

УДК 621.763:621.891

В.Г. БАРСУКОВ, д-р техн. наук

УО «Гродненский государственный университет им. Я. Купалы», Республика Беларусь

Б. КРУПИЧ, д-р техн. наук

Белостокский технический университет, Республика Польша

В.В. БАРСУКОВ

Гродненский дом науки и техники, Республика Беларусь

СИЛОВЫЕ ПАРАМЕТРЫ МЕЖСЛОЙНОГО СДВИГА В КОМПАКТИРУЕМЫХ ДИСПЕРСНЫХ МАТЕРИАЛАХ ПОД ДЕЙСТВИЕМ ОСТАТОЧНОГО БОКОВОГО ДАВЛЕНИЯ

Рассмотрены силовые условия реализации межслойного сдвига под действием остаточного бокового давления (технологического натяга) при компактировании дисперсных материалов. Разработаны методики расчетной оценки фактически возникающего и предельно допустимого технологических натягов и определены их значения для широкого диапазона изменения коэффициента межчастичного трения и прочности когезионного сцепления спрессованного материала.

Ключевые слова: межслойный сдвиг, боковое давление, дисперсный материал, компактирование, трещина

Введение. Процессы компактирования дисперсных материалов широко распространены во многих отраслях промышленности. Прессование лекарственных препаратов и металлических порошков, производство топливных брикетов и пеллет, кормовых гранул, силикатного кирпича и тротуарной плитки являются типичными представителями таких технологий.

Несмотря на значительное количество работ и достигнутые результаты в области технологии порошковых материалов, многие вопросы механики процессов компактирования изучены недостаточно, в сравнительно упрощенной и приближенной постановке, а достигнутые научные и технологические результаты часто составляют предмет «know-how» разработчиков. Это приводит к появлению погрешностей в определении параметров напряженно-деформированного состояния компактируемых материалов и формообразующей оснастки, отрицательно влияя на точность технологических расчетов, способствуя тем самым удлинению сроков постановки новых видов продукции на производство.

Так, в работах многих авторов отмечается экспериментально установленный факт появления поперечных трещин в заготовках, полученных при высоких давлениях компактирования [1–4]. Механизм образования этих трещин детально не изучен. Приводимые в литературе объяснения имеют описательный характер без механико-математического анализа и трактуют расслоенные трещины как возможный результат *упругой распрессовки* вследствие ослабления и разрыва контактов между частицами [3, 4]. При этом в работе [4] прямо связывается вопрос появления поперечных трещин с деформациями матрицы, но указывается, что допустимые значения этих деформаций подлежат эк-

спериментальному определению в процессе технологической подготовки производства.

Вместе с тем, одной из причин возникновения таких трещин может стать деформация межслойного сдвига материала формуемой заготовки под действием остаточного давления стенок пресс-формы на компактируемый материал q_0 (технологический натяг) после снятия рабочего давления компактирования p . Однако этот вопрос не нашел своего отражения в научно-технической литературе из-за отсутствия соответствующих методик расчета, а также невозможности в настоящее время осуществлять прямые измерения параметров межчастичного сдвига при компактировании [5].

Цель работы. Разработка расчетной модели межслойного сдвига и методики оценки предельных значений остаточного технологического натяга при компактировании дисперсных материалов.

Постановка задачи. Несовпадение линий первичного нагружения 1 и разгрузки 2 при компактировании дисперсных материалов сопровождается появлением остаточного натяга q_0 после снятия давления компактирования p (рисунк 1).

Аналитические зависимости для расчета взаимосвязи приложенного осевого давления p с возникающим ответным боковым давлением q при компактировании хрупких и пластичных дисперсных материалов приведены в работах [6–8].

Указанный натяг приводит не только к появлению сопротивления выталкиванию заготовок из пресс-формы, увеличению размеров отформованных заготовок в сравнении с размерами оформляющих поверхностей форм, но также, с нашей точки зрения, к появлению поперечных трещин по механизму сдвига без взаимного прижатия слоев компактируемого материала.

Методика анализа силовых условий межслойного сдвига. Для оценки возможности межслойного сдвига под действием остаточного бокового давления (технологического натяга) в первом приближении трение покоя пресс-материала по стенкам формы учитывать не будем. В этом случае после снятия рабочего давления p на материал будет действовать только остаточное давление со стороны стенок q_0 .

Будем исходить из того, что деформируемый материал имеет когезионную сдвиговую прочность $\tau_0 = b$ и сопротивление сдвигу, обусловленное фрикционным взаимодействием слоев, так что касательные напряжения на площадках сдвига равны

$$\tau = \tau_0 + f p_a = b + \operatorname{tg} \varphi \cdot p_a, \quad (1)$$

где $\operatorname{tg} \varphi = f$, φ – угол внутреннего (межчастичного) трения; f – коэффициент внутреннего трения; p_a – давление на рассматриваемой площадке.

Построим комбинированную диаграмму напряжений Кулона-Мора для напряженного состояния элемента материала, расположенного вблизи поверхности стенки пресс-формы (рисунок 2).

Поскольку осевое давление p равно нулю, то на диаграмме круг Мора проходит через начало координат. Остаточное боковое давление q_0 изображено по горизонтальной оси как напряжение σ для точки D (отрезок OD). Прямая KN , представ-

ляющая собой графическое изображение уравнения Кулона (1) для межчастичного сдвига, является огибающей кругов Мора для предельных состояний. Если круг Мора не касается прямой KN , то межслойный сдвиг в объеме компактируемого материала отсутствует, и, соответственно, поперечные трещины не возникают. В случае касания круга Мора и прямой KN напряженное состояние становится предельным (опасным) с позиций реализации межслойного сдвига. При этом отрезок OK определяет прочность когезионного сцепления τ_0 , а отрезок $O_q N$ – радиус круга Мора.

Прямоугольные треугольники $МОК$ и $МО_q N$ подобны (имеют общий угол φ при вершине). Из этого следует, что отношение меньших катетов рассматриваемых треугольников равно отношению больших, т. е.

$$\frac{\tau_0}{R} = \frac{MO}{MN}. \quad (2)$$

Но из треугольника $МОК$ видно, что

$$\frac{\tau_0}{MO} = \operatorname{tg} \varphi = f. \quad (3)$$

Откуда

$$MO = \frac{\tau_0}{f}. \quad (4)$$

Кроме того,

$$MN = MO_q \cos \varphi = (MO + OO_q) \cos \varphi. \quad (5)$$

Но из рисунка 2 следует, что расстояние от начала координат до центра круга Мора равно

$$OO_q = R = \frac{q_0}{2}.$$

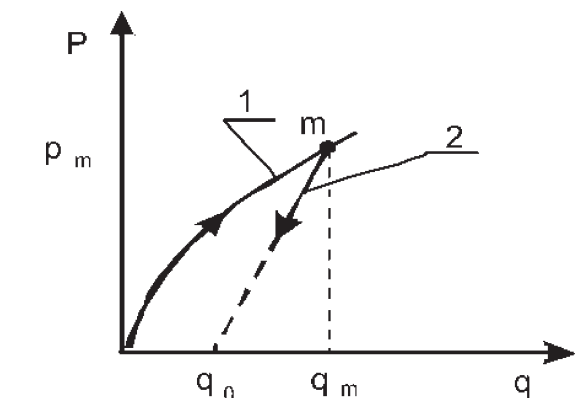
Выразим $\cos \varphi$ через коэффициент межчастичного трения f .

Полагая, что $\operatorname{tg} \varphi = f$, с использованием свойств тригонометрических функций запишем [9]

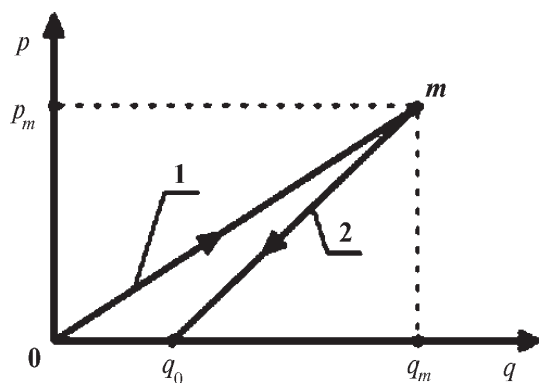
$$\cos \varphi = \frac{1}{\sqrt{1 + \operatorname{tg}^2 \varphi}} = \frac{1}{\sqrt{1 + f^2}}. \quad (6)$$

Тогда, с учетом значения $\cos \varphi$ из формулы (5), для величины MN получим

$$MN = \left(\frac{\tau_0}{f} + \frac{q_0}{2} \right) \frac{1}{\sqrt{1 + f^2}}. \quad (7)$$



а



б

Рисунок 1 – Схематическая взаимосвязь осевого p и бокового q давлений при компактировании пластичных (а) и хрупких (б) дисперсных материалов: 1 – линия нагружения; 2 – линия разгрузки

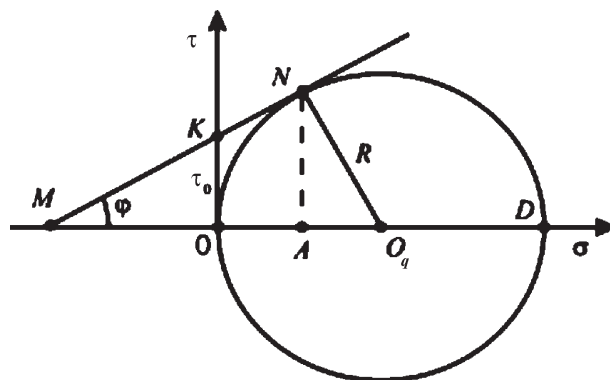


Рисунок 2 – Комбинированная диаграмма Кулона-Мора для дисперсных материалов с когезионным сцеплением

Подставив MO из (4) и MN из (7) в (2) и решив полученное уравнение относительно q_0 , после преобразований запишем формулу для расчета предельного значения остаточного технологического натяга

$$q_{0a} = \frac{2\tau_0}{\sqrt{1+f^2} - f}. \quad (8)$$

Анализ формулы (8) показывает, что нарушение прочности формуемой заготовки по схеме межслойного сдвига будет происходить при боковом давлении q_{0a} , сопоставимом по величине с прочностью когезионного сцепления τ_0 .

Для более полного представления о механике процесса межслойного сдвига проанализируем параметры напряженного состояния в зоне предельного равновесия и величину возникающего остаточного давления q_0 .

Напряженное состояние на площадках сдвига. Сдвиг в объеме материала реализуется на площадках предельного равновесия, соответствующих точке N соприкосновения круга Мора с огибающей KN . Следовательно, нормальные напряжения на этой площадке σ_α будут изображены отрезком OA , а касательные τ_α — отрезком NA .

При этом $OA = MA - MO = MN \cos \varphi - MO$; $NA = MN \sin \varphi$.

С учетом ранее полученных аналитических зависимостей (6) и (7), а также принимая

$$\sin \varphi = \operatorname{tg} \varphi \cdot \cos \varphi = \frac{f}{\sqrt{1+f^2}}, \quad (9)$$

для определения σ_α и τ_α получаем

$$\sigma_\alpha = \frac{1}{1+f^2} \left(\frac{\tau_0}{f} + \frac{q_0}{2} \right) - \frac{\tau_0}{f} = \frac{1}{1+f^2} \left(\frac{q_0}{2} - f\tau_0 \right); \quad (10)$$

$$\tau_\alpha = \left(\frac{\tau_0}{f} + \frac{q_0}{2} \right) \frac{f}{1+f^2} = \frac{1}{1+f^2} \left(\frac{fq_0}{2} + \tau_0 \right). \quad (11)$$

Из формулы (8) видно, что q_0 является функцией от τ_0 и f . Подставив это значение в (10) и (11), после несложных преобразований запишем в окончательном виде формулы для расчета нормальных и касательных напряжений на площадках сдвига

$$\sigma_\alpha = \frac{1}{1+f^2} \left(\frac{\tau_0}{\sqrt{1+f^2} - f} - f\tau_0 \right) = \frac{\tau_0}{\sqrt{1+f^2}}; \quad (12)$$

$$\tau_\alpha = \left(\frac{fq_0}{2} + \tau_0 \right) \frac{1}{1+f^2} = \frac{\tau_0}{\sqrt{1+f^2} (\sqrt{1+f^2} - f)}. \quad (13)$$

Поскольку силовые параметры q_0 , σ_α , τ_α связаны прямой пропорциональной зависимостью со сдвиговой прочностью τ_0 , то для удобства анализа их можно представить в относительном (безразмерном) виде путем деления соответствующих величин в формулах (8), (12) и (13) на τ_0 . Расчетные значения

этих относительных параметров для разных значений коэффициента межчастичного трения f представлены в таблице 1.

Из представленных данных видно, что с увеличением коэффициента межчастичного трения относительные значения предельного технологического натяга (бокового давления) q_{0a} и касательных напряжений τ_α на площадках сдвига возрастают, в то время как значения относительных нормальных напряжений σ_α снижаются.

Методика расчетной оценки остаточного технологического натяга при компактировании дисперсных материалов в пресс-форме. Проанализируем напряженно-деформированное состояние дисперсного материала и пресс-формы в процессе прессования (рисунок 3).

Для определения величины остаточного давления (технологического натяга) рассмотрим процесс разгрузки материала. Пусть в некоторой точке m (см. рисунок 1) давление прессования p начнет снижаться. Упругие деформации формуемого материала и матрицы и начнут уменьшаться, а вместе с ними будет уменьшаться боковое давление q .

Из условия равенства элементарных перемещений внутренней поверхности матрицы $d\lambda_2$ и контактирующей с ней поверхности компактируемого материала $d\lambda_1$ можно записать

$$d\lambda_1 = d\lambda_2. \quad (14)$$

Величину $d\lambda_1$, вызванную изменением давлений dp и dq , можно найти, используя обобщенный закон Гука

$$d\lambda_1 = \frac{D}{E_1} [dq - \nu_1(dp + dq)], \quad (15)$$

где D — диаметр формуемой заготовки; E_1 — модуль упругости пресс-материала; ν_1 — коэффициент Пуассона пресс-материала.

Элементарное перемещение внутренней поверхности матрицы определим с использованием формулы Ляме [3]:

$$d\lambda_2 = -dq \frac{D}{E_2} \left(\frac{D_2^2 + D^2}{D_2^2 - D^2} + \nu_2 \right), \quad (16)$$

Таблица 1 — Влияние межчастичного трения на расчетные значения силовых параметров начала межслойного сдвига в объеме дисперсного материала

Обозначение безразмерного силового параметра	Величина безразмерного силового параметра при коэффициенте межчастичного трения f				
	0,2	0,4	0,6	0,8	1,0
q_{0a}	2,44	2,95	3,53	4,16	4,83
σ_α	0,98	0,93	0,86	0,78	0,71
τ_α	1,20	1,37	1,51	1,62	1,71

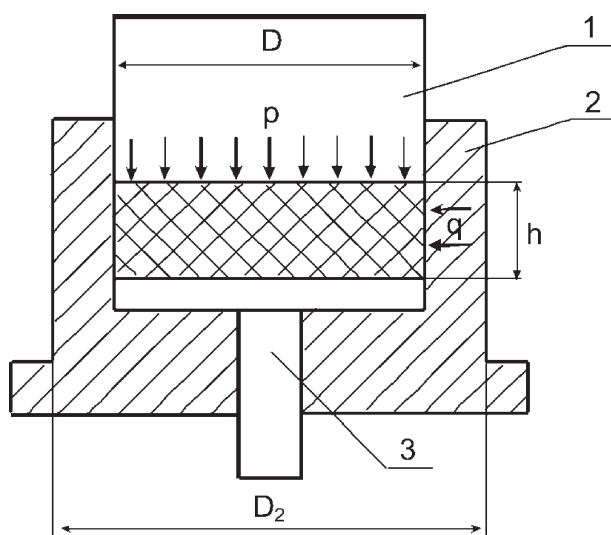


Рисунок 3 — Схема прессования материала:
1 — пуансон; 2 — матрица; 3 — выталкиватель

где E_2, ν_2 — соответственно модуль упругости и коэффициент Пуассона материала матрицы; D_2 — наружный диаметр матрицы.

Знак «минус» указывает на то, что давление q вызывает деформацию матрицы противоположно-го знака, чем деформация пресс-материала.

Приравняв элементарные перемещения в (14) с учетом формул (15)–(16) и считая деформации при разгрузке упругими, получаем

$$\frac{D}{E_1} [dq(1-\nu_1) - \nu_1 dp] = -dq \frac{D}{E_2} \left(\frac{D_2^2 + D^2}{D_2^2 - D^2} + \nu_2 \right).$$

Откуда после несложных преобразований

$$\frac{dq}{dp} = \frac{\nu_1}{1-\nu_1 + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{D_2^2 + D^2}{D_2^2 - D^2} + \nu_2 \right)}. \quad (17)$$

Интегрирование (17) при начальных условиях $p = p_m, q = q_m$ дает уравнение разгрузки (линия 2 на рисунке 1):

$$q = q_m - \frac{\nu_1 (p_m - p)}{1-\nu_1 + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{D_2^2 + D^2}{D_2^2 - D^2} + \nu_2 \right)}. \quad (18)$$

Остаточное давление q_0 может быть вычислено по формуле (18), приняв в ней $p = 0$. Тогда

$$q_0 = q_m - \frac{\nu_1 p_m}{1-\nu_1 + \frac{E_1}{E_2} \left(\frac{D_2^2 + D^2}{D_2^2 - D^2} + \nu_2 \right)}. \quad (19)$$

Как видно из формулы (19), величина возникающего остаточного давления q_0 зависит от физико-механических свойств деформируемого материала (E_1, ν_1), размеров матрицы (D_2, D), свойств материала, из которого она изготовлена (E_2, ν_2), а также давления прессования (p_m, q_m). Причем с увеличением рабочего давления p_m и соответствующего

ему бокового давления q_m , величина остаточного бокового давления q_0 также возрастает.

Количественная оценка величин возникающего остаточного технологического натяга q_0 и его предельных (с позиций межслойного сдвига) значений q_{0u} . Очевидно, что разрушение формуемой заготовки по схеме межслойного сдвига произойдет тогда, когда остаточное боковое давление q_0 превысит предельное значение q_{0u} . Для прогнозной оценки величин q_0 и q_{0u} необходимо знать численные значения сдвиговой прочности τ_0 , коэффициента межчастичного трения f , коэффициентов Пуассона ν и модулей упругости E компактируемого материала и материала пресс-формы. К сожалению, такие данные применительно к не подверженным спеканию пресс-материалам в научно-технической литературе не обнаружены, что существенным образом затрудняет количественный анализ и делает возможным только упрощенную, приближенную оценку для некоторого технически возможного диапазона изменения показателей трения и деформационных свойств компактируемого материала.

Вместе с тем, сравнение силовых условий плоского напряженного состояния верхних слоев брикета для случая предельного равновесия (начало межслойного сдвига) в объеме деформируемого материала под действием остаточного бокового давления q_0 при отсутствии осевого давления p с аналогичными условиями начала разрушения брикета при сжатии давлением p между плоскими плитами, показывает их идентичность. Это можно доказать и математически, однако вследствие ограниченности объема статьи такие доказательства опущены. Поэтому в качестве искомого давления q_{0u} может быть принято разрушающее напряжение при сжатии брикета.

В качестве примера оценим с использованием приведенной методики величины остаточного технологического натяга при формовании брикетов в виде цилиндра в стальной пресс-форме, внутренний диаметр которой D в два раза меньше наружного D_2 . Компактируемые материалы — железный и отожженный доломитовый порошки. Давление компактирования железного порошка — 400 МПа, доломитового — 150 МПа. Коэффициенты межчастичного трения примем при оценочных расчетах для железного порошка в брикете в диапазоне $f_{ж} = 0,40-0,50$, а для доломитового порошка — $f_{д} = 0,55-0,65$. Соответствующие значения коэффициентов Пуассона спрессованного железного порошка $\nu_{ж} = 0,24-0,28$, а для спрессованного доломита — $\nu_{д} = 0,20-0,24$. Модуль упругости металлического брикета принят в первом приближении равным модулю упругости стали пресс-формы, а брикета из спрессованного доломита — 0,1 модуля упругости стали.

Коэффициент бокового давления ξ применительно к первичному нагружению (линия 1 на рисунке 1 б) рассчитывали по формуле, приведен-

ной в работах [6, 10] для компактирования хрупких дисперсных материалов без учета действия внешнего трения

$$\xi = \frac{\sqrt{1+f^2} - f}{\sqrt{1+f^2} + f}.$$

Расчетные значения максимального бокового давления и остаточного технологического натяга приведены в таблицах 2 и 3.

И.Д. Родомышельским [3] получены применительно к процессу формирования железного порошка (состав и свойства не указаны) экспериментальные данные по $q_m = 159-244$ МПа для диапазона давлений $p_m = 150-900$ МПа, что неплохо согласуется с приведенными в таблице расчетными значениями.

При оптимальных технологических режимах прочность брикетов из отожженного прессованного доломита составляет 23 МПа [11], что обеспечивает формирование изделий без расслоенных трещин.

Таким образом, полученные данные подтверждают возможность представленного механизма межслойного сдвига и образования поперечных трещин в заготовках из спрессованных дисперсных материалов. Безусловно, приведенная методика и полученные на ее основе результаты являются приближенными и должны рассматриваться как попытка анализа механики процесса межслойного сдвига под действием остаточного бокового давления.

Для выполнения более точных расчетов необходима разработка методик и проведение серии экспериментов по определению коэффициентов межчастичного трения, сдвиговой прочности, ко-

эффициентов Пуассона и модулей упругости брикетируемых материалов. Кроме того, необходимо учитывать влияние внешнего трения на коэффициент бокового давления.

Заключение. Предложена методика расчетной оценки предельно допустимого технологического натяга (остаточного бокового давления) по критерию отсутствия межслойного сдвига и возникновения поперечных трещин в компактируемых пресс-материалах. Определены значения этого давления, а также нормальных и касательных напряжений на площадках сдвига для широкого диапазона изменения коэффициента межчастичного трения и прочности когезионного сцепления пресс-материала.

Обозначения

- p — осевое давление;
- q — боковое давление;
- q_0 — остаточный технологический натяг;
- $q_{от}$ — отношение остаточного технологического натяга к когезионной сдвиговой прочности материала;
- $q_{0от}$ — предельное значение относительного остаточного технологического натяга;
- τ_0 — когезионная сдвиговая прочность материала;
- f — коэффициент межчастичного трения;
- φ — угол межчастичного трения;
- R — радиус круга напряжений Мора;
- E_1, ν_1 — модуль упругости и коэффициент Пуассона компактируемого дисперсного материала;
- E_2, ν_2 — модуль упругости и коэффициент Пуассона материала пресс-формы;
- D, D_2 — соответственно внутренний и наружный диаметр матрицы пресс-формы.

Таблица 2 — Оценочные значения расчетного технологического натяга при компактировании железного порошка давлением $p_m = 400$ МПа

Коэффициент межчастичного трения железа в спрессованном брикете $f_{ж}$	Расчетное значение коэффициента бокового давления ξ при нагружении	Расчетное значение максимального бокового давления q_m , МПа	Расчетное значение технологического натяга q_0 (МПа), при коэффициенте Пуассона ν_1 материала брикета		
			0,24	0,26	0,28
0,40	0,46	183	147,8	144,6	141,4
0,45	0,42	168	132,8	129,6	126,4
0,50	0,38	152	116,8	113,6	110,3

Таблица 3 — Оценочные расчетные значения технологического натяга при компактировании мелкодисперсного доломита давлением $p_m = 150$ МПа

Коэффициент межчастичного трения спрессованного доломита в брикете $f_{д}$	Расчетное значение коэффициента бокового давления ξ при нагружении	Расчетное значение максимального бокового давления q_m , МПа	Расчетное значение технологического натяга q_0 (МПа), при коэффициенте Пуассона ν_1 материала брикета		
			0,20	0,22	0,24
0,55	0,35	52,5	22,2	18,5	14,6
0,60	0,32	48,0	17,7	14,0	10,1
0,65	0,29	43,5	13,2	9,5	5,6

Список литературы

1. Роман, О.В. Справочник по порошковой металлургии: порошки, материалы, процессы / О.В. Роман, И.П. Габриэлов. — Минск: Беларусь, 1988. — 200 с.
2. Heift, R. Cisnieniowa aglomeracja materialow roslinnych / R. Heift. — Białystok: Politechnika Białostocka, Instytut technologii eksploatacji w Radomiu, 2002. — 258 p.
3. Клячко, Л.И. Оборудование и оснастка для формования порошковых материалов / Л.И. Клячко, А.М. Уманский, В.Н. Бобров. — М.: Металлургия, 1986. — С. 13.
4. Кипарисов, С.С. Оборудование предприятий порошковой металлургии / С.С. Кипарисов, О.В. Падалко. — М.: Металлургия, 1988. — С. 252.
5. Stanley-Wood, N.G. Uniaxial powder compaction / N.G. Stanley-Wood / Tribology in particulate technology; edd. V.J. Briscoe and M.J. Adams. — Adam Higler, Bristol and Philadelphia, 1987. — Pp. 249–272.
6. Барсуков, В.В. Трибомеханический метод расчета коэффициента бокового давления в хрупких дисперсных материалах / В.В. Барсуков, Б. Крупич, В.Г. Барсуков // Трение и износ. — 2011. — Т. 32, № 6. — С. 562–57.
7. Барсуков, В.В. Влияние межчастичного трения на условия сдвигового деформирования пресс-порошков и пресс-волокнитов / В.В. Барсуков, Б. Крупич // Материалы, технологии, инструменты. — 2003. — № 4. — С. 16–19.
8. Барсуков, В. Трибомеханика дисперсных материалов. Технологические приложения / В. Барсуков, Б. Крупич. — Гродно: ГрГУ, 2004. — 260 с.
9. Рывкин, А.А. Справочник по математике / А.А. Рывкин, А.З. Рывкин, Л.С. Хренов. — М.: Высш. шк., 1987. — 480 с.
10. Page, N.M. Interparticle friction in granular ceramic materials / N.M. Page, M. Yousuff, C.I. Wauchope // Nat. Conf. Publ. / Inst. Eng. Austral. — 1992-92/7. — Pp. 267–271.
11. Способ получения изделий из доломита и пресс-форма для его осуществления: пат. 2279351 RU МПКВ30В11/02, заявитель ЗАО «Прочность» (РФ), № 2004135235/02, заявл. 02.12.2004, опубл. 10.07.2006 / В.В. Корнилов, О.С. Мухин, Д.В. Полковников.

Barsukov V.G., Krupicz B., Barsukov V.V.

The force parameters of inter layers shear under lateral pressure action when dispersed materials undergo compacting

Method for calculation ultimate value of residual lateral pressure taking into account interparticulate friction effect when dispersed materials undergo compacting by criteria of interlayer shear and surface cracking is developed. Variation range of this pressure depending on cohesion strength of materials and interparticulate friction is determinate.

Keywords: *interlayer shear, lateral pressure, dispersed material, compacting, crack*

Поступила в редакцию 20.10.2013.