

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОЗМОЖНОСТИ ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОЛИМЕРНОГО КОМПАУНД-ПРОТЕКТОРА НА АБРАЗИВЕ ДЛЯ ГИДРОАБРАЗИВНОГО РЕЗАНИЯ ПОД ВОДОЙ

© 2025 Г.В. Барсуков, В.С. Шоркин, А.С. Фетисов, К.Ю. Фроленков, Е. П. Крыгина

Орловский государственный университет им. И.С. Тургенева, г. Орёл, Россия

Статья поступила в редакцию 06.10.2025

В статье представлены результаты теоретической оценки возможности повреждения полимерного компаунд-протектора на абразиве для гидроабразивного резания под водой. В основу расчета положена модель трещины Баренблатта, предполагающая наличие смыкания берегов трещины в хрупком материале оболочки абразива под острыми углами. В работе рассматривается частный случай, в котором предполагается, что микротрещины расположены далеко друг от друга, их размеры малы по сравнению с расстоянием между ними, а объем материала поверхностного слоя намного меньше объема трещины. Напряженно-деформированное состояние материала вокруг места повреждения оболочки (компаунд-протектора) абразивной частицы, а также взаимодействие берегов трещины описаны с помощью нелокальной модели упругого материала. Анализ результатов теоретических расчетов показал, что в сплошном материале оболочки абразивной частицы оказалось энергетически выгодным наличие нарушения его сплошности под влиянием внутренних межчастичных взаимодействий, которые существуют в нем вследствие устойчивости его состояния из-за взаимного межмолекулярного притяжения. Отмечается, что начальная поврежденность оболочки абразива может развиваться под действием водной среды. Из-за заполнения водой дефектов покрытия происходит отслаивание оболочки от зерна при внешних механических воздействиях, существенно меньших, чем планировалось. Полученные результаты позволят обеспечить целостность полимерного компаунд-протектора на абразиве для гидроабразивного резания под водой для выполнения различных технологических задач, в том числе обслуживания опасных объектов, спасательных операций и добычи полезных ископаемых.

Ключевые слова: абразив, гидроабразивное резание, компаунд-протектор, оболочка, покрытие.

DOI: 10.37313/1990-5378-2025-27-6-141-149

EDN: UKQWMX

*Работа выполнена в рамках государственного задания
проект № 1024112000014-2-1.2.1;2.3.1 (FSGN-2025-0001)*

1. ВВЕДЕНИЕ

Технология гидроабразивного резания (ГАР), основанная на формировании тонкой струи жидкости диаметром 1 – 2 мм с абразивными частицами, благодаря своей высокой эффективности и низкому тепловыделению играет важную роль в механической обработке. В частности, высокая скорость резки практически любых материалов толщиной до 300 мм делает ее широко используемой в области вырезания деталей из листа.

Адаптация ГАР к подводным условиям работы позволит решать различные задачи при выполнении подводных технологических операций, в том числе при обслуживании опасных объектов, спасательных операций и добычи полезных ископаемых. Например, в своем исследовании Shang Gang и др. изучили влияние концентрации абразива в струе, скорости перемещения сопла и давления в системе на режущую способность абразивной суспензии под водой и провели сравнение с аналогичными режимами при резании в воздушной среде [1].

Для транспортировки суспензии на большие расстояния от поверхности океана до его дна, Yamaguchi разработал систему ее прямой подачи по шлангу с добавлением полимеров для снижения гидравлического сопротивления. Для резки толстых стальных листов на большой глубине в океане было проведено моделирование с использованием контейнера под давлением, которое позволило определить требования к реальной резке [2].

*Барсуков Геннадий Валерьевич, доктор технических наук, профессор кафедры машиностроения. E-mail: awj@list.ru
Шоркин Владимир Сергеевич, доктор физико-математических наук, профессор кафедры технической физики и математики. E-mail: V.S.Shorkin@yandex.ru*

Фетисов Александр Сергеевич, кандидат технических наук, доцент кафедры мехатроники, механики и робототехники. E-mail: fetisov57rus@mail.ru

Фроленков Константин Юрьевич, кандидат технических наук, доцент кафедры промышленной химии и биотехнологии. E-mail: chemistry@ostu.ru

Крыгина Елизавета Павловна, студент, лаборант НИЛ «Передовые производственные технологии». E-mail: kirina090464@mail.ru

Chen Z. и др. разработали роботизированное, дистанционно управляемое устройство для управления режущим соплом под водой. В своем исследовании Chen Z. описал технологическую схему резки стальных листов судна, затонувшего на глубине до 6 км, абразивной суспензией под сверхвысоким давлением. Также разработано оборудование для резки, установленное на морское дно, обеспечивающее давление истечения 140 МПа.

Для мониторинга и контроля процесса обработки материалов при выполнении гидроабразивного резания с использованием беспилотных подводных роботов-манипуляторов в своем исследовании Галиновский А.Л. и Мугла Д.Р. показали, что можно применить метод акустической эмиссии. Установлено, что метод акустической эмиссии позволяет определить момент прорезания материала струей воды для последующего перехода к процессу гидроабразивной резки по заданной траектории или сегментации [4].

Компания «Chukar Waterjet» (США) разработала гидромониторную систему, которая была использована на глубине 1430 метров при бурении скважины Макондо в Мексиканском заливе. С ее помощью нужно было удалить скопившиеся гидраты, которые затрудняли герметизацию скважины [5].

Таким образом, внедрение технологии гидроабразивного резания под водой возможно с использованием мобильных установок малой мощности около 140 МПа, что накладывает определенные ограничения на их применение.

2. ПОСТАНОВКА ПРОБЛЕМЫ

Одной из серьезных проблем является износ сопла в процессе резания под водой. С одной стороны, частая смена сопла затруднена в тяжелых условиях, с другой стороны, увеличение размера отверстия канала сопла приводит к снижению давления, а соответственно, и эффективности резки [6].

В настоящее время проведено множество исследований процесса износа сопла под действием абразивных частиц и предложены методы продления срока его службы. Во многих работах авторы изучили влияние геометрических параметров канала сопла на его повреждение. Из обзора литературы видно, что в основном исследуются комбинации таких параметров процесса, как угол схождения фокусирующей трубки, положение входного отверстия для частиц и угол входа абразивных частиц [7, 8]. Так, Илюхиной А.А. и Колпаковым В.И. предложен способ повышения эффективности мобильных установок, осуществляющих подводную гидроабразивную резку, основанный на использовании встроенного струйно-формирующего тракта, состоящего из алмазного сопла, дополнительной переходной трубки и фокусирующей трубки оптимальной конструкции струйного тракта [7].

Для снижения скорости износа и увеличения срока службы сопла некоторыми авторами предлагается применять высокопрочные композиционные керамические материалы на основе В4С с добавлением TiB₂ и вольфрамкобальтовых сплавов WC-Co [9]. В своем исследовании Грег А. Морт установил, что срок службы композитных твердосплавных сопел более чем в 20 раз превышает срок службы сопел из WC-Co [10].

Многие исследователи используют различные методы моделирования износа сопла, такие как CFD анализ, дисперсионный анализ (ANOVA) и регрессионный анализ, чтобы определить оптимальные геометрические параметры канала сопла для снижения его износа. В работе Pi V.N. и Tuan N.Q. представлено исследование по поиску модели для прогнозирования износа композитных твердосплавных сопел при резке ГАР с применением гранатового абразива. Модель может быть использована для расчета срока службы сопла и, следовательно, для прогнозирования времени работы мобильной установки ГАР под водой [11].

Другая часть исследований направлена на установление влияния абразивных частиц на износ сопла. Определено время потери массы фокусирующей трубки при попадании абразива разного типа и размера в полость фокусирующей трубки сопла и сделана оценка срока ее службы [12, 13].

Как правило, твердость абразива напрямую влияет на скорость и глубину резания материала, соответственно, более твердый абразив обеспечивает высокую производительность и эффективность. Однако применение сверхтвердых абразивов, таких как электрокорунд, циркониевый корунд и других вызывает сильный износ сопла.

В работах [14, 15] показано и экспериментально доказано, что использование при гидроабразивной резке абразивных зерен, покрытых полимерной защитной пленкой (компаунд-протектор), способствует существенному увеличению срока службы деталей и узлов гидроабразивной установки, которые контактируют в рабочем процессе с гидроабразивной струей.

Нанесение покрытия на поверхность твердых частиц с образованием оболочки широко применяется в фармацевтической, пищевой, косметической промышленности и при производстве удобрений [16]. Необходимым условием является обеспечение однородности покрытия [17].

Основным методом нанесения покрытия на частицу является распыление вещества оболочки в псевдооживленном слое, при котором твердые частицы приобретают подвижность относительно друг друга за счет восходящего потока воздуха. Раствор материала для покрытия распыляется на псевдооживленные частицы, капли высыхают и оседают на поверхности частиц, образуя «послойный» рост в условиях сбалансированной псевдооживленности и сушки, как показано на рис. 1.

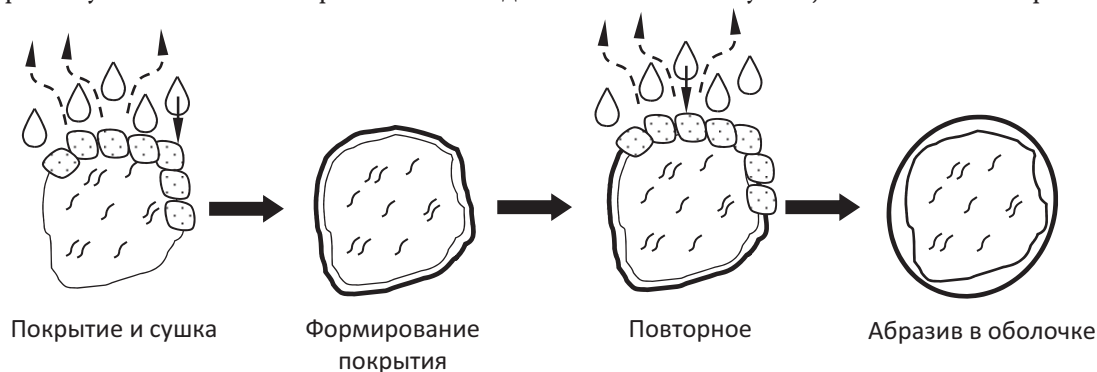


Рис. 1. Схема формирования абразивных зерен в полимерной защитной оболочке (компаунд-протектор)

Однако движение частиц в псевдооживленном слое при распылении является сложным процессом, включающим столкновения между частицами, теплообмен и сушку, а также другие процессы, которые могут привести к неравномерности покрытия, образованию разрывов и трещин.

Это является существенным недостатком использования таких защитных пленок, так как есть определенные ограничения на условия длительного хранения рабочей смеси, в которую входят абразивные зерна, покрытые этими пленками. Готовая абразивная смесь не может находиться долгое время в воде, хотя в ряде случаев ее хранение в воде оказывается необходимым. Находясь в водной среде длительное время, защитная оболочка абразивного зерна набухает из-за диффундирующей в нее воды. Кроме того, влага просачивается до поверхности контакта оболочки и зерна, где заполняет дефекты их адгезионного контакта. Из-за набухания во внутренних микротрещинах и порах создается избыточное давление, приводящее к их росту и уменьшению прочности оболочки. Из-за заполнения водой адгезионных дефектов по тем же причинам происходит отслаивание оболочки от зерна. Все это приводит к разрушению защитной оболочки при внешних механических воздействиях, которые существенно меньше запланированных, рассчитанных для хранения в сухих условиях.

Попав на поверхность какого-то твердого материала, молекула воды диффундирует в него не всегда сразу, часто это происходит спустя некоторый отрезок времени. Очевидно, что чем больше этот отрезок, тем больше вероятность дальнейшей диффузии.

Известно [18], что вблизи твердой поверхности (например, поверхности зерна, изготовленной на основе кремния) существует поле молекулярных сил. Это может быть электрическое поле, возникшее из-за разницы атомных структур материала в его глубине и вблизи свободной поверхности. В частности, поле около зерна возникает из-за пьезоэффекта, возникающего при образовании поверхности. Это поле сильно неравномерное. Так что молекулы – диполи, втягиваются в него, налипая на поверхность зерна. Кроме того, поверхностный слой абразивного зерна действует на частицы своего окружения (независимо диполи ли они или нет) с помощью сил Ван-дер-Ваальса. Благодаря этим силам частицы также притягиваются или, по крайней мере, остаются нейтральны к действию этих сил.

Отсюда следует, что покрытие абразивных частиц должно быть изготовлено из такого материала, молекулы которого лиофильны к материалу абразива и одновременно лиофобны к молекулам воды. Подобным материалом может быть, например, материал ПАВ, примененный для уменьшения пристеночной вязкости воды.

Силы Ван-дер-Ваальса, а также (независимо от этих сил) тепловые флуктуации, вызывающие случайное движение молекул воды, не смотря на гидрофобность поверхности покрытия к воде, могут способствовать движению ее молекул к поверхности покрытия и их столкновению с ней. Поэтому не исключена возможность их проникновения в микротрещины, образовавшиеся в покрытии во время его нанесения.

Ввиду этого к материалу покрытия предъявляется еще одно требование. Он не должен быть склонен к наличию в нем большого числа микротрещин, а сами микротрещины должны обладать размерами меньшими, чем молекулы воды.

Далее предлагается путь решения одной из перечисленных проблем – теоретическая оценка пористости материала покрытия. Первоочередность этой проблемы обосновывается тем, что эта пористость в материале при его образовании возникает из-за внутримолекулярных взаимодействий. Следовательно, зависит только от его свойств, и поэтому результат решения может использоваться в начале выбора соответствующего материала покрытия.

3. ТЕОРЕТИЧЕСКАЯ ОЦЕНКА ВОЗМОЖНОСТИ ПОВРЕЖДЕНИЯ ПОЛИМЕРНОГО КОМПАУНД-ПРОТЕКТОРА НА АБРАЗИВЕ

Рассматривается тело B , размеры которого намного превосходят размеры содержащихся в нем трещин. Так что его можно считать бесконечно большим. Предполагается, что тело B , состоящее из материала оболочки абразивной частицы (компанд-протектор), содержит сеть микротрещин, которые возникли в нем по разным причинам. Ввиду этого оно является «дискретно-непрерывной» средой. Размеры микротрещин считаются известными. С помощью информации о размерах микротрещин можно построить континуум K , для которого одной из функций состояния является непрерывная и дифференцируемая скалярная функция места и времени $\omega_k(\vec{r}, t)$, характеризующая его поврежденность.

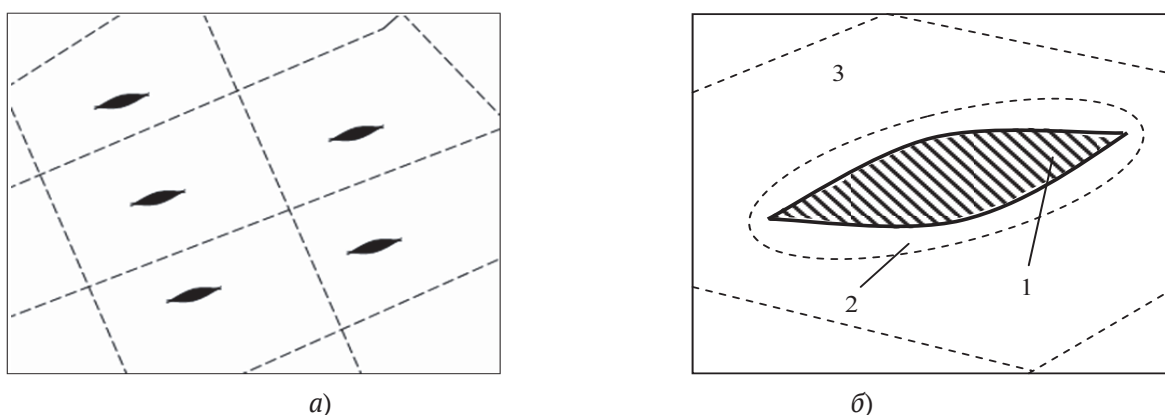


Рис. 2. Схема, лежащая в основе расчета поврежденности материала оболочки абразивного зерна:

а) схема деления исследуемого тела на репрезентативные частицы ΔB – выделены пунктиром;

б) структура области, занимаемой произвольной частицей ΔB :

1 – область ΔV_3 , занятая трещиной (материал в ней отсутствует);

2 – область ΔA_A (площадь боковой поверхности S_A), занятая поверхностным слоем трещины ΔB_A , в котором напряженно-деформированное состояние возмущено трещиной (имеет толщину h_{eff} области ΔV_3);

3 – область ΔV_3 , занятая той частью ΔB_3 материала частицы ΔB , которая не возмущена присутствием в ней трещины

Потенциальная энергия ΔW частицы ΔB после образования в ней трещины в стационарном состоянии складывается из энергии ΔW_3 невозбужденной части ΔB_3 , и энергии $W_s S_A$ (W_s – поверхностная энергия) возбужденных появлением свободной границы – берегов трещины площадью поверхности S_A (или длиной L_A – для плоской трещины).

$$\Delta W = w_3 \Delta V_3 + W_s S_A. \quad (1)$$

В основу расчета величин w_3 и W_s положена модель трещины Баренблатта [19], напряженно-деформированное состояние материала вокруг которой, а также взаимодействие ее берегов описаны с помощью нелокальной модели упругого материала, предложенной в работе [20]. Модель Баренблатта предполагает наличие смыкания берегов трещины в хрупком материале под острыми углами, что адекватно их реальному виду.

В работе рассматривается частный случай, в котором предполагается, что микротрещины расположены далеко друг от друга. Их размеры малы по сравнению с расстоянием между ними, а объем материала поверхностного слоя ΔV_A намного меньше объема трещины ΔV_3 – поверхностный слой трещин очень тонкий.

$$\frac{\Delta V_A}{\Delta V_3} \ll 1. \quad (2)$$

Связь w_ϑ с парным и тройным потенциалами представим в следующем виде [20]:

$$w = \omega w_\omega + (1 - \omega) w_\vartheta = \omega^2 D_3 + (1 - \omega)^2 D^{(2)} + (1 - \omega)^3 D^{(3)}. \quad (3)$$

Для тех материалов, у которых влияние тройных взаимодействий их частиц на внутреннюю потенциальную энергию мало по сравнению с влиянием на нее парных взаимодействий, последним слагаемым в выражении (3) можно пренебречь. Тогда эта зависимость получает вид имеющей минимум параболы.

Значение поврежденности в точке минимума равно:

$$\omega_{\min} = \frac{1}{1 + (D_3 / D^{(2)})}. \quad (4)$$

Обязательным условием, которому должна удовлетворять поврежденность в силу своего определения, является неравенство

$$0 < \omega_{\min} < 1. \quad (5)$$

Неравенство справедливо, так как $D^{(2)} = \int_{-\infty}^{\infty} \Phi^{(2)} d(\Delta V_\vartheta) > 0$ – из-за устойчивости системы частиц dB_ϑ , составляющих ΔB_ϑ [21], $D_3 > 0$ в силу положительности подынтегральной функции.

Выражение для w_ω запишем в следующем виде:

$$w_\omega = \frac{\omega}{\Delta V_3} \int_{\Delta \Lambda^*} [w_\infty - \Delta w] d(\Delta V) = D_3 \omega. \quad (6)$$

Если $D^{(2)} = 0$, то $\omega_{\min} = 1$. Это возможно, когда занимаемая материальной частью ΔB_ϑ область $\Delta \Lambda_\vartheta$ – пустое множество. Если $D_3 = 0$, то в частице ΔB нет областей, где $w_\infty - \Delta w(h) > 0$, $(h \rightarrow \infty) \Rightarrow (w_\infty > \Delta w(h) \rightarrow 0)$ (нет пограничных слоев), то $\omega_{\min} = 0$. Это является свидетельством отсутствия в материале трещин.

Используемые для этого коэффициенты пропорциональности $\Phi^{(2)}$ и $\Phi^{(3)}$ межчастичных потенциалов определены равенствами

$$\Phi^{(2)} = \Phi_0^{(2)} \varphi^{(2)} (\beta L_{12}), \quad \Phi^{(3)} = \Phi_0^{(3)} \varphi^{(2)} (\beta L_{12}) \varphi^{(2)} (\beta L_{13}). \quad (7)$$

Здесь $\Phi_0^{(2)}$, $\Phi_0^{(3)}$ и β – материальные параметры, значения которых определяются через параметры Ламе. Формулы для их вычисления имеют следующий вид:

$$\left(\frac{\Phi_0^{(2)}}{\beta^3} \right) = \frac{4\mu + 45\lambda}{294\pi} = \frac{E}{294\pi} \frac{2 + 4\nu}{(1 + \nu)(1 - 2\nu)}, \quad (8)$$

$$\left(\frac{\Phi_0^{(3)}}{\beta^6} \right) = \frac{27(\lambda - \mu)}{1764\pi^2} = \frac{27E}{1764\pi^2} \frac{4\nu - 1}{2(1 + \nu)(1 - 2\nu)}, \quad (9)$$

$$\beta = \frac{1}{2} \sqrt{3\pi \left(\frac{f_0}{f_1} \right) \frac{15 \left(\frac{\Phi_0^{(2)}}{\beta^3} \right) + \left(\frac{1563\pi}{4} \right) \left(\frac{\Phi_0^{(3)}}{\beta^6} \right)}{2\mu + \lambda}}. \quad (10)$$

В выражении (10) f_0 и f_1 – экспериментально определяемые параметры, характеризующие аппроксимацию дисперсионного закона функцией $\omega^2 = f(K^2) = f_0 K^2 - f_1 K^4$, в которой ω и K соответственно круговая частота и волновое число. Новым, по отношению к λ и μ является только параметр f_1 , так как f_0 выражается через классические характеристики линейного упругого состояния [22].

В случае использования теоретического дисперсионного закона:

$$\beta = \frac{3\sqrt{\pi}}{l_{at}} \sqrt{\frac{15 \left(\frac{\Phi_0^{(2)}}{\beta^3} \right) + \left(\frac{1563\pi}{4} \right) \left(\frac{\Phi_0^{(3)}}{\beta^6} \right)}{2\mu + \lambda}}. \quad (11)$$

Здесь $l_{at} = \frac{1}{\sqrt[3]{n}}$, n – число атомов в единице объема.

Безразмерные функции $\varphi^{(2)}(\beta L_{12})$ и $\varphi^{(2)}(\beta L_{13})$ характеризуют зависимость от расстояния L_{12} и L_{13} потенциального взаимодействия частицы dB_ϑ с частицами $dB_{\vartheta 2}$ и $dB_{\vartheta 3}$. В обоих случаях эти функции определены следующими равенствами [23]:

$$\varphi^{(2)}(\xi) = \begin{cases} \varphi_1(\xi), & 0 \leq \xi = \beta l \leq \xi_0 \rightarrow 0 \\ \varphi_2(\xi) = e^{-2(\xi - \xi_0)} - 2e^{-(\xi - \xi_0)} & \xi_0 < \xi < \infty; \end{cases}. \quad (12)$$

Вид функции $\varphi_1(\xi)$, $0 \leq \xi = \beta L \leq \xi_0 \rightarrow 0$, обоснован в работе [22].

Для примера использован кремний. В качестве его исходных характеристик механических свойств использованы параметры Ламе для полимерного материала $\lambda = 9,2 \cdot 10^{-8} \text{ Н / м}^2$, $\mu = 46 \cdot 10^{-7} \text{ Н / м}^2$ и модуль Юнга $E = 3,1 \cdot 10^9 \text{ Н / м}^2$ [24].

С помощью такого представления межчастичного потенциала вычислены значения параметров $\Phi_0^{(2)}$, $\Phi_0^{(3)}$ и β , а также поверхностной энергии W_s и приводящего к появлению микротрещин растягивающего напряжения p [25]

$$\Phi_0^{(2)} = 0,08 \cdot 10^{40} \text{ Дж / м}^6, \quad \Phi_0^{(3)} = 0,0006 \cdot 10^{60} \text{ Дж / м}^9, \quad \beta = 0,65 \cdot 10^{10} \text{ Н / м}^2, \\ p = 6,2 \cdot 10^{10} \text{ Н / м}^2, \quad W_s = 1,28 \text{ Дж / м}^2. \quad (20)$$

Величина характерного размера микротрещины l определена на основании представленной в работе [26] приближенной оценки длины устойчивой трещины, построенной без учета существования микротрещин, значит с теоретическим модулем Юнга $E_0 \approx 500E$:

$$l \approx \frac{W_s E_0}{p^2}. \quad (21)$$

Величина l оказалась равной $l \approx 30 \cdot 10^{-9} \text{ м} = 30 \text{ нм}$ [27]. При раскрытии микротрещины $u \approx 10^{-10} \text{ м}$ объем области $\mathfrak{Z}$ с таким диаметром равен $\Delta V_{\mathfrak{Z}} \approx 36 \cdot 10^{-28} \text{ м}^3$, а площадь боковой поверхности: $S_A \approx l^2 = 10^{-15} \text{ м}^2$.

Для вычисления констант $D^{(2)}$ и $D_{\mathfrak{Z}}$, входящих в выражение (3), использованы значения:

$$\left(\frac{\Phi_0^{(2)}}{\beta^3} \right) = 2,8 \cdot 10^9 \text{ Дж / м}^3, \quad \left(\frac{\Phi_0^{(3)}}{\beta^6} \right) = 0,02 \cdot 10^9 \text{ Дж / м}^3. \quad (22)$$

Получено: $D^{(2)} \approx 14 \cdot 10^9 \text{ Дж / м}^2$, $D_{\mathfrak{Z}} \approx 10^{13} \text{ Дж / м}^2$. Для этих значений поврежденность оказалась равной $\omega_{min} \approx 10^{-4}$. Очевидно, что отличие ω_{min} от нуля дает основание считать, что начальная поврежденность материала оболочки абразивной частицы энергетически выгодна для него.

ЗАКЛЮЧЕНИЕ

Основным теоретическим результатом данной работы является то, что в рамках механики сплошных материалов оказалось возможным обоснование того факта, что в сплошном материале оболочки абразивной частицы оказалось энергетически выгодным наличие нарушения его сплошности под влиянием внутренних межчастичных взаимодействий, которые существуют в нем вследствие устойчивости его состояния из-за взаимного межмолекулярного притяжения.

Также в работе показано, что теоретические положения о нелокальных взаимодействиях частиц упругой среды дают возможность сделать количественную оценку ее относительной поврежденности, существующей в ней еще до приложения внешней нагрузки.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Shang Gang, Liu Songyong, Jia Jiguang, et al. Experiment on underwater rock breaking by abrasive slurry jet and pick[J]. Journal of Central South University (Science and Technology). 2021. 52(9): 3064–3075. DOI: 10.11817/j.issn.1672-7207.2021.09.008.
2. Yamaguchi, Hitoshi, Demura, Kenji A study on practical use of underwater abrasive water jet cutting. 1993. Vol. 30.
3. Chen Z., Ren Q., Su J., et al. Development and Experimental Study of Ultra-High Pressure Abrasive Water Cutting Equipment for Deep-Sea Sunken Ship. Proceedings of the ASME 2022 Fluids Engineering Division Summer Meeting. Vol.1: Fluid Applications and Systems (FASTC); Fluid Measurement and Instrumentation (FMITC); Fluid Mechanics (FMTC). Toronto, Ontario, Canada. 2022. August 3–5. V001T01A006. DOI: <https://doi.org/10.1115/FEDSM2022-86880>.
4. Mugla D.R., Galinovskiy A.L., Kobernik N.V. Selection of Rational Technological Modes and Parameters of Underwater Waterjet Cutting International Conference on Industrial Engineering. – Cham: Springer International Publishing. 2018. – pp. 267–276. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_29
5. Maslin E. Subsea waterjet cutting goes ultra-deep and ultra-high pressure. Offshore Engineer. URL: <https://www.oedigital.com/subsea/item/4249-subsea-waterjet-cutting-goes-ultra-deep-and-ultra-high-pressure> (accessed 12 September 2025). 2013.
6. Wang Honglun, Gong Liehang, Yao Di Investigation of Cutting Nozzle in High Pressure. Water Jet, J. Machine Tool & Hydraulics. 2005. Vol. 5. pp. 42–44.
7. Ilyukhina A.A., Kolpakov V.I., Veltishchev V.V. Engineered Estimate of the Design Parameters of a Built-up Jet-Forming Nozzle for Mobile Underwater Waterjet Cutting Systems. BMSTU Journal of Mechanical Engineering. 2021. Vol. 4(733). DOI: 10.18698/0536-1044-2021-4-30-39.
8. Syazwani H.; Mebrahitom G.; Azmir A. A review on nozzle wear in abrasive water jet machining application. In IOP Conference Series: Materials Science and Engineering; IOP Publishing: Bristol, UK. 2016. Vol. 114. p. 012020.
9. Schwetz K.A., Sigl L.S., Greim J., Knoch H. Wear of boron carbide ceramics by abrasive waterjets. Wear. 1995. Vol. 181–183. pp. 148–155.
10. Greg A. Mort Long life abrasive water jet nozzles and their effect on AWJ cutting, Proceedings of the 6th American Waterjet Conference. Houston, Texas. 1991. August 24–27. p. 315.
11. Pi V.N., Tuan N.Q. A Study on Nozzle Wear Modeling in Abrasive Waterjet Cutting. AMR. 2009. Vol. 76–78. pp. 345–350. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.76-78.345>.
12. Zou X., Fu L., Wu L., Zuo W. Research on Multiphase Flow and Nozzle Wear in a High-Pressure Abrasive Water Jet Cutting Head. Machines. 2023. Vol. 11(6). P. 614.
13. Yu Ying Jiang, Lie Hang Gong, Hai Tao Wang et al. Theoretical and Experimental Analysis of the Influence of Abrasives on Nozzle in Pre-Mixed Abrasive Water Jet. Applied Mechanics and Materials. 2012. Vol. 233. P. 425–428. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.233.425
14. Kozhus O.G., Barsukov G.V., Shorkin V.S., Stepanov Y.S. Obtaining the dependences of the contact of the composite abrasive material with the nozzle walls, which reduces the wear of the focusing tube of the waterjet installation. Materials Science Forum. 2021. Vol. 1031. P. 160–165.
15. Barsukov G.V., Kozhus O.G., Danilchenko S.G. et al. Analysis of the properties of the fluidized bed during the formation of the abrasive-polymer compound for waterjet cutting. Key Engineering Materials. 2022. Vol. 910. P. 144–149.
16. Chen P., Ansari M.J., Bokov D. et al. A review on key aspects of wet granulation process for continuous pharmaceutical manufacturing of solid dosage oral formulations. Arab. J. Chem. 2022. Vol. 15(2). P. 103598.
17. Toschkoff G., Khinast J.G. Mathematical modeling of the coating process. Int. J. Pharm. 2013. Vol. 457. pp. 407–422.
18. Дерягин, Б. В. Поверхностные силы / Б. В. Дерягин, Н. В. Чураев, В. М. Муллер. – М.: Наука, 1985. – 398 с.
19. Баренблатт, Г.И. Математическая теория равновесных трещин, образующихся при хрупком разрушении / Баренблатт Г.И. // Прикладная механика и техническая физика. – 1961. – № 2:4. – С. 3-56.
20. Азаров, А.С. Способ оценки значений дополнительных к классическим материальным констант градиентных сред с помощью учета тройного взаимодействия частиц / А.С. Азаров, В.С. Шоркин // Известия ТулГУ. Естественные науки. – 2009. – №1. – С. 28–40.
21. Presnetsova V.Yu., Romashin S.N., Frolenkova L.Yu., Shorkin V.S., Yakushina S.I. A variant of description adhesion interaction in the probe-sample system of an atomic-force microscope. Nanoscience and technology: An international journal. 2018. Vol. 9 (4). P. 299–323. DOI: 10.1615/NanoSciTechnolIntJ.2018026714.
22. Shorkin V.S., Vilchevskaya E. N., Altenbach H. Linear theory of micropolar media with internal nonlocal potential interactions. Zeitschrift fur angewandte Mathematik und Mechanik. 2023. Vol. 103 (11). e202300099. DOI: 10.1002/zamm.202300099.
23. Romashin S.N., Shorkin V.S. Variant of the relationship between the mechanical and adhesive properties of solid materials. Mechanics of solids. 2020. Vol. 55 (8). pp. 1392–1405.
24. Филиппов, А.А. Определение упругих характеристик наночастиц: автореф. дис. канд. физ.-мат. наук (1.1.8). – Томск, 2022. – С. 18.
25. Frolenkova L.Y., Shorkin V.S. Surface energy and adhesion energy of elastic bodies. Mechanics of solids. 2017. V. 52 (1). pp. 62–74. DOI: 10.3103/S0025654417010083.

26. Raiser Yu.P. Physical principles of the theory of brittle fracture cracks / P.S. Volegov, D.S. Gribov, P.V. Trusov. Soviet Physics Uspekhi. 1970. V. 13(1). pp. 129–139. DOI: 10.1070/PU1970v013n01ABEH004201.
27. Cong Wang, Daoyin Liu, Jiliang Ma, et al. Characterization of coating shells in a Wurster fluidized bed under different drying conditions and solution viscosities. Powder Technology. 2022. Vol. 411. P. 117914, DOI: 10.1016/j.powtec.2022.117914.

STUDYING THE POSSIBILITY OF DAMAGE TO A POLYMER PROTECTIVE COMPOUND ON ABRASIVES FOR UNDERWATER WATERJET CUTTING

© 2025 G.V. Barsukov, V.S. Shorkin A.S. Fetisov, K.Yu. Frolenkov, E. P. Krygina

Oryol State University named after I.S. Turgenev, Oryol, Russia

This article presents the results of a theoretical assessment of the potential for damage to a polymer protective compound on an abrasive for underwater waterjet cutting. The calculation is based on the Barenblatt crack model, which assumes the closure of crack faces in the brittle material of the abrasive shell at acute angles. The study considers a special case in which microcracks are spaced widely apart, their sizes are small compared to the distance between them, and the volume of the surface layer material is much smaller than the crack volume. The stress–strain state of the material around the damage site of the abrasive particle's shell (protective compound), as well as the interaction between the crack faces, are described using a nonlocal elastic material model. Analysis of the theoretical calculation results revealed that, in a solid abrasive particle shell, the presence of a discontinuity under the influence of internal interparticle interactions, which exist due to the stability of the shell due to mutual intermolecular attraction, is energetically favorable. It is noted that initial damage to the abrasive shell can develop under the influence of an aqueous medium. Due to the filling of coating defects with water, the shell delaminates from the grain under external mechanical stresses significantly lower than expected. The obtained results will help ensure the integrity of the polymer protector compound on the abrasive for underwater waterjet cutting for various technological applications, including servicing hazardous facilities, rescue operations, and mining.

Keywords: abrasive, waterjet cutting, protective compound, shell, coating.

DOI: 10.37313/1990-5378-2025-27-6-141-149

EDN: UKQWMX

REFERENCES

1. Shang Gang, Liu Songyong, Jia Jiguang, et al. Experiment on underwater rock breaking by abrasive slurry jet and pick[J]. Journal of Central South University (Science and Technology). 2021. 52(9): 3064–3075. DOI : 10.11817/j.issn.1672-7207.2021.09.008.
2. Yamaguchi, Hitoshi, Demura, Kenji A study on practical use of underwater abrasive water jet cutting. 1993. Vol. 30.
3. Chen Z., Ren Q., Su J., et al. Development and Experimental Study of Ultra-High Pressure Abrasive Water Cutting Equipment for Deep-Sea Sunken Ship. Proceedings of the ASME 2022 Fluids Engineering Division Summer Meeting. Vol.1: Fluid Applications and Systems (FASTC); Fluid Measurement and Instrumentation (FMITC); Fluid Mechanics (FMTC). Toronto, Ontario, Canada. 2022. August 3–5. V001T01A006. DOI: <https://doi.org/10.1115/FEDSM2022-86880>.
4. Mugla D.R., Galinovskiy A.L., Kobernik N.V. Selection of Rational Technological Modes and Parameters of Underwater Waterjet Cutting International Conference on Industrial Engineering. – Cham: Springer International Publishing. 2018. – pp. 267–276. DOI: https://doi.org/10.1007/978-3-319-95630-5_29
5. Maslin E. Subsea waterjet cutting goes ultra-deep and ultra-high pressure. Offshore Engineer. URL: <https://www.oedigital.com/subsea/item/4249-subsea-waterjet-cutting-goes-ultra-deep-and-ultra-high-pressure> (accessed 12 September 2025). 2013.
6. Wang Honglun, Gong Liehang, Yao Di Investigation of Cutting Nozzle in High Pressure. Water Jet, J. Machine Tool & Hydraulics. 2005. Vol. 5. pp. 42–44.
7. Ilyukhina A.A., Kolpakov V.I., Veltishchev V.V. Engineered Estimate of the Design Parameters of a Built-up Jet-Forming Nozzle for Mobile Underwater Waterjet Cutting Systems. BMSTU Journal of Mechanical Engineering. 2021. Vol. 4(733). DOI: 10.18698/0536-1044-2021-4-30-39.
8. Syazwani H.; Mebrahitom G.; Azmir A. A review on nozzle wear in abrasive water jet machining application. In IOP Conference Series: Materials Science and Engineering; IOP Publishing: Bristol, UK. 2016. Vol. 114. p. 012020.
9. Schwetz K.A., Sigl L.S., Greim J., Knoch H. Wear of boron carbide ceramics by abrasive waterjets. Wear. 1995. Vol. 181–183. pp. 148–155.
10. Greg A. Mort Long life abrasive water jet nozzles and their effect on AWJ cutting, Proceedings of the 6th American Waterjet Conference. Houston, Texas. 1991. August 24–27. p. 315.
11. Pi V.N., Tuan N.Q. A Study on Nozzle Wear Modeling in Abrasive Waterjet Cutting. AMR. 2009. Vol. 76–78. pp. 345–350. DOI: <https://doi.org/10.4028/www.scientific.net/amr.76-78.345>.
12. Zou X., Fu L., Wu L., Zuo W. Research on Multiphase Flow and Nozzle Wear in a High-Pressure Abrasive Water Jet Cutting Head. Machines. 2023. Vol. 11(6). P. 614.

13. Yu Ying Jiang, Lie Hang Gong, Hai Tao Wang et al. Theoretical and Experimental Analysis of the Influence of Abrasives on Nozzle in Pre-Mixed Abrasive Water Jet. *Applied Mechanics and Materials*. 2012. Vol. 233. P. 425–428. DOI: 10.4028/www.scientific.net/AMM.233.425
14. Kozhus O.G., Barsukov G.V., Shorkin V.S., Stepanov Y.S. Obtaining the dependences of the contact of the composite abrasive material with the nozzle walls, which reduces the wear of the focusing tube of the waterjet installation. *Materials Science Forum*. 2021. Vol. 1031. P. 160–165.
15. Barsukov G.V., Kozhus O.G., Danilchenko S.G. et al. Analysis of the properties of the fluidized bed during the formation of the abrasive-polymer compound for waterjet cutting. *Key Engineering Materials*. 2022. Vol. 910. P. 144–149.
16. Chen P., Ansari M.J., Bokov D. et al. A review on key aspects of wet granulation process for continuous pharmaceutical manufacturing of solid dosage oral formulations. *Arab. J. Chem*. 2022. Vol. 15(2). P. 103598.
17. Toschkoff G., Khinast J.G. Mathematical modeling of the coating process. *Int. J. Pharm*. 2013. Vol. 457. pp. 407–422.
18. Deryagin B. V., Churaev N. V., Muller W. M. *Surface forces*. M.: Science. 1985. P. 398.
19. Barenblatt G.I. Mathematical theory of equilibrium cracks formed during brittle fracture // *Applied Mechanics and Technical Physics*. – 1961. – No. 2: 4. – P. 3–56.
20. Azarov A.S., Shorkin V.S. Method for estimating the values of additional to classical material constants of gradient media using triple interaction of particles // *Bulletin of Tula State University. Natural sciences*. – 2009. – No. 1. – P. 28–40.
21. Presnetsova V.Yu., Romashin S.N., Frolenkova L.Yu., Shorkin V.S., Yakushina S.I. A variant of description adhesion interaction in the probe-sample system of an atomic-force microscope. *Nanoscience and technology: An international journal*. 2018. Vol. 9 (4). P. 299–323. DOI: 10.1615/NanoSciTechnolIntJ.2018026714.
22. Shorkin V.S., Vilchevskaya E. N., Altenbach H. Linear theory of micropolar media with internal nonlocal potential interactions. *Zeitschrift fur angewandte Mathematik und Mechanik*. 2023. Vol. 103 (11). e202300099. DOI: 10.1002/zamm.202300099.
23. Romashin S.N., Shorkin V.S. Variant of the relationship between the mechanical and adhesive properties of solid materials. *Mechanics of solids*. 2020. Vol. 55 (8). pp. 1392–1405.
24. Filippov A.A. Determination of elastic characteristics of nanoparticles: abstract of dissertation of candidate of physical and mathematical sciences (1.1.8). Tomsk. 2022. P. 18.
25. Frolenkova L.Y., Shorkin V.S. Surface energy and adhesion energy of elastic bodies. *Mechanics of solids*. 2017. V. 52 (1). pp. 62–74. DOI: 10.3103/S0025654417010083.
26. Raiser Yu.P. Physical principles of the theory of brittle fracture cracks / P.S. Volegov, D.S. Gribov, P.V. Trusov. *Soviet Physics Uspekhi*. 1970. V. 13(1). pp. 129–139. DOI: 10.1070/PU1970v013n01ABEH004201.
27. Cong Wang, Daoyin Liu, Jiliang Ma, et al. Characterization of coating shells in a Wurster fluidized bed under different drying conditions and solution viscosities. *Powder Technology*. 2022. Vol. 411. P. 117914, DOI: 10.1016/j.powtec.2022.117914.

Gennady Barsukov, Doctor of Engineering Sciences, Associate Professor, Department of Mechanical Engineering. Email: awj@list.ru
 Vladimir Shorkin, Doctor of Physics and Mathematics, Professor of the Department of Technical Physics and Mathematics.

E-mail: V.S.Shorkin@yandex.ru

Alexander Fetisov, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Mechatronics, Mechanics, and Robotics. E-mail: fetisov57rus@mail.ru

Konstantin Frolenkov, Candidate of Technical Sciences, Associate Professor of the Department of Industrial Chemistry and Biotechnology. E-mail: chemistry@ostu.ru

Elizaveta Krygina, Student, Laboratory Assistant at the Research Laboratory of Advanced Production Technologies. E-mail: kirina090464@mail.ru