

УДК 539.3

## РАСЧЕТ ПРОЧНОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОЛОНН НА ПОВТОРНЫЙ ПРОДОЛЬНЫЙ УДАР

Н. Н. Белов, Н. Т. Югов, Д. Г. Копаница,  
О. В. Кабанцев, А. А. Югов, А. Н. Овечкина

Томский государственный архитектурно-строительный университет, 634003 Томск  
E-mail: Yugalex@sibmail.com

Представлены результаты экспериментальных исследований моделей железобетонных колонн на копровой установке при повторном продольном ударе. Анализ прочности моделей колонн проведен на основе сопоставления данных эксперимента с результатами математического моделирования.

Ключевые слова: удар, разрушение, железобетон, математическое моделирование.

Характерной картиной разрушения зданий с железобетонным каркасом при сейсмических воздействиях является разрушение бетонного тела колонны с потерей устойчивости продольной арматуры — выпучивание арматурных стержней в разных направлениях, в результате чего происходит обрушение конструкции либо здания в целом.

На рис. 1 приведена картина разрушения средней железобетонной колонны первого этажа здания комбината бытового обслуживания в пос. Горячие Ключи (о-в Итуруп) в результате землетрясения силой 7,9 баллов, произошедшего 4 октября 1994 г. Видны раздробленная верхняя часть бетонной колонны и потерявшая устойчивость рабочая арматура, выпучивание которой произошло из-за недостаточного поперечного армирования.



Рис. 1. Разрушение средней сборной железобетонной колонны первого этажа здания комбината бытового обслуживания в пос. Горячие Ключи (о-в Итуруп) в результате землетрясения силой 7,9 баллов

В основу сейсмического расчета конструкций каркаса могут быть положены результаты исследований, полученные для моделей отдельных элементов. При этом необходимо учитывать, что в процессе сейсмического воздействия элементы каркаса подвергаются неоднократному ударно-волновому нагружению. В данной работе расчетно-экспериментальным методом проведен анализ разрушения моделей бетонных и железобетонных колонн при повторном продольном ударе. Экспериментальные исследования действия повторных ударных нагрузок проведены на копровой установке. Одновременное проведение лабораторных экспериментов и математического моделирования позволяет провести более полный анализ результатов испытаний и дать им верную физическую интерпретацию.

В [1, 2] предложена математическая модель, позволяющая рассчитывать процессы деформирования и разрушения в пористой высокопрочной керамике в условиях высокоскоростного удара и взрыва. Разрушение рассматривается как процесс образования, роста и слияния микродефектов под действием напряжений, возникающих в процессе нагружения. В рамках модели, предложенной в [2–4], проведен расчет разрушения хрупких материалов при неоднократном ударном нагружении с целью исследования механизмов измельчения частиц при получении субмикронных порошков тугоплавких соединений в пневмоциркуляционном аппарате. В [5] эта модель использована для расчета динамической прочности бетона.

**1. Экспериментальные исследования.** Железобетонные колонны размером  $10 \times 10 \times 100$  см выполнены из бетона класса В35 и армированы каркасом. Использовалась продольная арматура класса А-III диаметром 10 мм и поперечная арматура класса Вр-I диаметром 5 мм с шагом 15 см. Конструкции устанавливались вертикально на стальной платформе. Падающий груз воздействовал на верхнюю грань через стальную распределительную пластину толщиной 2 см. В экспериментах масса падающего груза изменялась от 225 до 500 кг. Высота падения груза варьировалась от 35 до 70 см. На оголовок колонны устанавливалась стальная плита, принимающая удар падающего груза, в которой располагался измерительный блок. Измерения проведены 32-канальным приемно-измерительным комплексом в реальном масштабе времени. Определение частотно-временных параметров колонн осуществлялось на персональном компьютере с использованием сертифицированной программы “ASTtest”. Анализ спектра мощности и акселерограмм колебаний позволил выявить все стадии деформированного состояния, от упругой до разрушения конструкции.

Первый удар груза массой 225 кг, падающего с высоты 35 см, видимых повреждений в бетонных колоннах не вызвал. Картины разрушения после второго удара приведены на рис. 2. Обнаружено разрушение двух типов. В одном случае зона разрушения образовывалась в верхней части бетонной колонны и составляла около  $1/10$  высоты. Продольный удар вызвал симметричное разрушение оголовка колонны (рис. 2, а). В другом случае область разрушения распространилась на  $1/3$  высоты образца, произошел скол оголовка (рис. 2, б).

На рис. 3 представлены картины разрушения в железобетонной колонне после первого и второго ударов груза массой 275 кг. Высота падения груза 70 см. Вблизи верхнего оголовка колонны с одной стороны произошел скол части бетона, в результате чего оголились продольные арматурные стержни. После второго удара бетонное тело оголовка колонны разрушилось и произошло выпучивание продольных арматурных частей в разных направлениях.

**2. Математическое моделирование.** В расчетах действие падающего груза на торцевую поверхность призмы моделировалось заданием скорости стальной пластины:

$$u = u_0(1 - t/T).$$

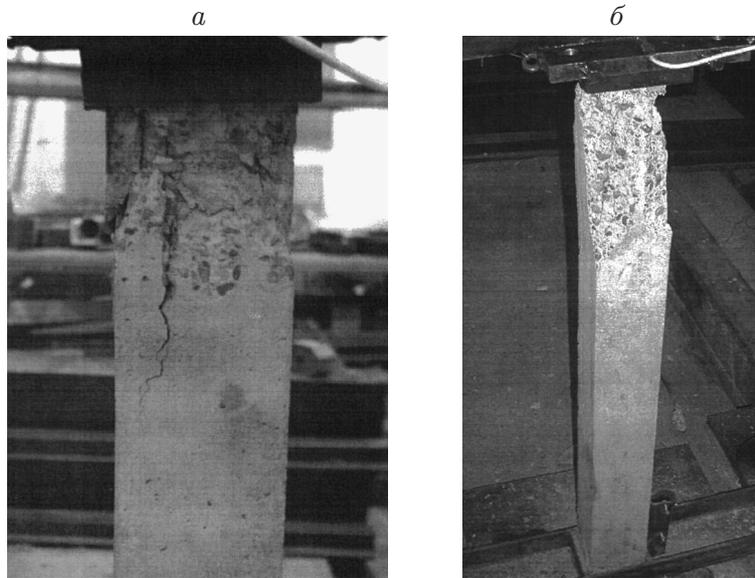


Рис. 2. Картины разрушения в бетонных колоннах после второго удара груза массой 225 кг, падающего с высоты 35 см:  
*a* — разрушение первого типа; *б* — разрушение второго типа

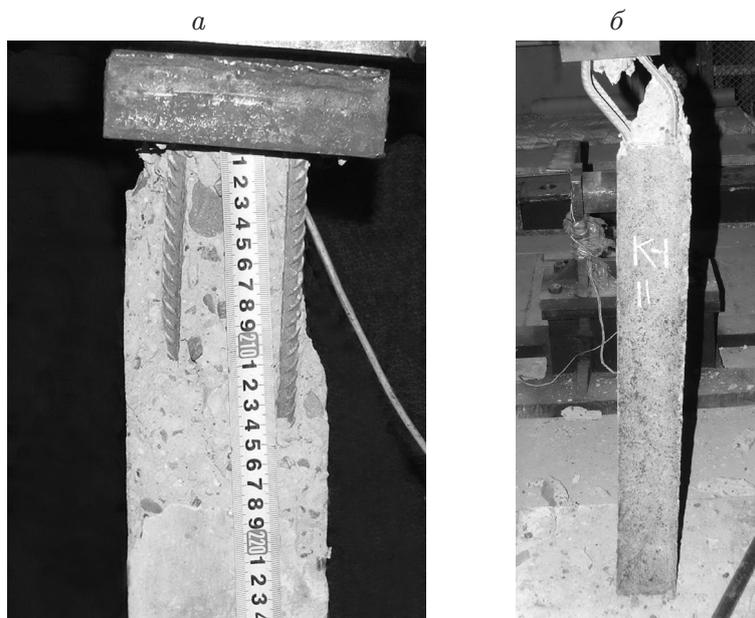


Рис. 3. Разрушение железобетонной колонны после первого (*a*) и второго (*б*) ударов груза массой 275 кг, падающего с высоты 70 см

Считая, что на поверхности раздела материалов сталь — бетон давление изменяется с течением времени по треугольному закону, из второго закона Ньютона

$$\frac{m}{S_1} \frac{du}{dt} = P_0 \left(1 - \frac{t}{T}\right)$$

можно определить время действия нагрузки  $T$ :

$$T = \frac{2m}{S_1} \frac{V_0}{P_0}.$$

Здесь  $m$  — масса падающего груза;  $S_1$  — площадь поперечного сечения призмы;  $V_0 = \sqrt{2gh}$  — скорость падения груза;  $h$  — высота падения. Значения давления  $P_0$  и массовой скорости  $u_0$  на поверхности раздела сталь — бетон можно вычислить графическим методом, используя ударные адиабаты стали и бетона [6, 7].

Бетон содержит большое количество концентраторов напряжений (пор, границ зерен, трещин), разрушение на которых начинается в области упругого деформирования. Микроразрушения в бетоне могут появиться при сжатии под действием касательных напряжений, что приводит к резкому уменьшению сопротивления разрушению.

Неоднородная пористая среда моделируется как двухкомпонентный материал, состоящий из твердой фазы (матрицы) и включений (пор). Предполагается, что форма пор близка к сферической, а функция распределения их по размерам такова, что можно ввести общий для всего ансамбля пор характерный размер  $a_0$ . Удельный объем пористой среды  $v$  можно представить в виде суммы удельного объема материала матрицы  $v_m$ , удельного объема пор  $v_p$  и удельного объема  $v_c$ , образующегося при раскрытии трещин:  $v = v_m + v_p + v_c$ . Пористость материала характеризуется относительным объемом пустот  $\xi = \xi_p + \xi_c$  либо параметром  $\alpha = v/v_m$  ( $\xi_p = v_p/v$ ,  $\xi_c = v_c/v$  — относительные объемы пор и трещин соответственно [2, 5–7]). Эти параметры связаны зависимостью  $\alpha = 1/(1 - \xi)$ .

Система уравнений, описывающих движение пористой упругопластичной среды, имеет вид

$$\begin{aligned} \frac{d}{dt} \int_V \rho dV = 0, \quad \frac{d}{dt} \int_V \rho \mathbf{u} dV = \int_S \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} dS, \quad \frac{d}{dt} \int_V \rho E dV = \int_S \mathbf{n} \cdot \boldsymbol{\sigma} \cdot \mathbf{u} dS, \\ e = \frac{s^J}{2\mu} + \lambda s, \quad s : s = \frac{2}{3} \sigma_T^2, \quad p = \frac{\rho_0}{\alpha} \left( \gamma_0 \varepsilon + \frac{c_0^2 (1 - \gamma_0 \eta / 2) \eta}{(1 - S_0 \eta)^2} \right), \end{aligned} \quad (2.1)$$

где  $t$  — время;  $V$  — область интегрирования;  $S$  — граница области интегрирования;  $\mathbf{n}$  — единичный вектор внешней нормали;  $\rho$  — плотность;  $\boldsymbol{\sigma} = -pg + s$  — тензор напряжений;  $s$  — девиатор тензора напряжений;  $p$  — давление;  $g$  — метрический тензор;  $\mathbf{u}$  — вектор скорости;  $E = \varepsilon + \mathbf{u} \cdot \mathbf{u} / 2$  — удельная полная энергия;  $\varepsilon$  — удельная внутренняя энергия;  $e = d - (d : g)g/3$  — девиатор тензора скоростей деформаций;  $d = (\nabla \mathbf{u} + \nabla \mathbf{u}^T)/2$  — тензор скоростей деформаций;  $s^J = \dot{s} + s \cdot \boldsymbol{\omega} - \boldsymbol{\omega} \cdot s$  — производная девиатора тензора напряжений в смысле Яуманна — Нолла;  $\mu = \mu_0(1 - \xi)[1 - (6\rho_0 c_0^2 + 12\mu_0)\xi / (9\rho_0 c_0^2 + 8\mu_0)]$  — модуль сдвига;  $\sigma_T = \{\sigma_{\min} + (\sigma_{\max} - \sigma_{\min})kp / [(\sigma_{\max} - \sigma_{\min}) + kp]\} / \alpha$  — предел текучести;  $\boldsymbol{\omega} = (\nabla \mathbf{u}^T - \nabla \mathbf{u})/2$  — тензор вихря;  $\rho_0, c_0, \mu_0, \sigma_{\min}, \sigma_{\max}, k, S_0, \gamma_0$  — константы материала матрицы;  $\eta = 1 - \rho_0 v / \alpha$ . Параметр  $\lambda$  исключается с помощью условия текучести.

Для замыкания системы (2.1) необходимы уравнения, описывающие изменение параметра  $\alpha$  при растяжении и сжатии. Разрушение хрупких материалов обусловлено главным образом возникновением и ростом микротрещин. Максимальное упругое полураскрытие монетообразной трещины под действием растягивающего напряжения, перпендикулярного плоскости трещины, определяется из соотношения

$$\delta = -2(1 - \nu)Rp_m / (\pi\mu_0),$$

где  $\nu$  — коэффициент Пуассона;  $R$  — радиус трещины;  $p_m = \alpha p$  — давление в материале матрицы. Предполагая, что при раскрытии трещины ее берега образуют эллипсоид вращения с полуосями  $\delta$ ,  $R$ ,  $R$ , найдем объем трещины

$$V_c = -8(1 - \nu)R^3\alpha p / (3\mu_0). \quad (2.2)$$

Пусть в процессе нагружения новые трещины не образуются, а деформирование материала сопровождается ростом изначально существующих трещин с характерным размером  $R$ . Тогда из (2.2) следует

$$\xi_c = -8(1 - \nu)N_0R^3\alpha p / (3\mu_0) \quad (2.3)$$

( $N_0$  — число трещин в единице объема). Считая, что до начала фрагментации поврежденного трещинами материала объем пор остается неизменным и равен  $\xi_0$ , имеем

$$\xi_c = \xi - \xi_0 = (\alpha - \alpha_0) / (\alpha_0\alpha). \quad (2.4)$$

Подставляя (2.4) в (2.3), окончательно получаем

$$p = -\frac{3\mu_0(\alpha - \alpha_0)}{8(1 - \nu)N_0\alpha_0R^3\alpha^2}. \quad (2.5)$$

Из уравнения (2.5) следует, что с увеличением радиуса трещины рост несплошностей происходит быстрее. Скорость увеличения размера трещины определяется уравнением

$$\dot{R}/R = F_1 + F_2,$$

где  $F_1 = (\alpha s_i - s_*) / \eta_1$  при  $\alpha s_i > s_*$ ,  $F_1 = 0$  при  $\alpha s_i \leq s_*$ ;  $F_2 = (|\alpha p| - p_*) / \eta_2$  при  $p < 0 \wedge |\alpha p| > p_*$ ,  $F_2 = 0$  при  $p \geq 0 \vee |\alpha p| \leq p_*$ ;  $s_i = \sqrt{(3/2)s : s}$ ;  $s_* = s_{01}(1 - R/R_*)$ ;  $p_* = (1 - R/R_*)$ ;  $R_* = \beta / \sqrt[3]{N_0}$ ;  $s_{01}$ ,  $\eta_1$ ,  $\eta_2$ ,  $\beta$  — константы материала.

Из третьего уравнения в (2.1) и (2.5) получаем уравнение для определения параметра  $\alpha$  при упругом деформировании бетона:

$$\left( \gamma_0 \varepsilon \rho_0 + \frac{\rho_0 c_0^2 (1 - \gamma_0 \eta / 2) \eta}{(1 - S_0 \eta)^2} \right) + \frac{3\mu_0(\alpha - \alpha_0)}{8(1 - \nu)N_0\alpha_0R^3\alpha^2} = 0.$$

В случае достаточно пластичных материалов слияние микротрещин происходит в результате их непосредственного соприкосновения. Расчеты системы упругих трещин показывают, что их взаимодействие и слияние имеют место при расстоянии между ближайшими их концами порядка двух-трех размеров трещин [8]. Это критическое расстояние зависит от размера зоны вокруг трещины, где существенна концентрация напряжений. Построение количественной модели слияния микродефектов вплоть до образования микроскопических фрагментов является сложной задачей. Предполагается, что слияние микротрещин начинается, когда их характерный размер  $R$  при постоянном числе трещин в единице объема  $N_0$  достигает критического значения  $R_* = \beta / \sqrt[3]{N_0}$ . Процесс фрагментации поврежденного трещинами материала и поведение разрушенного материала описываются в рамках модели пористой упругопластичной среды. Система (2.1) замыкается уравнениями, связывающими давление  $p$  и пористость  $\alpha$ :

— при сжатии ( $p \geq (2/3)\sigma_T \ln(\alpha/(\alpha - 1))$ ):

$$\gamma_0 \varepsilon \rho_0 + \frac{\rho_0 c_0^2 (1 - \gamma_0 \eta / 2) \eta}{(1 - S_0 \eta)^2} - \frac{2}{3} \sigma_T \ln \left( \frac{\alpha}{\alpha - 1} \right) = 0;$$

— при разгрузке ( $p \leq -a_s \ln(\alpha/(\alpha - 1))$ ):

$$\gamma_0 \varepsilon \rho_0 + \frac{\rho_0 c_0^2 (1 - \gamma_0 \eta / 2) \eta}{(1 - S_0 \eta)^2} + a_s \ln \left( \frac{\alpha}{\alpha - 1} \right) = 0.$$

Фрагментация поврежденного трещинами материала, подвергнутого воздействию растягивающих напряжений, происходит, когда относительный объем пустот достигает критического значения  $\xi_* = (\alpha_* - 1)/\alpha_*$ . Если поврежденный трещинами материал подвергнут воздействию сжимающих напряжений, то критерием фрагментации является предельное значение интенсивности пластических деформаций

$$e_u = (\sqrt{2}/3)\sqrt{3T_2 - T_1^2}$$

( $T_1, T_2$  — первый и второй инварианты тензора деформаций соответственно). При растяжении фрагментированный материал описывается как порошок, движение которого происходит в соответствии с уравнениями среды, свободной от напряжений [9, 10].

При расчете прочности железобетонных колонн на взрывные и ударные нагрузки возникают трудности вычислительного характера. Сопоставляя реальные размеры колонны с диаметрами армирующих ее стержней, можно сделать вывод, что при учете реального армирования необходимо выбирать достаточно мелкие шаги как по пространству, так и по времени интегрирования. Для уменьшения объема вычислений в расчетную схему вносится следующее изменение: армирующий стержень с прилегающим к нему бетоном заменяется упругопластичной средой, представляющей собой гомогенную двухфазную смесь стали и бетона, начальная плотность которой  $\rho_{0жб}$  определяется по формуле

$$\rho_{0жб} = \nu_1\rho_{0с} + \nu_2\rho_{0б}.$$

Здесь  $\nu_1, \nu_2, \rho_{0с}, \rho_{0б}$  — начальные объемные концентрации и плотности стали и бетона ( $\nu_1 + \nu_2 = 1$ ). Таким образом, цилиндрический стальной стержень диаметром  $d$  заменяется четырехгранной призмой из указанной смеси с площадью сечения  $S_2$ .

Объемные концентрации определяются через площади, занятые сталью и бетоном, в сечении, перпендикулярном направлению стержня:

$$\nu_1 = \pi d^2/(4S_2), \quad \nu_2 = 1 - \nu_1.$$

Уравнение состояния железобетона (смеси) имеет вид

$$p_m = \frac{\rho_{0жб}c_{0mix}^2(1 - \gamma_{mix}\eta/2)}{(1 - S_{0mix}\eta)^2} + \gamma_{mix}\rho_{0жб}\varepsilon,$$

где  $\eta = 1 - \rho_{0жб}v$ ;  $v$  — удельный объем смеси;  $\gamma_{mix}$  — коэффициент Грюнайзена;  $v_{0жб} = 1/\rho_{0жб}$ .

Коэффициенты  $c_{0mix}$  и  $S_{0mix}$  линейной зависимости скорости ударной волны  $D$  в смеси от массовой скорости  $u$   $D = c_{0mix} + S_{0mix}u$  определяются через ударные адиабаты компонентов смеси:

$$D_i = c_{0i} + S_{0i}u_i \quad (i = 1, 2).$$

В переменных  $v_m, p_m$  уравнение ударной адиабаты смеси имеет вид

$$v_m(p_m) = \sum_{i=1}^2 \left\{ v_{0i} - \frac{1}{p_m} \left[ \frac{c_{0i}}{S_{0i}} \left( \sqrt{\frac{S_{0i}p_m}{\rho_{0i}c_{0i}^2} + \frac{1}{4} - \frac{1}{2}} \right) \right]^2 \right\} m_i.$$

Используя для смеси соотношения на ударной волне

$$D = v_{0жб}\sqrt{p_m/(v_{0жб} - v_m(p_m))}, \quad u = \sqrt{p_m(v_{0жб} - v_m(p_m))},$$

можно построить зависимость скорости ударной волны от массовой скорости и определить коэффициенты  $c_{0mix}$  и  $S_{0mix}$ .

Коэффициент Грюнайзена  $\gamma_{\text{mix}}$  для смеси определяется через коэффициенты Грюнайзена компонентов  $\gamma_{0i}$ :

$$\frac{v_{0\text{жб}}}{\gamma_{\text{mix}}} = \sum_{i=1}^2 \frac{m_i v_{0i}}{\gamma_{0i}}.$$

Модуль сдвига смеси  $\mu_{0\text{mix}}$  и предел текучести  $\sigma_{\text{Tmix}}$  определяются по формулам

$$\mu_{0\text{mix}} = 1/(\nu_1/\mu_{01} + \nu_2/\mu_{02}), \quad \sigma_{\text{Tmix}} = m_1\sigma_{\text{T1}} + m_2\sigma_{\text{T2}},$$

где  $m_i = \nu_i\rho_{0i}/\rho_{0\text{жб}}$  — массовые концентрации стали ( $i = 1$ ) и бетона ( $i = 2$ ) в армированном слое бетона;  $\mu_{0i}$ ,  $\sigma_{\text{T}i}$  ( $i = 1, 2$ ) — модули сдвига и пределы текучести компонентов смеси соответственно.

**3. Результаты расчетов.** С использованием изложенной выше модели проведен расчет прочности моделей железобетонных колонн при продольном повторном ударе груза массой 275 кг, падающего с высоты 70 см.

При математическом моделировании для выявления влияния расположения поперечной арматуры на характер разрушения железобетонных колонн при повторном ударном нагружении рассматривалось два варианта армирования. В первом варианте расстояние  $l$  между поперечными стержнями составляло 15 см, во втором — 8 см.

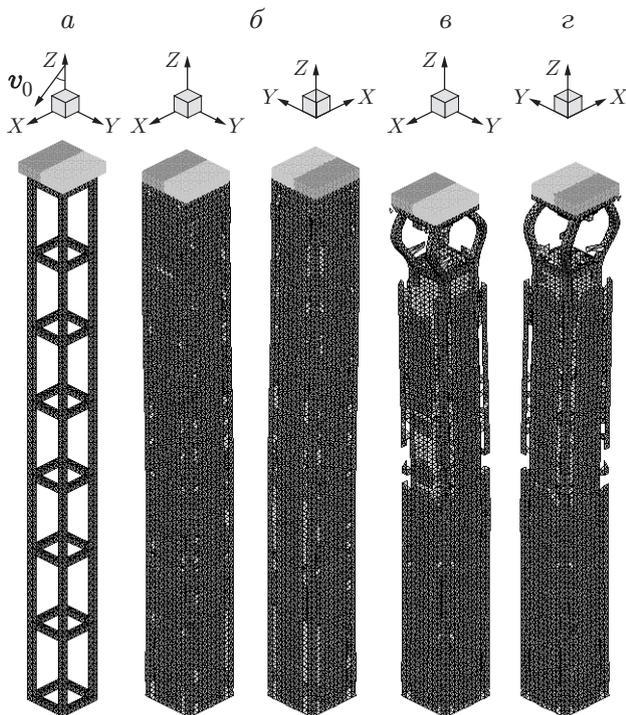


Рис. 4

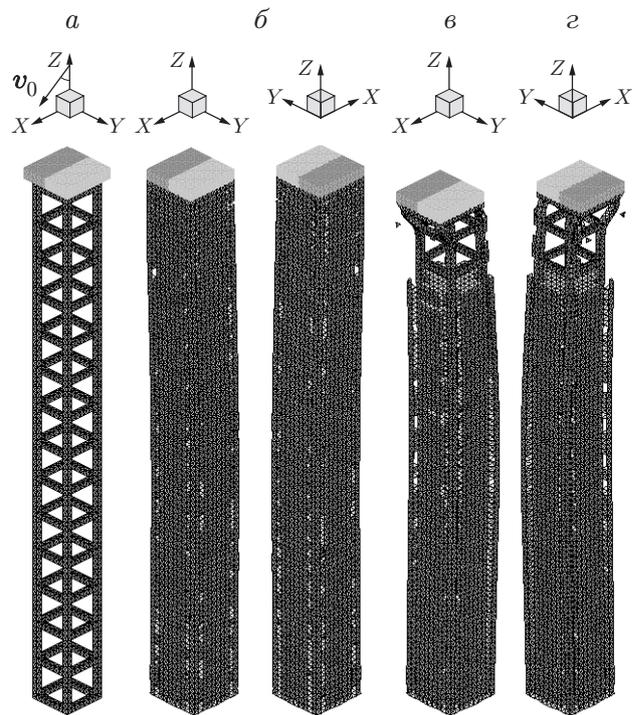


Рис. 5

Рис. 4. Конфигурации арматуры и колонны после первого и второго ударов при  $l = 15$  см:

$a$  — конфигурация арматурного каркаса;  $b$  — армированная колонна;  $v$ ,  $z$  — формы разрушения ( $v$  — после первого удара;  $z$  — после второго удара)

Рис. 5. Конфигурации арматуры и колонны после первого и второго ударов при  $l = 8$  см (обозначения те же, что на рис. 4)

Материал	$\rho_0$ , г/см <sup>3</sup>	$\mu_0$ , ГПа	$c_0$ , см/мкс	$\gamma_0$	$S_0$	$\sigma_{\min}$ , ГПа	$\alpha_0$	$a_s$ , ГПа	$\xi_*$	$e_u^*$
Бетон	2,20	17,00	0,233	2	1,51	0,0077	1,0100	0,042	0,013	0,15
Сталь	7,85	82,00	0,457	2	1,49	0,6000	1,0006	0,290	0,300	1,00
Смесь:										
$\nu_1 = 0,200$	3,33	2,10	0,258	2	1,50	0,1300	1,0037	0,086	0,060	0,20
$\nu_1 = 0,330$	4,08	2,52	0,278	2	1,49	0,2100	1,0025	0,150	0,198	0,33
$\nu_1 = 0,785$	6,64	7,35	0,350	2	1,50	0,2600	1,0010	0,170	0,236	0,78

Конфигурации арматурного каркаса для обоих вариантов расчета приведены на рис. 4, 5. Продольные арматурные стержни моделировались упругопластичной смесью стали и бетона с объемными концентрациями  $\nu_1 = 0,785$ ,  $\nu_2 = 0,215$  соответственно, а поперечные арматурные стержни — аналогичной смесью с объемными концентрациями  $\nu_1 = 0,2$ ,  $\nu_2 = 0,8$  соответственно. Такая замена позволяла моделировать каркас из стальных прутьев, в котором продольные прутья имели диаметр 1 см, поперечные — 0,5 см. В таблице приведены значения параметров, характеризующих механические свойства бетона, стали и их смесей. Значения дополнительных механических характеристик для бетона, используемых в моделях разрушения, следующие:  $\sigma_{\max} = 0,216$  ГПа,  $k = 0,82$ ,  $\nu = 0,256$ ,  $R_0 = 2,5$  мкм,  $R_* = 11,6$  мкм,  $N_0 = 64 \cdot 10^7$  см<sup>-3</sup>,  $\eta_1 = 7000$  ГПа · мкс,  $\eta_2 = 800$  ГПа · мкс,  $\rho_0 = 0,00924$  ГПа,  $S_{01} = 0,0924$  ГПа,  $\beta = 1$ .

Результаты расчетов представлены на рис. 4, 5. Угол наклона вектора скорости груза к продольной оси колонны взят из эксперимента и равен 24°. Начальная скорость удара 3,3 м/с. При первом ударе время действия нагрузки составляло 12 мс, при втором — 24 мс. Увеличение времени действия нагрузки при повторном ударе вызвано тем, что при сколе части бетона в головной части колонны уменьшается площадь контакта  $S_1$ . В расчете после первого удара разрушения в области оголовка не произошло. Для корректного сопоставления результатов расчета и эксперимента при повторном ударе площадь поверхности контакта  $S_1$  бралась из эксперимента.

В обоих вариантах расчета после первого удара наблюдается выкрашивание бетона с боковых поверхностей и отслоение небольших фрагментов с ребер. При повторном ударе, как и в эксперименте, происходит разрушение бетонного тела в головной части примерно на одну и ту же глубину. Однако более частое расположение поперечных арматурных стержней во втором варианте препятствует выпучиванию продольных арматурных стержней, т. е. при шаге поперечной арматуры  $l = 8$  см выпучивания арматурных стержней практически не происходит. Помимо выпучивания стержней происходит их изгиб в направлении удара.

Результаты математического моделирования качественно согласуются с данными эксперимента. Различие обусловлено тем, что в расчетах использовался изотропный материал, в то время как бетон, как правило, материал анизотропный. Кроме того, на ударно-волновое деформирование материала оказывает влияние замена цилиндрических арматурных стержней призматическими.

На рис. 6 приведены результаты математического моделирования процессов ударного взаимодействия груза массой 275 кг, падающего с высоты 70 см, и бетонной колонны, помещенной в стальную оболочку толщиной 3 мм. После первого удара продолжительностью 12 мс разрушения колонны не произошло. Расчет колонны на повторный удар (первый и второй удар соосные) проводился для времени ударного воздействия 12 и 24 мс. О степени разрушения бетонного тела колонны можно судить по изолиниям интенсивности пластических деформаций  $e_u$  в плоскостях  $ZX$  и  $ZY$  (рис. 6). В расчетах принималось, что фрагментация поврежденного трещинами бетона происходит, если интенсивность пластических деформаций достигла предельного значения, равного 0,15. В нижней части колонны

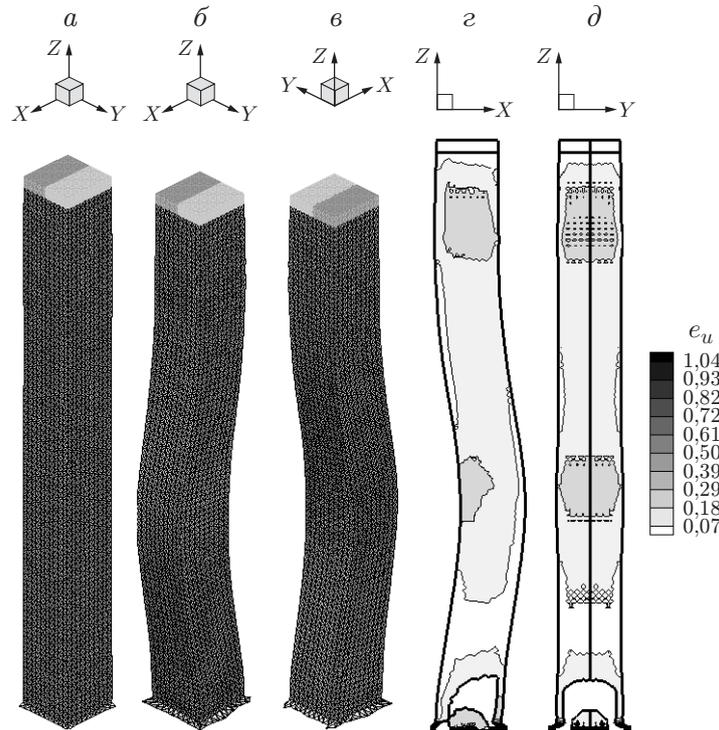


Рис. 6. Результаты математического моделирования ударного воздействия на бетонную колонну, помещенную в стальную оболочку толщиной 3 мм: *a* — армированная колонна; *б*, *в* — конфигурация колонны (*б* — после первого удара; *в* — после второго удара); *з*, *д* — изолинии интенсивности пластических деформаций после второго удара (*з* — в плоскости  $ZX$ ; *д* — в плоскости  $ZY$ )

произошел разрыв стальной оболочки. Практически все бетонное тело колонны повреждено трещинами ( $e_u = 0,07$ ), но фрагментация бетона наблюдается лишь в трех областях. Наибольшая область фрагментированного материала находится вблизи верхнего торца ( $e_u > 0,15$ ). Вторая область разрушенного материала примыкает к поверхности разрыва оболочки вблизи нижнего торца. В этой области материал разрушен в основном по отрывному механизму, частично — по сдвиговому. Третья область фрагментированного материала находится вблизи центра колонны. В окрестности верхнего торца колонны и в центре, в области изгиба колонны, фрагментация поврежденного трещинами бетона происходит по сдвиговому механизму.

Одновременное проведение экспериментальных исследований и математического моделирования позволяет провести более полный анализ экспериментальных данных и дать им верную физическую интерпретацию, что весьма важно при проектировании зданий в сейсмоопасных районах.

## ЛИТЕРАТУРА

1. Афанасьева С. А., Белов Н. Н., Толкачев В. Ф. и др. Особенности ударно-волнового деформирования пористой керамики  $Al_2O_3$  // Докл. РАН. 1999. Т. 368, № 4. С. 477–479.
2. Белов Н. Н. Динамика удара и сопутствующие физические явления / Н. Н. Белов, Н. Т. Югов, Д. Г. Копаница, А. А. Югов. Томск: STT, 2005.

3. **Белов Н. Н., Бирюков А. Ю., Югов Н. Т. и др.** Исследование процессов ударного взаимодействия частиц керамических материалов в пневмоциркуляционном аппарате // Вестн. Том. гос. архит.-строит. ун-та. 2003. № 2. С. 112–128.
4. **Белов Н. Н., Бирюков Ю. А., Росляк А. Т. и др.** Механизм измельчения частиц при получении субмикронных порошков тугоплавких соединений в пневмоциркуляционном аппарате // Докл. РАН. 2004. Т. 397, № 3. С. 337–341.
5. **Белов Н. Н., Югов Н. Т., Копаница Д. Г., Югов А. А.** Модель динамического разрушения мелкозернистого бетона // Вестн. Том. гос. архит.-строит. ун-та. 2005. № 1. С. 14–22.
6. **Зельдович Я. Б.** Физика ударных волн и высокотемпературных гидродинамических явлений / Я. Б. Зельдович, Ю. П. Райзер. М.: Наука, 1966.
7. **Белов Н. Н.** Расчет железобетонных конструкций на взрывные и ударные воздействия / Н. Н. Белов, Д. Г. Копаница, О. К. Кумпяк, Н. Т. Югов. Томск: СТТ, 2004.
8. **Салганик Р. Л.** Механика тел с большим числом трещин // Изв. АН СССР. Механика твердого тела. 1973. № 4. С. 149–158.
9. **Белов Н. Н., Югов Н. Т., Копаница Д. Г., Югов А. А.** Расчет прочности конструкций из бетонных и железобетонных плит при высокоскоростном ударе // ПМТФ. 2005. Т. 46, № 3. С. 165–173.
10. **Афанасьева С. А., Белов Н. Н., Копаница Д. Г. и др.** Разрушение бетонных и железобетонных плит при высокоскоростном ударе и взрыве // Докл. РАН. 2005. Т. 401, № 2. С. 185–188.

*Поступила в редакцию 1/VIII 2006 г.,  
в окончательном варианте — 27/II 2007 г.*

---