

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ГИДРОДИНАМИЧЕСКИХ ПАРАМЕТРОВ УСТРОЙСТВА ДЛЯ ИМПУЛЬСНОГО РЫХЛЕНИЯ УГОЛЬНЫХ ПЛАСТОВ

В роботі дано зіставлення теоретичного розрахунку з експериментальними даними частоти і розмаху автоколивань тиску кавітаційного пристрою. Рекомендовані коригування робочого граничного відношення тиску до напірного тиску, з урахуванням яких істотно підвищується достовірність теоретичного розрахунку.

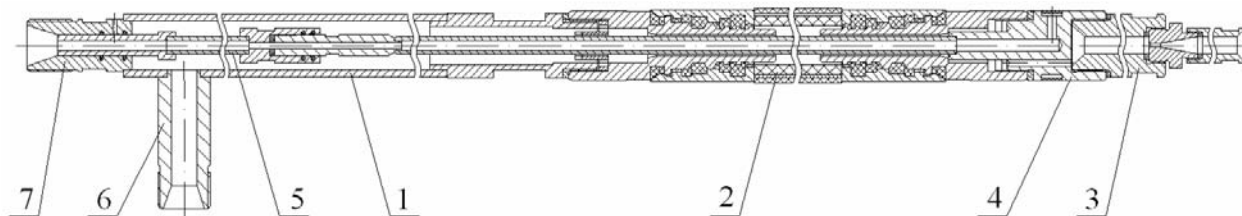
THE DETERMINATION OF HYDRODYNAMIC PARAMETERS OF THE PULSE DEVICE FOR LOOSENING COAL SEAMS.

This paper gives a comparison of theoretical calculations with experimental data of frequency and amplitude of oscillation of the cavitation pressure device. Recommended adjusting the boundary of the working relationship of pressure to the discharge pressure, under which substantially increases the reliability of theoretical calculations.

Одним из эффективных способов предотвращения внезапных выбросов угля и газа является гидрорыхление угольного массива путём статического нагнетания воды или водных химреактивов (ПАВ или ХАВ) в угольные пласты, обеспечивающее разгрузку последних от горного давления и дегазацию призабойного пространства через систему вновь образованных трещин.

Однако практикой ведения горных работ выявлен ряд существенных недостатков статического нагнетания. При сложном строении угольного пласта из-за наличия слоёв и пропластков с низкими фильтрационными свойствами непрерывное нагнетание воды сопровождается её прорывом в свободное пространство с падением гидростатического давления. В результате в угольном пласте формируются локальные зоны пригрузки, которые при проведении работ по выемке угля являются инициаторами газодинамических явлений.

Одним из перспективных направлений, позволяющих исключить эти недостатки, является создание высокоамплитудных гидродинамических волн в скважине устройством (рис. 1), основанным на явлении периодически-срывной кавитации, реализующейся путём подачи жидкости через трубку Вентури с углом раскрытия диффузора 18-22°.



1 – корпус, 2 – герметизатор, 3 – генератор упругих колебаний, 4 – переходник с каналами для отвода жидкости, 5 – трубка для отвода жидкости, 6 – патрубок под высоконапорный рукав, 7 – запорная втулка с переходником под манометр

Рис. 1 – Устройство гидроимпульсного воздействия на угольный пласт

Для определения гидродинамических параметров устройства (рис. 1), разработанного под параметры насосных установок (расход в 40-50 л/мин, максимальное рабочее давление 20-32 МПа), воспользуемся теоретическими разработками Института технической механики НАН Украины.

Теоретическое определение частоты и размаха колебаний давления, создаваемых кавитационным генератором, выполним, следуя работе [1], преобразовав полученные в ней формулы применительно к зависимостям размаха и частоты колебаний от давления подпора.

В этой работе предполагалось, что природа высокочастотных кавитационных колебаний аналогична известным в гидродинамике струхалевым частотам (частотам срыва вихрей при отрывном обтекании цилиндра в направлении по нормали к оси). Формулу для расчета частот f представим в виде

$$f = \frac{v_{кр} \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}}{r_{кр} \sqrt{\mu}} \cdot \left(1 - \sqrt{1 - P_1/P_0}\right), \text{ Гц} \quad (1)$$

где скорость жидкости $v_{кр}$ в критическом сечении генератора определяем по известной формуле

$$v_{кр} = \sqrt{2(P_0 - P_k)/\rho}, \text{ м/с} \quad (2)$$

где β – угол раскрытия диффузора, град; $r_{кр}$ – радиус критического сечения генератора, м; μ – коэффициента расхода генератора; P_1 / P_0 – параметр, характеризующий степень развития кавитации и представляющий собой отношение давления подпора P_1 , Па, под действием которого происходит захлопывание каверны, к давлению нагнетания P_0 , Па, под действием которого каверна возникает и растет; ρ – плотность жидкости, кг/м³; P_k – давление в каверне, Па.

Для определения размаха колебаний давления [1], записывалось уравнение баланса жидкости в отклонениях для выделенного объема жидкости (в котором находится оторвавшаяся часть кавитационной каверны) с последующей линеаризацией уравнения, несмотря на то, что колебания давления в системе за кавитационным генератором заметно отличаются от гармонических. Далее вводились в рассмотрение отношение комплексных амплитуд колебаний давления и расхода, представляющие собой импедансы гидравлических систем до и после выделенного объема жидкости с кавитационной полостью, и после их определения была получена формула для расчетов амплитуд давления в виде

$$|\delta P_1| = \rho \cdot v_{кр}^2 (2\pi)^2 Sh_m^2 \frac{I_\partial}{\sqrt{1 + \frac{(2\pi)^2 \cdot v_{с.кр}^2 \cdot I_\partial^2 \cdot F_2^2}{l_k^2 \cdot c^2}}} \cdot \frac{|\delta V_k|}{l_k^2}, \text{ м} \quad (3)$$

где Sh_m – число Струхаля

$$Sh_m = \sqrt{1 - \sqrt{1 - P_1/P_0}} - \frac{1}{\sqrt{\mu}} \left(1 - \sqrt{1 - P_1/P_0}\right); \quad (4)$$

I_δ – коэффициент инерционного сопротивления участка диффузора генератора колебаний, расположенного между новой оседлой каверной и выходом из диффузора, который определяется по формуле

$$I_\delta = \frac{1}{\pi \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}} \cdot \left[\frac{1}{r_{kp} + l_k \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}} - \frac{1}{r_{kp} + l_d \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}} \right]; \quad (5)$$

F_2 – площадь выходного сечения диффузора генератора, м^2 ; l_d – осевая длина диффузора генератора, м ; δV_k – амплитуда колебаний объема каверны, которая определяется с учетом того, что её объем равен максимальному объему оседлой кавитационной каверны в момент её отрыва, м^3

$$|\delta \bar{V}_k| = \frac{\pi l_k}{2} \left[3r_{kp}^2 (1 - \mu) + 3r_{kp}^2 l_k \left(\operatorname{tg} \frac{\beta}{2} - \operatorname{tg} \frac{\alpha}{2} \right) + l_k^2 \left(\operatorname{tg}^2 \frac{\beta}{2} - \operatorname{tg}^2 \frac{\alpha}{2} \right) \right], \quad l_k \leq l_d, \quad (6)$$

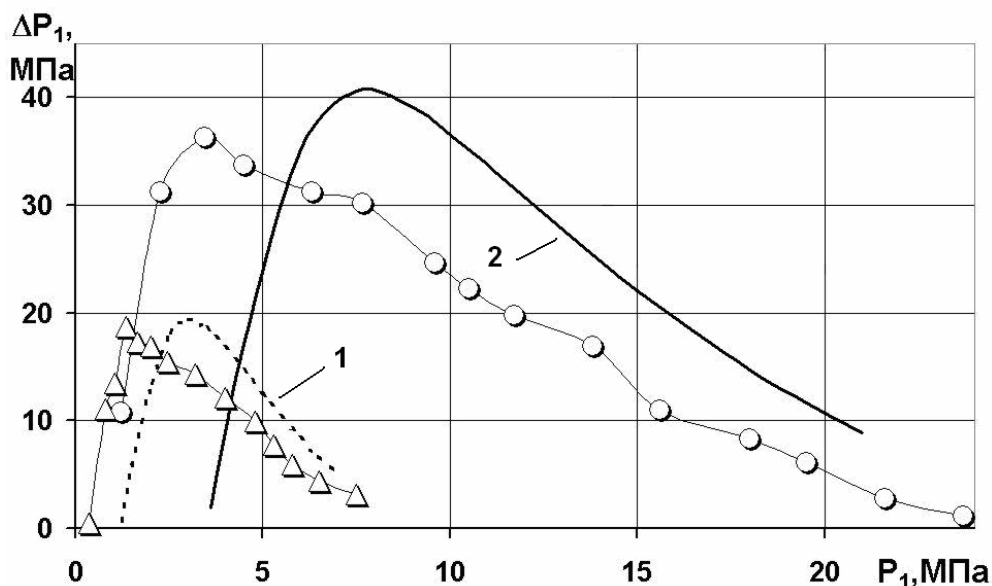
l_k , м – длина кавитационной полости определяется по формуле

$$l_k = \frac{r_{kp}}{\operatorname{tg} \frac{\beta}{2}} \cdot \left(\sqrt{\frac{\mu}{1 - \sqrt{1 - P_1/P_0}}} - 1 \right); \quad (7)$$

α – угол расширения струи жидкости, град; c – скорость звука, м/с .

При решении тестовой задачи формула (3) с учетом выражений (2, 4 - 7) дает удовлетворительное согласование расчетных и экспериментальных значений амплитуд колебаний на выходе из генератора с геометрическими и режимными параметрами ($\beta = 20^\circ$, $r_{kp} = 7 \cdot 10^{-3}$ м , $l_d = 1,3 \cdot 10^{-2}$ м , $D = 5,6 \cdot 10^{-2}$ м , $\mu = 0,95$ при давлении нагнетания $P_0 = 3,0$ МПа), приведенными в работе [1].

Однако расчеты, выполненные для кавитационного генератора с геометрическими параметрами $\beta = 20^\circ$, $r_{kp} = 1,25 \cdot 10^{-3}$ м , $l_d = 2,13 \cdot 10^{-2}$ м , $D = 1 \cdot 10^{-2}$ м , указали на заметное расхождение теоретических и экспериментальных зависимостей размаха колебаний давления ΔP_1 от давления подпора P_1 , как это видно из рис. 2.



1 (расчёт) и Δ (эксперимент) при $P_0 = 10$ МПа; 2 (расчёт) и \circ (эксперимент) при $P_0 = 30$ МПа
 Рис. 2 – Зависимости размаха колебаний ΔP_1 от давления подпора P_1

Из сопоставления этих зависимостей видно, что теоретические значения пульсаций по сравнению с экспериментальными данными завышены $\approx 5 - 20\%$, а их максимальные значения сдвинуты в сторону увеличения давления подпора \approx на 2 МПа для давления нагнетания $P_0 = 10$ МПа и на 5 МПа для $P_0 = 30$ МПа.

На взгляд автора, это связано с тем, что приведенные расчетные формулы были получены на базе анализа экспериментальных исследований колебаний, возбуждаемых генераторами, диаметры критических сечений которых были значительно большими (а, следовательно, и расходы) диаметра исследуемого малорасходного генератора с $d_{кр} = 2,5 \cdot 10^{-3}$ м. Обстоятельства, которые вызывают расхождения в расчетных и экспериментально полученных зависимостях размаха ΔP_1 от подпора P_1 , были изучены при анализе результатов экспериментального исследования характеристик этого генератора.

Было установлено, что независимо от величины давления подачи жидкости на вход генератора, режим кавитационного течения жидкости в нем возникает при значениях давления подпора P_1 от $0,01 P_0$ до $0,015 P_0$ и прекращается при достижении P_1 от $0,85 P_0$ до $0,9 P_0$. В формулах по определению частоты следования импульсов (1), длины кавитационной полости (7) и модифицированного числа Струхала (4) входит подкоренное выражение $\sqrt{1 - P_1/P_0}$, т.е. считается, что кавитационный режим течения жидкости прекращается при достижении граничного значения $P_1 / P_0 = 1$ ($P_0 = P_1$), когда течение жидкости отсутствует. Снижение граничного значения P_1 / P_0 обусловлено потерями полного давления при внезапном расширении потока жидкости за кавитационной каверной и потерями по длине трубопровода.

Как показали автономные испытания генератора, кавитационно-срывное течение жидкости за ним прекращается при $P_1/P_0 \approx 0,88$. Следовательно, в расчетах подкоренное выражение $\sqrt{1 - P_1/P_0}$ следует поменять на выражение $\sqrt{0,88 - P_1/P_0}$. Исходя из вышеизложенного, выражения для определения час-

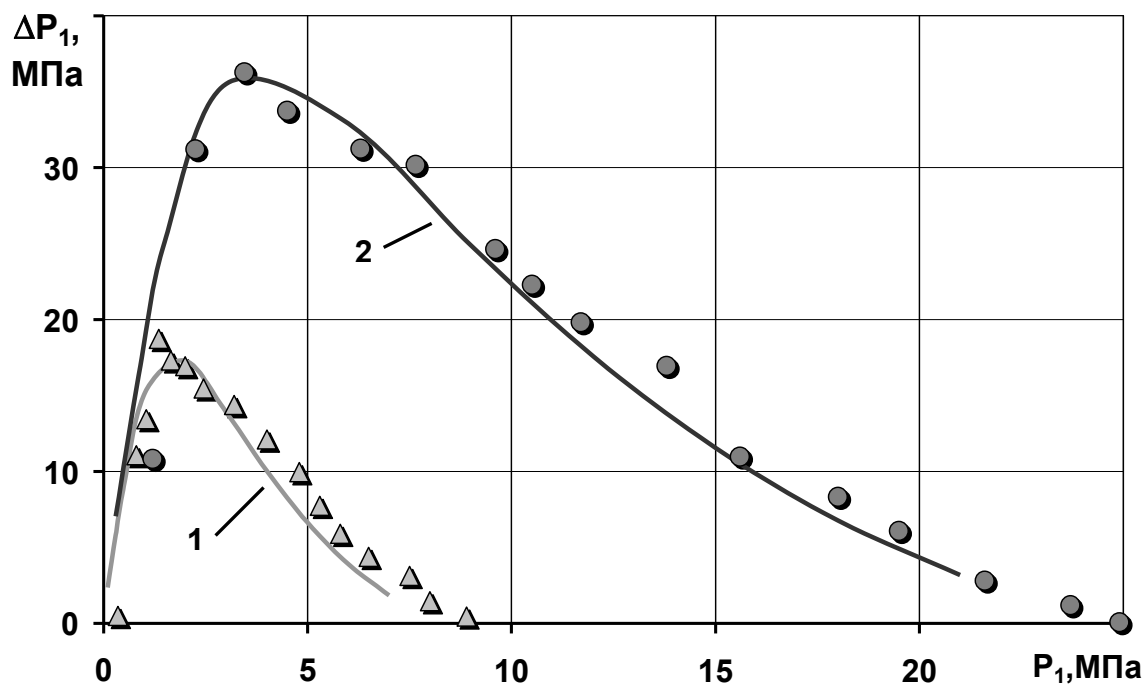
тоты, длины кавитационной полости и модифицированного числа Струхала приобретают вид:

$$f = \frac{v_{кр} \cdot \operatorname{tg} \frac{\beta}{2}}{r_{кр} \sqrt{\mu}} \cdot \left(1 - \sqrt{0,88 - P_1/P_0}\right), \quad (8)$$

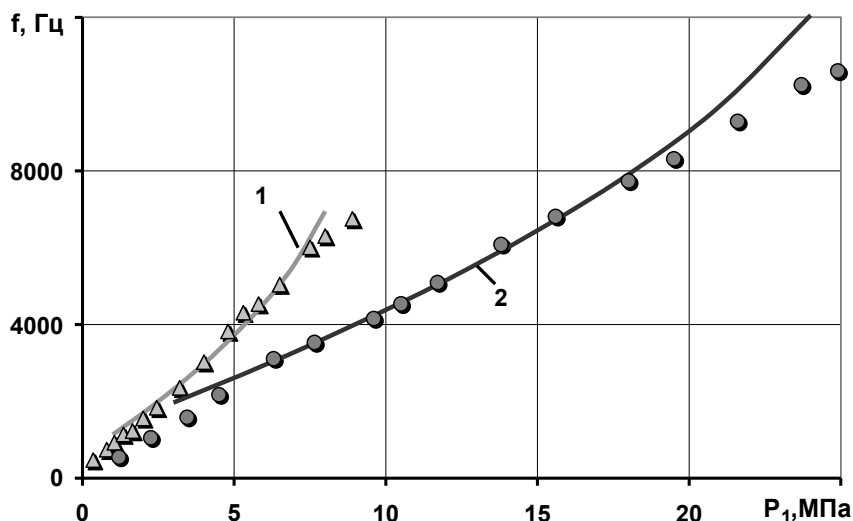
$$l_k = \frac{r_{кр}}{\operatorname{tg} \frac{\beta}{2}} \cdot \left(\sqrt{\frac{\mu}{1 - \sqrt{0,88 - P_1/P_0}}} - 1 \right), \quad (9)$$

$$Sh_m = \sqrt{1 - \sqrt{0,88 - P_1/P_0}} - \frac{1}{\sqrt{\mu}} \left(1 - \sqrt{0,88 - P_1/P_0}\right). \quad (10)$$

Использование в расчетах зависимостей (8-10) при определении размаха кавитационных автоколебаний давления (3) и их частоты от давления подпора позволило получить удовлетворительное согласование с экспериментальными данными, как показано рис. 3 и 4.



1 (расчёт) и \blacktriangle (эксперимент) при $P_0 = 10$ МПа; 2 (расчёт) и \bullet (эксперимент) при $P_0 = 30$ МПа
Рис. 3 – Зависимости размаха колебаний ΔP_1 от давления подпора P_1



1 (расчёт) и Δ (эксперимент) при $P_0 = 10$ МПа; 2 (расчёт) и \circ (эксперимент) при $P_0 = 30$ МПа
 Рис. 4 – Зависимости частоты колебаний f от давления подпора P_1

Из рассмотрения рисунков видно, что с ростом давления подпора P_1 частота f растет практически по линейному закону. Характер зависимости размаха колебательной величины ΔP_1 от давления подпора P_1 нелинейный. При фиксированном значении давления подпора P_1 увеличение давления на входе P_0 приводит к снижению частоты f . Так, при значении давления подпора $P_1 = 5,0$ МПа с ростом давления нагнетания P_0 от 10,0 до 30,0 МПа частота кавитационных автоколебаний падает с ≈ 4000 до ≈ 2200 Гц. Увеличение давления на входе P_0 приводит к росту размаха ΔP_1 колебательной величины давления. При давлениях на входе $P_0 = 10$ и 30 МПа максимальные значения размаха $\Delta P_1 = 18,7$; и 36,3 МПа наблюдаются при давлениях подпора $P_1 \approx 1,4$; и 3,5 МПа соответственно. В то же время установлена тенденция снижения относительных значений $\Delta P_1 / P_0$ с увеличением давления нагнетания P_0 , так при $P_0 = 10$ МПа $\Delta P_1 / P_0 \approx 1,8$, а при $P_0 = 30$ МПа $\Delta P_1 / P_0 \approx 1,2$.

Вышеизложенное позволяет сформулировать следующие выводы:

- математическая модель В.В. Пилипенко, нестационарного кавитационного течения жидкости, скорректирована автором статьи путём изменения верхнего граничного значения отношения P_1 / P_0 с единицы на 0,88, установленного на основании проведенных экспериментальных исследований параметров малорасходного высоконапорного кавитационного генератора.

- несмотря на сложную гидродинамическую картину течения в проточной части кавитационного генератора и трудности ее математического описания, получено удовлетворительное согласование расчетных и экспериментальных данных. Это позволит в дальнейшем значительно сократить объем экспериментальных исследований по определению динамических характеристик погружных малорасходных кавитационных генераторов для обеспечения повышения эффективности предварительного увлажнения угольных пластов и борьбы с вредными явлениями в шахтах.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Пилипенко, В.В. Кавитационные автоколебания / В.В. Пилипенко. – К.: Наук. думка, 1989. – 316 с.

Канд. техн. наук Л. Л. Бачурин
(КИИ ДонНТУ),
д-р техн. наук В. Н. Ревва
(ИФГП НАНУ)

ОБОСНОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ НАЧАЛЬНОЙ МИКРОТРЕЩИНЫ ДЛЯ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ТРЕЩИНОСТОЙКОСТИ ПЕСЧАНИКОВ СПОСОБОМ РАЗРЫВА ДИСКОВЫХ ОБРАЗЦОВ

Описано підхід до оцінки характерного розміру поверхневого дефекту (умовної мікротріщини) для визначення тріщиностійкості пісковиків способом відцентрового розриву дискових зразків без штучних надрізів або тріщин. Представлено результати моделювання розвитку тріщини у дискових породних зразках.

GROUND OF PARAMETERS OF INITIAL MYKRO-QRACK FOR DETERMINATION OF CRACK-STEADFAMS SANDSTONES BY METHOD OF BREAK OF DISK STANDARDS

Approach to estimation of characteristic size of superficial defect (conditional микротрещины) for determination of treschynostoykosty sandstones by the method of centrifugal break of disk standards without artificial incisions or cracks is described. The results of design of development of crack in disk pedigree standards are represented.

Одним из способов определения характеристик трещиностойкости горных пород с использованием керновых образцов является схема центробежного разрыва диска с отверстием под действием прилагаемого к внутренней поверхности давления [1, 2]. Способ разработан в Институте физики горных процессов НАН Украины и предназначен для определения эффективной поверхностной энергии (ЭПЭ) при прогнозе выбороопасности песчаников по ЭПЭ.

При разработке методики испытания образцов по данному способу было высказано предположение, что с учетом первоначально дефектной структуры горных пород можно обойтись без формирования стартового надреза (пропила) на поверхности образца для инициации трещины. Очевидно, что если в материале образца изначально существуют произвольно расположенные микротрещины, при нагружении происходит их дальнейшее развитие, сгущение в зоне наибольшей концентрации напряжений, объединение в магистральную эффективную трещину и дальнейшее её распространение вплоть до полного разрушения. В целом описанная картина соответствует представлениям о стадиях хрупкого разрушения микродефектных материалов и, в частности, горных пород [3].

В то же время подавляющее большинство разновидностей образцов, используемых при определении характеристик трещиностойкости материалов, имеют пропилены, либо искусственные трещины, к геометрии и тщательности подготовки которых предъявляются повышенные требования. Как показано в работах [4, 5], эти требования применительно к горным породам не лишены ряда недостатков, поскольку принятие пропила или надреза в качестве трещины является весьма грубым допущением для пород мелкозернистой структуры.

Разработанный авторами способ определения трещиностойкости горных пород, в отличие от применяющихся в настоящее время способов, обеспечивает