k = 0,25 \sigma_s F_6 \varepsilon. \quad (17)$$

Сила трения на боковой поверхности конусной части матрицы (при $2\alpha_M > 120^\circ$) равна

$$T_m = 0,9 \tau_m D_k^2 \varepsilon; \quad (18)$$

при $\tau_m = \tau_{\text{max}} = \sigma_s / 2$ имеем

$$T_m = 0,45 \sigma_s D_k^2 \varepsilon. \quad (19)$$

В формулах (16) и (17) напряжения трения на боковых поверхностях контейнера и конусной части матрицы приняты равными. Это можно допустить без погрешности, так как марки сталей контейнера и матрицы аналогичные, а скорости деформации экструдированных материалов в этих зонах примерно одинаковые.

Сила трения на калибрующем пояске матрицы также рассчитывалась, исходя из максимального напряжения сдвига и при коэффициенте трения $f_{\Pi} = 0,25$:

$$T_{\Pi} = 0,125 \sigma_s F_{\Pi} \lambda, \quad (20)$$

где F_{Π} - контактная поверхность пояска; λ - коэффициент вытяжки.

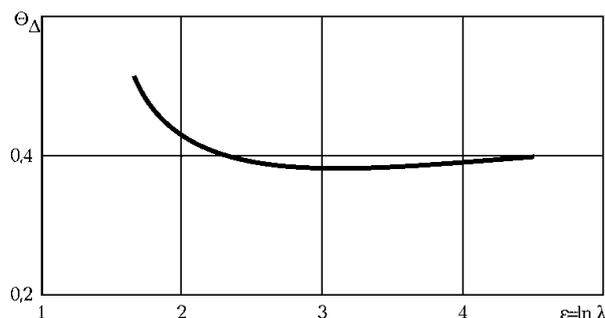


Рис. 4. Зависимость $\theta_{\Delta} = f(\varepsilon)$

При расчете составляющих полного усилия экструзии предел текучести заготовки из порошкового титана, соответствующий началу истечения, принимается $\sigma_s = 45 \text{ МПа}$.

Таким образом, создание материалов и изделий с беспористой структурой ($\theta = 0\%$) является основополагающим направлением в области порошковой металлургии. Пористость представляет собой несплошность, т.е. структурный дефект, который не только существенно снижает прочностные свойства и износостойкость материала, но и вызывает ускоренное старение и коррозию. Тем не менее объяснить различие механических свойств (особенно по ударной вязкости КСУ) только остаточной пористостью не совсем правомерно. Другой и весьма весомой причиной низкого уровня свойств спеченных материалов является недостаточное сращивание [5], определяемое параметром, получившим название минимальная степень деформации (МСД). Так, для сращивания (схватывания) металлов при комнатной температуре МСД составляет [6, 7]: Fe - 81%, Ni - 90%, Cu - 80%, Al - 57% (при 377°C - 47%). Кроме МСД, важными критериями сращивания являются температура и продолжительность спекания, которые обеспечивают межчастичную металлическую связь, а следовательно, структурную консолидацию порошкового материала в целом.

При горячей экструзии достигаются максимальные степени деформации ($\varepsilon = 60 \dots 90\%$), тогда как при статическом и динамическом прессовании они не превышают $15 \dots 20\%$ [2]. Кроме того, процесс экструзии отличается сдвиговыми пластическими деформациями, вызываемыми действием девиаторных напряжений [8]:

$$f = \alpha J_1^2 + 3J_2 - \beta \sigma_s^2 = 0, \quad (21)$$

где α, β – функции пористости; J_1 – первый инвариант тензора напряжений; J_2 – второй инвариант девиатора напряжений.

При $\alpha = 0, \beta = 1$ критерий пластичности Куна и Дауни (21) переходит в критерий Губера-Мизеса [9]. Именно реализация этих факторов, т.е. высоких степеней деформаций и сдвиговых пластических деформаций, обеспечивает получение не только беспористых структур, но и полное сращивание порошковых материалов при горячей экструзии.

Нами сформулировано условие получения беспористых (компактных, $\theta=0\%$) металлокерамических материалов и изделий при экструзии:

$$\lambda_{кр} \geq \exp \left[\frac{P_э}{K \cdot \sigma_{вэ} e^{4mf\theta(1-\theta)}} \right], \quad (22)$$

где $P_э$ – давление при экструзии; k – коэффициент, учитывающий сопротивление материала деформированию, численно равный 2,5...3,5; $\sigma_{вэ}$ – прочность материала на разрыв при температуре экструзии; $m=L_k/D_k$, где L_k – длина (высота) заготовки, D_k – диаметр заготовки (контейнера); f – коэффициент трения заготовки о стенки контейнера; θ – коэффициент Пуассона материала заготовки.

Для каждого металла и сплава существует свое критическое значение $\lambda_{кр}$, при котором обеспечивается 100%-ное компактирование пористой заготовки. При $\lambda < \lambda_{кр}$ экструдированное изделие будет пористым, при $\lambda \geq \lambda_{кр}$ – беспористым.

Для черных и цветных металлов рекомендуется: $4 \leq \lambda_{кр} \leq 8$.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Прозоров Л.В.** Прессование стали и тугоплавких сплавов. – М.: Машиностроение, 1969. – 244 с.
 2. **Манукян Н.В.** Технология порошковой металлургии. – Ереван: Айастан, 1986. – 234 с.
 3. **Шофман Л.А.** Основы расчета процессов штамповки и прессования. – М.: Машгиз, 1961. – 167 с.
 4. **Перлин И.Л.** Теория прессования металлов. – М.: Металлургиздат, 1964. – 344 с.
 5. Порошковая металлургия в СССР: История. Современное состояние. Перспективы. – М.: Наука, 1986. – 295 с.
 6. **Витязь П.А., Канцевич В.Н., Шелег В.К.** Пористые порошковые материалы и изделия из них. – Минск: Высшая школа, 1987. – 164 с.
 7. **Дорофеев Ю.Г., Гасанов Б.Г., Дорофеев В.Ю.** и др. Промышленная технология горячего прессования порошковых изделий. – М.: Металлургия, 1990. – 206 с.
 8. **Kuhn H.A., Dawney C.L.** Deformation Characteristics and Plasticity Theory of Sintered Powder Materials // Int. J. Powder Met. – 1971. – V.7, № 1. – P.15-25.
- Малинин Н.Н.** Прикладная теория пластичности и ползучести. – М.: Машиностроение, 1975. – 398 с.

ГИУА. Материал поступил в редакцию 12.03.2002.

Հ.Ս. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ

ՄԵՏԱՂԱԿԵՐԱՄԻԿԱԿԱՆ ՏԻՏԱՆԻ ԵՎ ՆՐԱ ՀԱՄԱՁՈՒԼՎԱԾՔՆԵՐԻ ՏԱՔ ԱՐՏԱՄՂՄԱՆ ԳՈՐԾԸՆԹԱՑԻ ՓՈՐՁՆԱԿԱՆ-ՏԵՍԱԿԱՆ ՀԵՏԱՁՈՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐ

Տրվում է տաք արտամղման գործընթացի վերլուծություն: Գործընթացի մեխանիզմը եռառանցք սեղմումն է, որն ապահովում է մետաղի պլաստիկություն և դեֆորմացման բարձր արժեքներ ($\varepsilon = 60...90\%$): Տրված է տիտանի տարբեր փոշեհամաձուլվածքների արտամղման տեսակարար ճնշման կախվածությունը ձգման գործակցից և ջերմաստիճանից: Որոշված են տաք արտամղման գործընթացի ճնշումը, ոչ ծակոտկեն (կոմպակտ՝ $\theta = 0\%$) մետաղակերամիկական նյութերի և արտադրատեսակների ստացման պայմանները և լավարկված պարամետրերը:

H.S. PETROSSYAN

EXPERIMENTAL AND THEORETICAL STUDIES OF CERMET TITANIUM AND ITS ALLOY EXTRUSION PROCESSES

The analysis of hot extrusion process flowing along non-uniform overall compression mechanism is given. This compression provides the metal with high ductility reaching maximum degrees of force ($\varepsilon = 60...90\%$). Specific force dependence of extrusion on drawing and temperature coefficients for different titanium powders is shown. Total force of hot extrusion is defined. The condition of obtaining porousless (compact $\theta=0\%$) cermet materials and products from extrusion is formed. Optimal extrusion parameters are established.