

УДК 539.3

DOI: 10.32326/1814-9146-2020-82-1-5-15

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАДЕНИЯ МАССИВНОГО УДАРНИКА НА ЖЕЛЕЗОБЕТОННУЮ БАЛКУ

© 2020 г.

Герцик С.М.¹, Новожилов Ю.В.²

¹Российский федеральный ядерный центр – Всероссийский научно-исследовательский институт экспериментальной физики,
Саров, Российская Федерация

²АО «КАДФЕМ Си-Ай-Эс», Санкт-Петербург, Российская Федерация
yury.novozhilov@cadfem-cis.ru

Поступила в редакцию 04.08.2019

Приводятся результаты численного моделирования динамики железобетонной балки, армированной продольными стержнями и поперечными рамами из стержней, под воздействием падения массивного ударника. Для описания динамического поведения материала бетона применяется модель Холмквиста – Джонсона – Кука. Арматура балки моделируется балочными элементами с применением билинейной модели упругопластического материала с изотропным упрочнением. Для связи арматуры и бетона вводятся дополнительные кинематические уравнения, связывающие степени свободы соответствующих узлов балочных и объемных конечных элементов. Математическая модель позволяет вводить дополнительные критерии разрушения для прогноза распространения трещин при растяжении. В качестве критерия разрушения при растяжении приняты давление меньше минимального (разрушение только в зоне растяжения) и превышение пороговой объемной деформации. Разрушение моделируется путем удаления элементов из расчетной схемы при удовлетворении критериев разрушения. Исследуется влияние учета разрушения на отклик балки. Численное моделирование проводится методом конечных элементов с явным интегрированием по времени в системах ЛОГОС и LS-DYNA. Для моделирования бетона используются линейные четырехузловые конечные элементы с одной точкой интегрирования. Ударник моделируется как абсолютно твердое тело с детально описанным ударным торцом. Приводится сравнение полученных результатов расчетов с экспериментальными данными. Демонстрируется, что модель материала Холмквиста – Джонсона – Кука, разработанная для расчетов высокоскоростных соударений, может также применяться и в задачах низкоскоростного соударения.

Ключевые слова: численное моделирование, метод конечных элементов, явная схема, бетон, железобетон, армированная балка, падение, разрушение, модель Холмквиста – Джонсона – Кука, ЛОГОС, LS-DYNA.

Введение

Железобетонные конструкции широко применяются в строительстве различных объектов, к некоторым из них предъявляются повышенные требования стой-

кости к ударным нагрузкам, например к конструкциям АЭС, объектам военного назначения и т.д.

Несмотря на развитость инженерных подходов к расчету железобетонных конструкций (см., например, [1–3]), точное прогнозирование поведения подобных конструкций под действием ударных нагрузок остается актуальной проблемой. Наиболее точным методом в настоящее время представляется интегрирование уравнений движения с учетом в моделях материала бетона отличий поведения при растяжении и сжатии, а также нелинейного поведения материала. Для моделирования бетона и железобетона в рамках указанного подхода разработано множество различных моделей материала, таких как модель Друкера – Прагера [4], модель Riedel – Thoma – Hiermaier [5], Уинфритская модель [6] и множество других [7–9]. Каждая из моделей обладает своей спецификой применения.

В настоящей статье для описания поведения материала бетона применяется модель Холмквиста – Джонсона – Кука (Holmquist – Johnson – Cook, далее HJC) [9, 10]. В качестве метода интегрирования уравнений движения применяется метод конечных элементов с явным интегрированием по времени.

1. Постановка задачи

Информация для расчетов была взята из статьи [11], содержащей подробные исходные данные о проведении испытаний железобетонных балок при падении массивного ударника. В качестве объекта исследования (ОИ) рассматривается бетонная балка, армированная четырьмя продольными стержнями и 22 поперечными рамами из стержней. Диаметр продольных стержней варьируется для разных вариантов балки, стержни поперечных рам для всех случаев имеют диаметр 10 мм. Схематично балка представлена на рис. 1.

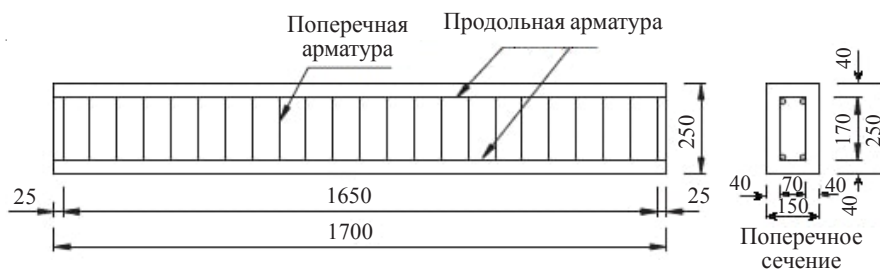


Рис. 1. Схематичное изображение армированной балки

В таблице 1 приведены данные о вариантах исполнения балок в зависимости от применяемых продольных стержней и высота падения на них ударника. Приводимая площадь поперечного сечения является эффективной, поскольку учитывает оребрение арматуры.

Таблица 1

Варианты балки	Сжимаемая сторона балки		Растягиваемая сторона балки		Высота падения ударника, м
	Диаметр стержней, мм	Площадь поперечн. сечения стержня, мм ²	Диаметр стержней, мм	Площадь поперечн. сечения стержня, мм ²	
S1616	16	198,5	16	198,5	0,3
S1322	13	126,7	22	387,0	0,6
S2222	22	387,0	22	387,0	1,2

На ОИ падает ударник массой 400 кг. Ударный торец представляет собой полу-сферу радиусом 90 мм. ОИ установлен в специально спроектированную оснастку, допускающую по местам крепления балки ее поворот и предотвращающую линейные смещения в вертикальном направлении. Схема испытаний представлена на рис. 2. В качестве контролируемых параметров выступают перемещение нижней центральной точки балки при падении ударника и сила, измеряемая датчиком, установленным в ударнике.

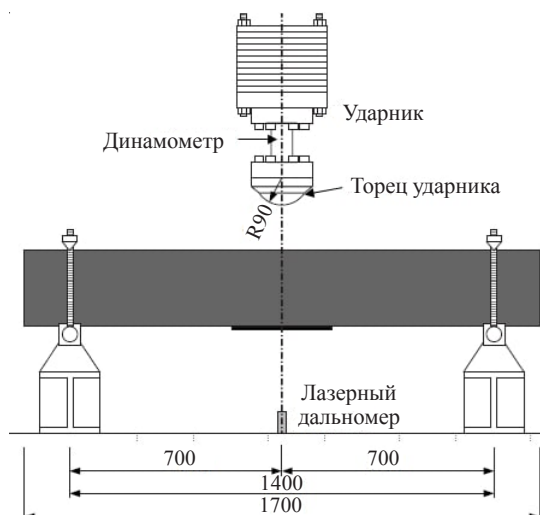


Рис. 2. Схема испытаний

2. Основные соотношения

Для описания динамики и прочности системы ударник–армированная балка решается система уравнений движения

$$\sigma_{ij,j} + \rho f_i = \rho \ddot{x}_i,$$

где σ_{ij} – компоненты тензора напряжений Коши, ρ – плотность, f_i – компоненты вектора объемной нагрузки, x_i – компоненты вектора перемещений.

На соответствующих участках конструкции решение системы уравнений движения должно удовлетворять граничному условию в напряжениях (условие Неймана)

$$\sigma_{ij} n_j = t_i(t),$$

граничному условию в перемещениях (условие Дирихле)

$$x_i = D_i(t)$$

и контактному граничному условию

$$(\sigma_{ij}^+ - \sigma_{ij}^-) n_i = 0,$$

где σ_{ij}^+ и σ_{ij}^- – компоненты тензора напряжений контактирующих областей, n_i и n_j – компоненты нормали к поверхности, t_i – компоненты вектора поверхностной нагрузки, t – время.

Закон сохранения массы для лагранжева подхода записывается в виде:

$$\rho V = \rho_0 V_0,$$

где V_0, V – соответственно начальный и текущий объемы, ρ_0 – начальная плотность. Уравнение энергии можно записать в следующем виде

$$\dot{e} = \theta S_{ij} \dot{\epsilon}_{ij} - p \dot{\theta},$$

где e – внутренняя энергия единицы объема, θ – объемная деформация, S_{ij} – компоненты девиатора тензора напряжений, $\dot{\epsilon}_{ij}$ – компоненты тензора скоростей деформаций, p – давление.

Для замыкания уравнений используются соответствующие модели поведения материала. Решение уравнений ведется с применением метода конечных элементов.

Для моделирования поведения материала стальной арматуры применяется билинейная упругопластическая модель с изотропным упрочнением. Для продольной арматуры приняты следующие параметры: модуль Юнга $E = 2 \cdot 10^{11}$ Па, коэффициент Пуассона $\nu = 0,3$, предел текучести $\sigma_T = 4 \cdot 10^8$ Па. Для поперечной арматуры предел текучести принят $\sigma_T = 3 \cdot 10^8$ Па.

3. Модель материала бетона

Для описания поведения материала бетона выбрана модель НЖС [9, 10], разработанная для моделирования поведения хрупких материалов, подвергающихся воздействию экстремальных нагрузок. Модель получила широкое распространение [12–16], поскольку учитывает большинство важных параметров бетона, таких как гидростатическое давление, влияние скорости деформации на прочностные характеристики, накопление поврежденности при сжатии и т.д. Рассмотрим кратко ее математическое описание.

Нормированная интенсивность напряжений представляется в виде:

$$\sigma^* = \frac{\sigma}{f'_c},$$

где σ – текущая интенсивность напряжений, f'_c – квазистатический предел прочности на сжатие. Нормированное напряжение текучести является функцией нормированного давления, поврежденности и нормированной скорости деформаций, определяется через параметры материала a, b, c и n :

$$\sigma_i^* = [a(1 - D) + b(p^*)^n] [1 - c \ln \dot{\epsilon}^*],$$

где D – поврежденность материала, $p^* = p/f'_c$ – нормированное давление, $\dot{\epsilon}^* = \dot{\epsilon}/\dot{\epsilon}_0$ – нормированная скорость деформаций. Поврежденность материала зависит от приращений интенсивности пластической деформации $\Delta \epsilon_p$ и объемной пластической деформации $\Delta \mu_p$:

$$D = \sum \frac{\Delta \epsilon_p + \Delta \mu_p}{D_1(p^* + T^*)^{D_2}},$$

где D_1, D_2 – параметры материала, $T^* = T/f'_c$ – нормированное максимальное давление растяжения, T – максимальное гидростатическое давление растяжения, суммирование ведется для каждого шага по времени.

Давление является функцией показателя степени сжатия $\mu = \rho/\rho_0 - 1$ (изменение давления положительно при сжатии). Зависимость давления от μ имеет три участка: линейно-упругий участок, на котором давление меньше давления раздавливания

$p \leq p_c$; пластический участок (на котором происходит схлопывание пор) $p > p_c \geq p_l$ и участок материала с нулевой пористостью, на котором давление достигает значения запираания p_l .

Выражение для давления при $p \geq p_l$ имеет вид

$$p = K_1 \bar{\mu} + K_2 \bar{\mu}^2 + K_3 \bar{\mu}^3,$$

где K_1, K_2, K_3 – параметры материала, $\bar{\mu}$ – модифицированная объемная деформация, выражающаяся в виде

$$\bar{\mu} = \frac{\mu - \mu_l}{1 + \mu_l},$$

μ_l – объемная деформация запираания.

При растяжении материал ведет себя упруго до достижения максимального давления растяжения T , после чего значение давления остается постоянным.

При проведении расчетов применялись следующие параметры материала: плотность $\rho = 2274 \text{ кг/м}^3$, модуль сдвига $G = 1,2 \cdot 10^{10} \text{ Па}$, $a = 8 \cdot 10^5 \text{ Па}$, $b = 1,5 \cdot 10^6 \text{ Па}$, $c = 0,007$, $n = 0,61$, $f'_c = 42 \cdot 10^6 \text{ Па}$, $T = 3 \cdot 10^6 \text{ Па}$, давление раздавливания $p_c = 16 \cdot 10^6 \text{ Па}$, объемная деформация раздавливания $\Theta_c = 0,001$, давление запираания $p_l = 800 \cdot 10^6 \text{ Па}$, объемная деформация запираания $\Theta_l = 0,001$, $D_1 = 0,04$, $D_2 = 1$, $K_1 = 8,5 \cdot 10^{10} \text{ Па}$, $K_2 = -1,71 \cdot 10^{11} \text{ Па}$, $K_3 = 2,08 \cdot 10^{11} \text{ Па}$.

К особенностям математической модели материала стоит отнести отсутствие учета поврежденности материала при растяжении (растяжение ограничивается максимальным гидростатическим давлением) [17], а также возможность введения дополнительных критериев разрушения для прогноза распространения трещин при растяжении [18].

В качестве критерия разрушения при растяжении приняты давление меньше минимального (разрушение только в зоне растяжения) и превышение пороговой объемной деформации. Разрушение моделируется путем удаления элементов из расчетной схемы при удовлетворении критериев разрушения.

4. Построение численной модели

Для расчета применяется метод конечных элементов с явным интегрированием по времени, реализованный в пакетах LS-DYNA [19] и ЛОГОС-прочность [20].

Для моделирования бетона используются линейные четырехузловые конечные элементы с одной точкой интегрирования. Арматура моделируется балочными конечными элементами. Связывание арматуры и бетона проводится путем введения дополнительных кинематических уравнений, связывающих степени свободы соответствующих узлов балочных и объемных конечных элементов [12]. Ударник моделируется как абсолютно твердое тело с детально описанным ударным торцом, масса ударника задается соответствующей плотностью. Размер конечного элемента бетона и арматуры составляет ~5 мм. В целом модель состоит из ~360 тыс. объемных и ~1,6 тыс. балочных элементов, ~360 тыс. узлов, ~1,1 млн степеней свободы.

Конечно-элементная модель (КЭ-модель) представлена на рис. 3. Моделирование выполняется с учетом симметрии конструкции относительно продольной вертикальной плоскости (рассматривается только половина).

Для учета взаимодействия между ударником и ОИ в расчетные модели введен контакт с учетом возможного удаления элементов [9].

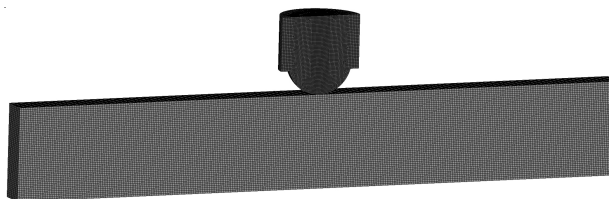


Рис. 3. КЭ-модель ОИ с ударником

Закрепление ОИ в оснастке моделируется постановкой граничных условий запрета на вертикальные перемещения для узлов, расположенных в соответствующих местах модели. Поскольку это граничное условие применяется только к одному ряду узлов, обеспечивается возможность поворота балки относительно опоры. При этом материал элементов, содержащих зафиксированные узлы, считается неразрушимым. На рис. 4 изображено расположение арматуры и опор.

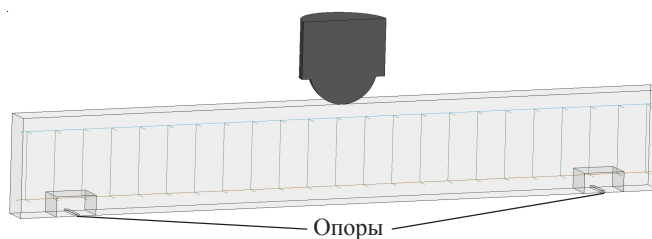


Рис. 4. Расположение арматуры и опор

5. Результаты численного моделирования, сравнение с экспериментом

На рис. 5 изображены картины повреждений балки S2222, полученные расчетным путем в LS-DYNA, ЛОГОС и экспериментально.

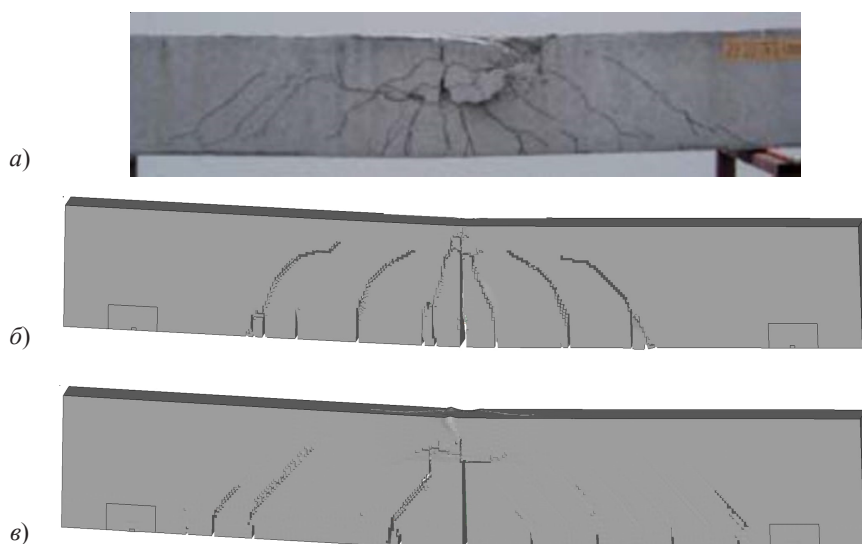


Рис. 5. Вид ОИ после падения ударника с высоты 1,2 м на вариант балки S2222:
а – эксперимент, *б* – ЛОГОС, *в* – LS-DYNA

Можно видеть, что для обоих вариантов расчетов наблюдается характерное расположение трещин в области растяжения бетона. Ориентация трещин совпадает с таковой в эксперименте, однако их количество отличается. Более мелкие трещины не удастся смоделировать в силу используемого подхода – удаления конечных элементов сетки.

На рис. 6–8 представлены графики перемещения нижней центральной точки балки и силы взаимодействия ударника и балки для разных расчетных случаев, полученные в пакетах LS-DYNA и ЛОГОС, а также в ходе проведения эксперимента [10].

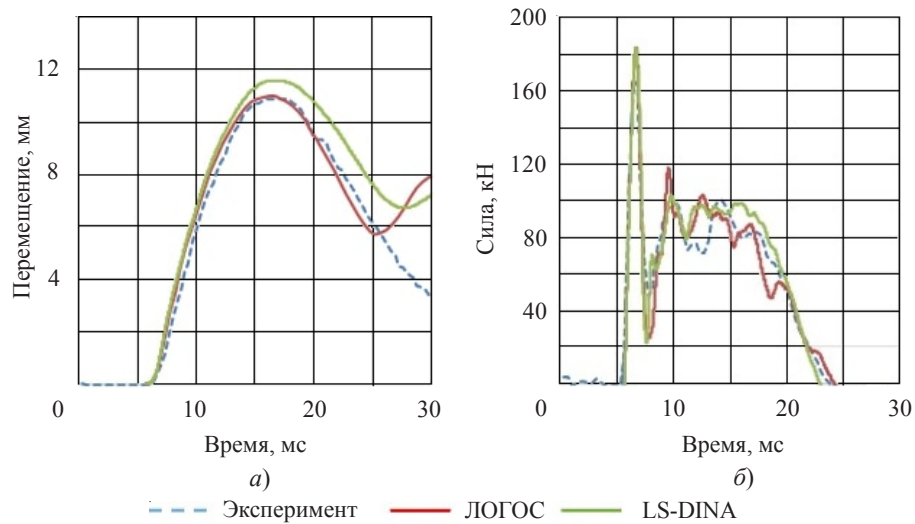


Рис. 6. Вариант балки S1616, падение ударника с высоты 0,3 м:
a – перемещение нижней точки балки; *б* – сила

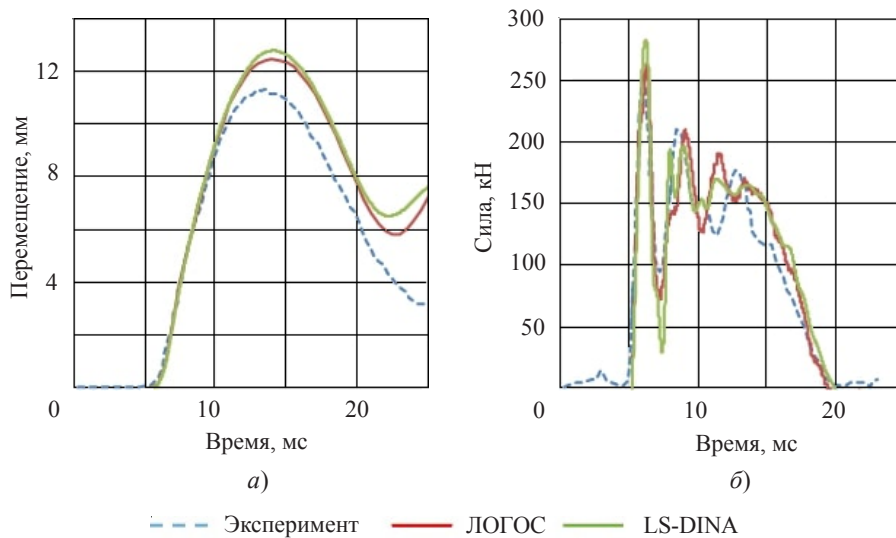


Рис. 7. Вариант балки S1322, падение ударника с высоты 0,6 м:
a – перемещение нижней точки балки; *б* – сила

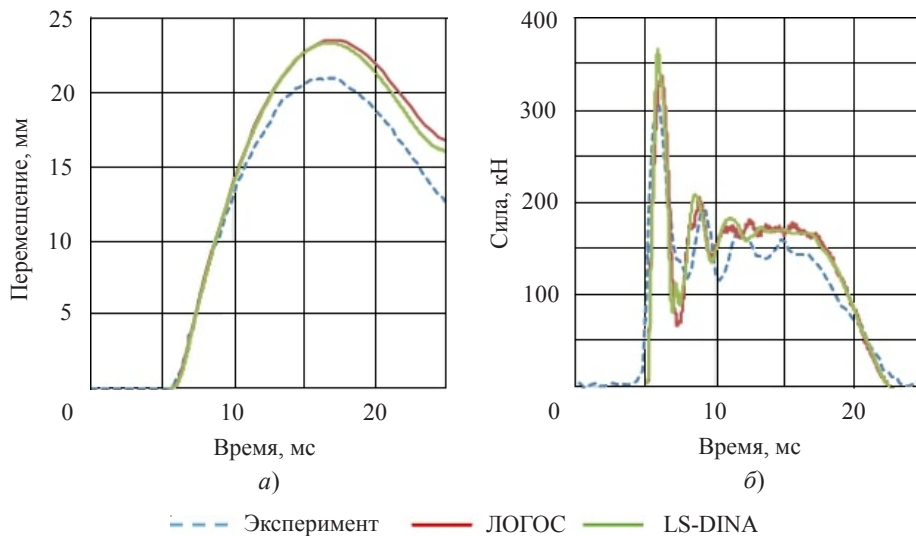


Рис. 8. Вариант балки S2222, падение ударника с высоты 1,2 м:
a – перемещение нижней точки балки; *б* – сила

Для случая падения с высоты 0,3 м (см. рис. 6), когда наблюдаются минимальные повреждения балки, согласование экспериментальных и расчетных данных наилучшее. Графики перемещений для физического эксперимента и численного эксперимента расходятся не более чем на 7%. Результаты по величинам сил также хорошо согласуются.

С увеличением высоты падения растет нелинейность задачи – в бетоне начинают образовываться трещины, раскрытие которых в математической модели реализуется через механизм удаления элементов. На рис. 7*a* можно видеть, что погрешность в описании деформированного состояния балки возрастает до 10% – обе модели завышают перемещения, что дает более консервативную оценку.

Следует также отметить, что для варианта балки S1322 проведен расчет без учета разрушения. Сравнение с расчетом, учитывающим разрушение, показало, что в данном случае максимальная величина перемещения нижней центральной точки балки оказывается заниженной на 32%. Таким образом, отключение механизма удаления элементов разрушенного бетона, моделирующее рост трещин, вносит существенную погрешность в расчет.

Расхождение данных расчетов и эксперимента сохраняется и для третьего случая – балки S2222 и падения груза с высоты 1,2 м (см. рис. 8). Можно предположить, что большие прогибы балки, полученные при численном анализе, могут быть обусловлены именно механизмом моделирования роста трещин через удаление элементов. При исключении поврежденных элементов конечного размера в расчетной модели балка теряет большую несущую способность, чем реальный ОИ, в котором трещины не приводят к снижению количества бетона.

Заключение

Проведена серия расчетов падения тяжелого ударника на железобетонные балки. Рассмотрены различные варианты армирования и различные высоты падения. Применялся метод конечных элементов с явной схемой интегрирования в LS-DYNA

и ЛОГОС. Благодаря совместимости ЛОГОС с форматом моделей LS-DYNA стало возможным провести прямое сравнение результатов расчетов на абсолютно одинаковых моделях двух программ с экспериментом.

Результаты расчетов, полученные в ЛОГОС, и в LS-DYNA, качественно хорошо согласуются с экспериментальными данными. В количественном отношении максимальное отличие от эксперимента наблюдается для варианта балки S2222 и составляет по перемещению центральной точки для ЛОГОС и LS-DYNA 12%, по силе для ЛОГОС – 10 %, для LS-DYNA – 20%. Перемещения центральной нижней точки балки и силы, действующие на ударник, полученные расчетным путем в пакетах ЛОГОС и LS-DYNA, практически идентичны.

Результаты КЭ-моделирования в обоих пакетах дают более консервативную оценку по перемещению конструкции, что может быть связано с моделированием роста трещин через удаление элементов. Такое удаление материала из конструкции приводит к более существенному ослаблению конструкции, однако позволяет получить более консервативную оценку. Таким образом, можно говорить, что выбранный подход моделирования с использованием модели бетона Холмквиста – Джонсона – Кука может применяться в задачах низкоскоростного соударения.

Список литературы

1. СП 63.13330.2012. Бетонные и железобетонные конструкции. Основные положения. Актуализированная редакция СНиП 52-01-2003.
2. Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1: General Rules and Rules for Buildings. Brussels: CEN, 2002. 226 p.
3. Баженов Ю.М. Бетон при динамическом нагружении. М.: Стройиздат, 1970. 272 с.
4. Друкер Д., Прагер В. Механика грунтов и пластический анализ или предельное проектирование. Механика. Новое в зарубежной науке. Вып. 2. Определяющие законы механики грунтов. М.: Мир, 1975. С. 166–177.
5. Riedel W., Thoma K., Hiermaier S., Schmolinske E. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500. Numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes. *Proceedings of the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures*. 1999. P. 315–322.
6. Schwer L. The Winfrith concrete model: beauty or beast? Insights into the Winfrith concrete model. *LS_DYNA. 8th European Users Conf. Sess. 12: Concrete Modeling*. Strasbourg. 2011. Paper #2.
7. Ламзин Д.А. *Высокоскоростное деформирование и разрушение мелкозернистых бетонов*: Дис. ... канд. техн. наук. Н. Новгород, 2014. 161 с. [Электронный ресурс]. Режим доступа: www.diss.unn.ru/files/2014/432/diss-Lamzin432.pdf.
8. Селезнев В.Е., Алешин В.В., Прялов С.Н. *Математическое моделирование трубопроводных сетей и систем каналов: методы, модели и алгоритмы*. М.: МАКС Пресс, 2007. 695 с.
9. *LS-DYNA. Theory Manual*. Livermore Software Technology Corporation (LSTC). 2018. 853 p.
10. Holmquist T.J., Johnson G.R., Cook W.H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates and high pressures. M. Murphy, J. Backofen (Eds.). *Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics*. Quebec. 1993. P. 591–600.
11. Kazunori Fujikake, Bing Li, Sam Soeun. Impact response of reinforced concrete beam and its analytical evaluation. *Journal of Structural Engineering*. 2009. Vol. 135. Iss. 8. P. 938–950. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000039.
12. Moutoussamy L., Herve G., Barbier F. Qualification of constrained Lagrange in _solid command for steel/concrete interface modeling. *Proceedings of the 8th European LS-DYNA Users Conference*. Strasbourg, 2011. P. 1–11.

13. Meyer C.S. *Development of Geomaterial Parameters for Numerical Simulations Using the Holmquist – Johnson – Cook Constitutive Model for Concrete*. Final report. 2011. 24 p.
14. Gang Lu, Xibing Li, Kejin Wang. A numerical study on the damage of projectile impact on concrete targets. *Computers and Concrete*. 2012. Vol. 9. No 1. P. 21–33.
15. Сысоев Н.И., Гринько Д.А., Гринько А.А. Математическое моделирование влияния угла приложения ударной нагрузки при бурении горной породы на эффективность сколообразования. *Вестник научного центра по безопасности работ в угольной промышленности*. 2019. №2. С. 70–75.
16. Chen C., Zuo Y., Zhu D. Numerical tests on zonal disintegration within rock mass around deep tunnel under dynamic disturbance. *The 2nd Intern. Conference on Computer Application and System Modeling*. Paris: Atlantis Press, 2012. P. 1087–1090.
17. Gebbeken N., Ruppert M. A new material model for concrete in high-dynamic hydrocode simulations. *Archive of Applied Mechanics*. 2000. Vol. 70. No 7. P. 463–478.
18. Zhou X.Q., Kuznetsov V.A., Hao H., Waschl J. Numerical prediction of concrete slab response to blast loading. *International Journal of Impact Engineering*. 2009. Vol. 35. Iss. 10. P. 1186–1200.
19. <http://lstc.com>
20. <http://logos.vniief.ru>

References

1. SP 63.13330.2012. *Betonye i zhelezobetonnye konstruksii. Osnovnye polozeniya. Aktualizirovannaya redaktsiya SNIIP 52-01-2003 [Concrete and Reinforced Concrete Structures. The Main Provisions. Updated edition of SNIIP 52-01-2003]* (In Russian).
2. *Eurocode 2: Design of Concrete Structures. Part 1: General Rules and Rules for Buildings*. Brussels. CEN. 2002. 226 p.
3. Bazhenov Yu.M. *Beton pri dinamicheskom nagruzenii [Dynamic Loading Concrete]*. Moscow. Stroyizdat Publ. 1970. 272 p. (In Russian).
4. Drucker D.C., Prager W. Soil mechanics and plastic analysis on limit design. *J. Appl. Math.* 1952. Vol. 10. P. 157–165.
5. Riedel W., Thoma K., Hiermaier S., Schmolinske E. Penetration of reinforced concrete by BETA-B-500. Numerical analysis using a new macroscopic concrete model for hydrocodes. *Proceedings of the 9th International Symposium on Interaction of the Effects of Munitions with Structures*. 1999. P. 315–322.
6. Schwer L. The Winfrith concrete model: beauty or beast? Insights into the Winfrith concrete model. *LS_DYNA. 8th European Users Conf. Sess. 12: Concrete Modeling*. Strasbourg, 2011. Paper #2.
7. Lamzin D.A. *Vysokoskorostnoe deformirovanie i razrushenie melkozernistykh betonov [High-Speed Deformation and Destruction of Fine-Grained Concrete]*. Dis. ... kand. tekhn. nauk [Cand. Sci. Engineering Dissertation]. Nizhny Novgorod. 2014. 161 p. www.diss.unn.ru/files/2014/432/diss-Lamzin432.pdf (In Russian).
8. Seleznev V.E., Aleshin V.V., Pryalov S.N. *Matematicheskoe modelirovanie truboprovodnykh setey i sistem kanalov: metody, modeli i algoritmy [Mathematical Modeling of Pipeline Networks and Channel Systems: Methods, Models and Algorithms]*. Moscow. MAKS Press Publ. 2007. 695 p. (In Russian).
9. *LS-DYNA. Theory Manual. Livermore Software Technology Corporation (LSTC)*. 2018. 853 p.
10. Holmquist T.J., Johnson G.R., Cook W.H. A computational constitutive model for concrete subjected to large strains, high strain rates and high pressures. M. Murphy, J. Backofen (Eds.). *Proceedings of the 14th International Symposium on Ballistics*. Canada, Quebec. 1993. P. 591–600.
11. Kazunori Fujikake, Bing Li, Sam Soeun. Impact response of reinforced concrete beam and its analytical evaluation. *J. Struct. Eng.-ASCE*. 2009. Vol. 135. Iss. 8. P. 938–950. DOI: 10.1061/(ASCE)ST.1943-541X.0000039.
12. Moutoussamy L., Herve G., Barbier F. Qualification of constrained Lagrange in _solid command for steel/concrete interface modeling. *Proceedings of the 8th European LS-DYNA Users Conference*. Strasbourg. 2011. P. 1–11.

13. Meyer C.S. *Development of Geomaterial Parameters for Numerical Simulations Using the Holmquist – Johnson – Cook Constitutive Model for Concrete*. Final report. 2011. 24 p.
14. Gang Lu, Xibing Li, Kejin Wang. A numerical study on the damage of projectile impact on concrete targets. *Comput. Concrete*. 2012. Vol. 9. No 1. P. 21–33.
15. Sysoev N.I., Grinko D.A., Grinko A.A. Matematicheskoe modelirovanie vliyaniya ugla prilozheniya udarnoy nagruzki pri bureanii gornoy porody na effektivnost skoloobrazovaniya [Mathematical modeling of the angle effect of the application shock load while drilling rock on the efficiency of chipping formation]. *Vestnik nauchnogo tsentra po bezopasnosti rabot v ugolnoy promyshlennosti [Bulletin of Research Center for Safety in Coal Industry]*. 2019. No 2. P. 70–75 (In Russian).
16. Chen C., Zuo Y., Zhu D. Numerical tests on zonal disintegration within rock mass around deep tunnel under dynamic disturbance. *The 2nd Intern. Conference on Computer Application and System Modeling*. Paris. Atlantis Press. 2012. P. 1087–1090.
17. Gebbeken N., Ruppert M. A new material model for concrete in high-dynamic hydrocode simulations. *Arch. Appl. Mech.* 2000. Vol. 70. No 7. P. 463–478.
18. Zhou X.Q., Kuznetsov V.A., Hao H., Waschl J. Numerical prediction of concrete slab response to blast loading. *Int. J. Impact Eng.* 2009. Vol. 35. Iss. 10. P. 1186–1200.
19. <http://lstc.com>
20. <http://logos.vniief.ru>

NUMERICAL SIMULATION OF A MASSIVE IMPACTOR FALLING ONTO A REINFORCED CONCRETE BEAM

Gertsik S.M.¹, Novozhilov Yu.V.²

¹*Russian Federal Nuclear Center – All-Russian Research Institute of Experimental Physics,
Sarov, Russian Federation*

²*CADFEM CIS Jsc., Saint-Petersburg, Russian Federation*

The paper presents the results of numerically modeling the dynamics of a concrete beam reinforced by longitudinal rods and transversal frames of rods under the effect of a falling massive impactor. The dynamic behavior of the material of concrete is described using the Holmquist – Johnson – Cook model. The reinforcement of the beam is modeled by beam elements, using the bilinear model of elastoplastic material with isotropic hardening. Binding between the reinforcement and concrete is described by introducing additional kinematic equations that couple degrees of freedom of the related nodes of the beam and volumetric finite elements. The mathematical model makes it possible to introduce additional failure criteria to predict propagation of tensile cracking. Pressure lower than the minimal one (failure only in the tension zone) and volumetric strain higher than the threshold value are taken as a criterion of tensile failure. Failure is modeled by removing elements from the computational pattern, when the above failure criteria are satisfied. The effect of accounting for failure on the response of the beam is analyzed. Numerical modeling is done using the finite-element method with explicit time integration in the LOGOS and LS-DYNA systems. Concrete is modeled using linear four-node finite elements with one integration point. The impactor is modeled as an absolutely solid body with a detailed description of the impacting end. The obtained results are compared with experimental data. It is demonstrated that the Holmquist-Johnson-Cook material model developed for analyzing high-velocity impacts can also be applied to problems of low-velocity impact.

Keywords: numerical simulation, finite element method, explicit scheme, concrete, reinforced concrete, reinforced beam, falling, failure, Holmquist – Johnson – Cook model, LOGOS, LS-DYNA.