

держашей 15% добавки кварцевого песка гранулометрического состава  $Z_1 = Z_2 = Z_3 = \frac{1}{3}$ , было изготовлено 24 образца.

Максимальная температура обжига 7 образцов составляла  $900^{\circ}\text{C}$ , 10 образцов –  $990^{\circ}\text{C}$  и остальных 7 образцов –  $1080^{\circ}\text{C}$ . Скорость нагревания и охлаждения образцов как и раньше не менялась и поддерживалась на уровне  $3^{\circ}\text{C}/\text{мин}$ . После обжига образцы 10 суток выдерживались в воде с отслеживанием изменения линейных размеров и испытывались на морозостойкость по принятой нами методике.

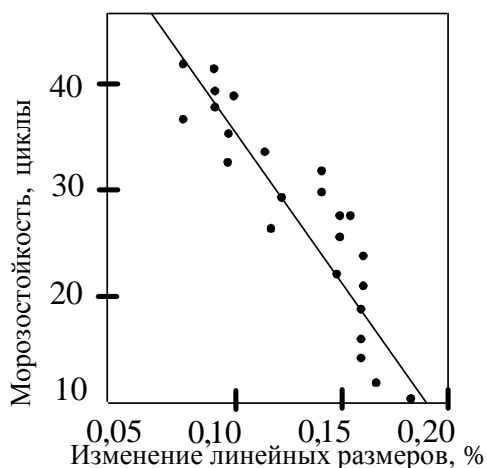


Рис. 5. Зависимость значений морозостойкости образцов от изменения их линейных размеров при насыщении водой.

Оказалось, что после 7 - 8 суток выдерживания в воде набухание образцов практически прекратилось. Далее рассматривались только максимальные значения изменения линейных размеров образцов при насыщении водой. Значения этого показателя уменьшались с увеличением температуры обжига. Результаты измерений изменения линейных размеров и значений морозостойкости 24 образцов представлены на рисунке 5, из которого видно, что морозостойкость образцов увеличивается с уменьшением их относительного изменения линейных размеров при насыщении водой примерно по линейной зависимости. Теснота линейной связи между значениями этих показателей характеризуется отрицательным коэффициентом корреляции, равным  $-0,946$ .

Наличие такой связи может служить основой для разработки методики оценки морозостойкости керамических образцов по показателям изменения их линейных размеров при насыщении водой. Для проверки устойчивости связи между

упомянутыми показателями целесообразны дальнейшие специальные исследования.

## 5. Заключение

Результаты выполненной работы показывают, что на значения морозостойкости стеновой керамики, определяемые по утрате массы в рамках принципа линейного суммирования повреждений, существенно влияют не только условия тепловой обработки и содержание кварцевого песка в сырьевой смеси, но и гранулометрический состав этого песка. Подтверждено наличие связи между значениями морозостойкости керамических образцов и их относительным изменением линейных размеров при насыщении водой, упрощающей методику эмпирического оценивания морозостойкости стеновой керамики. Полученные экспериментально-статистические модели достаточно точно отражают опытные данные и позволят решать различные инженерные задачи, например, прогнозировать морозостойкость изделий стеновой керамики на стадии их изготовления.

Исследование выполнено в рамках работ S/II В/1/02 и W/IIВ/1/03 Политехники Белостокской

## СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Никитин В.И., Болтрык М., Бацкель-Бжозовска Б. Влияние режимов обжига, содержания добавки песка и его грансостава на физико-механические свойства стеновой керамики// Вестник БГТУ. Строительство и архитектура.-2003, №1(19).-с.49-54.
2. Карташов Г.Д. Методы форсированных испытаний// В помощь слушателям семинара по надежности и прогрессивным методам контроля качества промышленных изделий.-М.,1979.-с.56-98.
3. Nikitin V., Lapko A. Metody oceny okresu przydatnosci uzytkowej elementow i wykonczenia wnetrz w budowlach zabytkowych, Materiały II Konf. Naukowo-Technicznej "Budownictwo Sakralne'98", Białystok, 7-8 maja 1998.
4. Зеликин С.И., Землянский В.Н., Цивилев Р.П. Исследование кинетики разрушения материалов рентгенографическим методом// Стекло и керамика, 1979.-№6.-с.23-24.
5. Таблицы планов эксперимента для факторных и полиномиальных моделей: Справочное издание/Под ред. В.В. Налимова.-М.:Металлургия,1982.-752с.
6. Дэниэл К. Применение статистики в промышленном эксперименте/Пер. с англ.-М.:Мир,1979.-300с.
7. Никитина О.И., Никитин В.И., Кузьмин И.Д. Влияние состава формовочной смеси и режимов тепловой обработки на структуру и долговечность стеновой керамики// Строительные материалы,1979.-№4.-с.12-13.
8. Кузьмин И.Д., Селюк Г.П., Никитина О.И., Никитин В.И. Оценка морозостойкости стеновой керамики// Строительные материалы,1980.-;4.-с.22-23.

УДК 624.071.3

**Шимановский А.О., Куземкина Г.М.**

## РАСПРОСТРАНЕНИЕ ВОЛН ДЕФОРМАЦИЙ В РАМНОЙ КОНСТРУКЦИИ ОДНОЭТАЖНОГО ПРОИЗВОДСТВЕННОГО ЗДАНИЯ

В производственных зданиях нередко устанавливается оборудование, работающее в режиме ударного нагружения. При ударах в строительных конструкциях начинается распространение волн деформаций и напряжений. Такие же явления наблюдаются при сейсмических нагрузках. В результате отражений от узлов каркаса здания и наложения нескольких

волн в отдельных его местах могут возникать напряжения, превышающие допускаемые. Поэтому необходимо иметь информацию о характере распространения волн в строительных конструкциях.

Для динамического расчета сложных конструкций в настоящее время используются, как правило, численные ме-

**Шимановский Александр Олегович**, к.т.н., доцент каф. «Техническая физика и теоретическая механика» Белорусского государственного университета транспорта.

**Куземкина Галина Михайловна**, ст. преподаватель каф. «Техническая физика и теоретическая механика» Белорусского государственного университета транспорта.

Беларусь, 246032, г. Гомель, ул. Юбилейная 2-21.

Строительство и архитектура

тоды (конечных разностей, конечных элементов и др.). Чтобы определить напряженное состояние в конкретной точке конструкции с использованием названных методов, необходимо провести расчет для системы в целом, что связано со значительными затратами времени и требует наличия ЭВМ с большим объемом оперативной памяти и высоким уровнем быстродействия. Всемирно известные системы конечноэлементных расчетов ANSYS, NASTRAN и др. [2, 5, 8] ориентированы на решение задач о свободных и вынужденных колебаниях конструкций и плохо приспособлены к решению задач о динамике быстро протекающих процессов. Поэтому при анализе распространения волн в конструкциях целесообразно применение аналитических методов, позволяющих определять значения напряжений и кинематических параметров движения без применения громоздких программ [6, 7].

В представленной работе поставлена задача о выявлении особенностей распространения волн деформаций и напряжений в железобетонной раме одноэтажного производственного здания. Выполнено сопоставление результатов, полученных аналитическим способом и в ходе эксперимента.

Один из методов, успешно используемых для решения задач о распространении упругих волн в стержневых системах, основан на применении преобразования Лапласа по времени [4]. С его помощью удается найти коэффициенты преломления и отражения волн на узлах стержневой системы только с помощью алгебраических преобразований. Рабочие соотношения оказываются при этом настолько простыми, что допускают выполнение дальнейших расчетов на простейшей вычислительной технике.

В конструкциях рам присутствуют соединения стержней под произвольными углами. Чтобы учесть наибольшее количество вариантов взаимодействия стержней, рассмотрим узел, изображенный на рисунке 1.

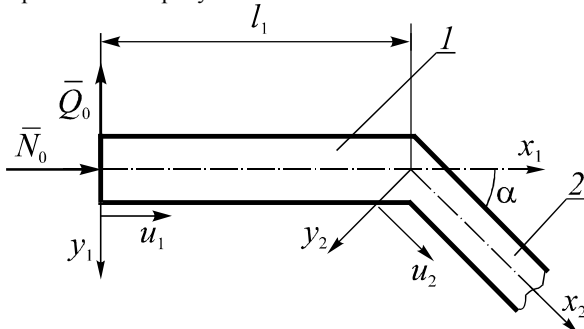


Рис. 1. Типовой узел стержневой системы.

В общем случае ударный импульс может быть приложен под произвольным углом к оси стержня 1. Поэтому на расчетной схеме к его свободному концу одновременно приложены продольная  $\bar{N}_0$  и поперечная  $\bar{Q}_0$  силы. Исследования [3] показали, что напряжения и ускорения, вызванные действием ударного изгибающего момента  $M$  на порядок меньше напряжений и ускорений от действия сил. Поэтому действием внешнего момента пренебрегаем.

Движения сечений стержней, составляющих рассматриваемый узел, описываются системой дифференциальных уравнений:

$$\begin{cases} \rho_i F_i \ddot{u}_i - E_i F_i u_i'' = 0; \\ \rho_i F_i \ddot{y}_i - \frac{G_i F_i}{k_i} \dot{\gamma}_i'' + \rho_i F_i \ddot{\phi}_i = 0; \quad i = 1, 2, \\ \rho_i I_i \ddot{\phi}_i - E_i I_i \phi_i'' - \frac{G_i F_i}{k_i} \gamma_i = 0, \end{cases} \quad (1)$$

где  $u_i$  – продольные перемещения поперечных сечений;

$\gamma_i, \phi_i$  – углы сдвига и поворота поперечных сечений;

$E_i, G_i$  – модули упругости;

$\rho_i$  – плотности материалов стержней;

$F_i, I_i, k_i$  – площади, моменты инерции и коэффициенты формы поперечных сечений.

Два штриха обозначают здесь и далее двукратное дифференцирование по координате, а две точки – по времени.

Поперечные перемещения точек осей стержней определяются из уравнений:

$$y_i' = \gamma_i + \phi_i.$$

Результаты исследования [3] показали, что при рассмотрении быстропотекающих волновых процессов величиной угла  $\phi_i$  в поперечных смещениях сечений стержня можно пренебречь по сравнению со значением угла  $\gamma_i$ .

Если до момента приложения сил удара стержневая система находилась в покое, то выполняются условия:

$$u_i(x_i; 0) = 0; \quad \frac{\partial u_i}{\partial t}(x_i; 0) = 0.$$

Тогда применение к системе уравнений в частных производных (1) преобразования Лапласа по времени приводит к системе обыкновенных дифференциальных уравнений.

$$\ddot{\tilde{u}}_i - \frac{s^2}{c_{1i}^2} \tilde{u}_i = 0; \quad \ddot{\tilde{y}}_i - \frac{s^2}{c_{2i}^2} \tilde{y}_i = 0, \quad (2)$$

где  $s$  – параметр преобразования Лапласа;

$\tilde{u}_i, \tilde{y}_i$  – изображения продольных и поперечных перемещений;

$c_{1i}, c_{2i}$  – скорости распространения продольных и поперечных волн,

$$c_{1i}^2 = \frac{E_i}{\rho_i}; \quad c_{2i}^2 = \frac{G_i}{\rho_i k_i}.$$

Уравнения (2) имеют следующее решение:

$$\begin{aligned} \tilde{u}_i(x_i) &= A_i e^{\frac{s}{c_{1i}} x_i} + B_i e^{-\frac{s}{c_{1i}} x_i}; \\ \tilde{y}_i(x_i) &= C_i e^{\frac{s}{c_{2i}} x_i} + D_i e^{-\frac{s}{c_{2i}} x_i}. \end{aligned} \quad (3)$$

Для определения постоянных интегрирования  $A_i, B_i, C_i, D_i$  необходимо подставить эти выражения в граничные условия, которые для рассматриваемого типового узла имеют вид:

$$\begin{aligned} \tilde{N}_1(0) &= -\tilde{N}_0; \quad \tilde{Q}_1(0) = -\tilde{Q}_0; \\ \tilde{u}_1(l_1) &= \tilde{u}_2(0) \cos \alpha - \tilde{y}_2(0) \sin \alpha; \\ \tilde{y}_1(l_1) &= \tilde{y}_2(0) \cos \alpha + \tilde{u}_2(0) \sin \alpha; \\ \tilde{N}_1(l_1) + \tilde{Q}_2(0) \sin \alpha - \tilde{N}_2(0) \cos \alpha &= 0; \\ -\tilde{Q}_1(l_1) + \tilde{Q}_2(0) \cos \alpha + \tilde{N}_2(0) \sin \alpha &= 0; \\ \tilde{u}_2(l_2) &= \tilde{y}_2(l_2) = 0. \end{aligned}$$

В связи с полубесконечностью стержня 2 обращаются в нуль константы  $A_2, C_2$ . Для определения оставшихся 6 постоянных с учетом соотношений  $N_i(x_i) = E_i F_i \frac{\partial u_i}{\partial x_i}$  и

$Q_i(x_i) = \frac{G_i F_i}{k_i} \frac{\partial y_i}{\partial x_i}$  получаем систему линейных уравнений:

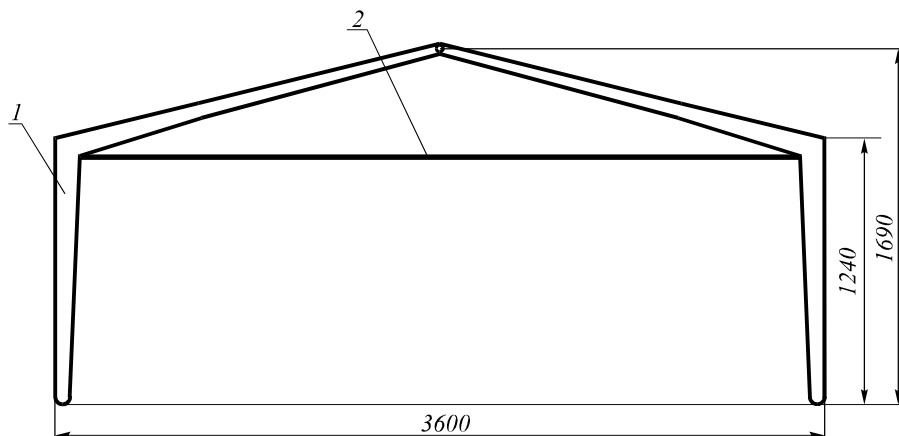


Рис. 2. Модель железобетонной рамы с повышенными стойками.

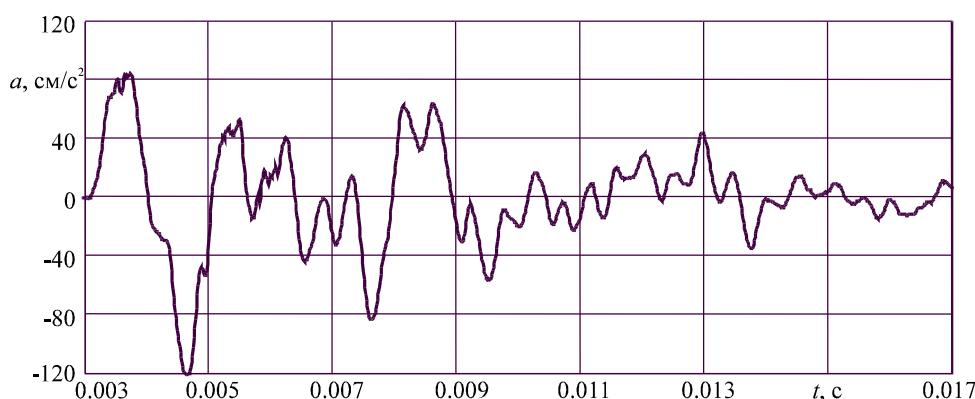


Рис. 3. Вертикальная составляющая ускорения точки конька при ударе по стойке рамы.

$$\begin{aligned}
 E_1 F_1 \frac{s}{c_{11}} (A_1 - B_1) &= -\tilde{N}_0; \\
 \frac{G_1 F_1 s}{k_1 c_{21}} (C_1 - D_1) &= -\tilde{Q}_0; \\
 A_1 e^{\frac{s}{c_{11}} l_1} + B_1 e^{-\frac{s}{c_{11}} l_1} &= B_2 \cos \alpha - D_2 \sin \alpha; \\
 C_1 e^{\frac{s}{c_{21}} l_1} + D_1 e^{-\frac{s}{c_{21}} l_1} &= D_2 \cos \alpha + B_2 \sin \alpha; \\
 E_1 F_1 \frac{s}{c_{11}} \left( A_1 e^{\frac{s}{c_{11}} l_1} - B_1 e^{-\frac{s}{c_{11}} l_1} \right) + \\
 + \frac{G_2 F_2 s}{k_2 c_{22}} D_2 \sin \alpha - E_2 F_2 \frac{s}{c_{12}} B_2 \cos \alpha &= 0; \\
 -\frac{G_1 F_1 s}{k_1 c_{21}} \left( C_1 e^{\frac{s}{c_{21}} l_1} - D_1 e^{-\frac{s}{c_{21}} l_1} \right) + \\
 + E_2 F_2 \frac{s}{c_{12}} B_2 \sin \alpha + \frac{G_2 F_2 s}{k_2 c_{22}} D_2 \cos \alpha &= 0.
 \end{aligned}$$

С помощью системы компьютерной алгебры “Mathematica 4.0” получены выражения постоянных интегрирования. Они имеют весьма громоздкую форму, поэтому здесь их приводить не будем. После подстановки  $A_i, B_i, C_i, D_i$  в выражения (3) и некоторых преобразований получены выражения изоб-

ражений внутренних сил и моментов, а также с использованием метода, описанного в [4], коэффициентов преломления и отражения. В частности, выражения этих коэффициентов, характеризующих преобразование кинематических параметров (перемещения, скорости, ускорения), имеют вид:

$$\begin{aligned}
 \frac{\tilde{u}_2}{\tilde{u}_1} &= \frac{2(1+z_4) \cos \alpha}{\Delta}; & \frac{\tilde{u}_2}{\tilde{y}_1} &= \frac{2(1+z_1) \sin \alpha}{\Delta}; \\
 \frac{\tilde{y}_2}{\tilde{u}_1} &= -\frac{2(1+z_3) \sin \alpha}{\Delta}; & \frac{\tilde{y}_2}{\tilde{y}_1} &= \frac{2(1+z_2) \cos \alpha}{\Delta}; \\
 \frac{\tilde{u}_{1omp}}{\tilde{u}_1} &= \frac{(1-z_2)(1+z_4) \cos^2 \alpha + (1-z_1)(1+z_3) \sin^2 \alpha}{\Delta}; \\
 \frac{\tilde{u}_{1omp}}{\tilde{y}_1} &= \frac{(z_1 - z_2) \sin 2\alpha}{\Delta}; \\
 \frac{\tilde{y}_{1omp}}{\tilde{y}_1} &= \frac{(1+z_2)(1-z_4) \cos^2 \alpha + (1+z_1)(1-z_3) \sin^2 \alpha}{\Delta}; \\
 \frac{\tilde{y}_{1omp}}{\tilde{u}_1} &= \frac{(z_4 - z_3) \sin 2\alpha}{\Delta}.
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 \text{где } z_1 &= \frac{\rho_2 F_2 c_{22}}{\rho_1 F_1 c_{11}}; & z_2 &= \frac{\rho_2 F_2 c_{12}}{\rho_1 F_1 c_{11}}; \\
 z_3 &= \frac{\rho_2 F_2 c_{12}}{\rho_1 F_1 c_{21}}; & z_4 &= \frac{\rho_2 F_2 c_{22}}{\rho_1 F_1 c_{21}},
 \end{aligned}$$

$$\Delta = (1 + z_2)(1 + z_4) \cos^2 \alpha + (1 + z_1)(1 + z_3) \sin^2 \alpha.$$

Анализ этих выражений показывает, что в случае, если угол  $\alpha$  равен нулю, то есть оси стержней совпадают, продольная волна возбуждает только продольную, а поперечная – только поперечную волну. Такой результат косвенно подтверждает правильность выведенных формул. Он обусловлен тем, что стержневая система в этом случае вырождается в ступенчатый стержень с прямолинейной осью.

С целью экспериментальной проверки полученных теоретических результатов исследовалось распространение волн в модели железобетонной рамы с повышенными стойками [1]. Она состоит из двух составных полурам, включающих Г-образные элементы 1 и растяжку 2 из арматурной стали (рисунок 2). В качестве чувствительного элемента использовать акселерометр. Для регистрации и обработки результатов измерения ускорений использовался прибор 2515 фирмы «Brüel&Kjær». Датчик однонаправленного действия устанавливался на металлические кронштейны, прикрепленные к раме.

Возбуждение волн осуществлялось ударом по стойке или ригелю рамы, что обеспечило импульсное приложение нагрузки. При этом регистрировалась зависимость ускорения точки рамы от времени. Из-за скоротечности процесса распространения волн при ударе прибор, регистрирующий результаты измерений, был настроен на самую высокую разрешающую способность. При этом каждый следующий отсчет ускорения происходил через 13,4 микросекунд после предыдущего. Это позволило зафиксировать распространение волн и их отражение от узлов конструкции, что соответствует весьма малому промежутку времени после нанесения удара, а также формирование затухающей синусоиды, соответствующей колебаниям при установившемся режиме. На рисунке 3 приведен график изменения вертикальной составляющей ускорения точки конька при нанесении удара по верхней части стойки.

Время пробега волн по элементам  $t_i$  связано с длинами элементов  $l$  зависимостью  $t_i = l / c_i$ . Поэтому при подстановке физических характеристик бетона и значения коэффициента формы для стержня прямоугольного сечения  $k = 1,2$  получаем, что время прохождения по полуригелю продольной волны  $t_1 = 0,56$  мс, а волны сдвига  $t_2 = 0,93$  мс, а коэффициенты преломления для перемещений, скоростей и ускорений в

коньковом узле: 
$$\frac{u_2}{u_1} = \frac{y_2}{y_1} = 0,869, \quad \frac{u_2}{y_1} = 0,365,$$

$$\frac{y_2}{u_1} = -0,628.$$
 Значения коэффициентов отражения не пре-

вышают 0,2.

Анализ графика на рисунке 3 показывает, что на начальном участке кривой точки экстремума ускорений наблюдаются с периодичностью, соответствующей промежуткам времени прохождения волн по элементам конструкции. Так проявляется эффект отражения волн от узлов полурам. Максимальное по модулю значение ускорения наблюдается при  $t = 4,7$  мс. Положение этого максимума объясняется наложением отраженных от конька продольных волн и идущих от стойки к коньку волн сдвига.

Анализ измеренных значений ускорений показывает, что коэффициенты отражения и преломления несколько отличаются от расчетных. Этот факт связан с наличием шарнира, представляющего собой местное сужение в области соединения стержней полурам.

Приведенный на рисунке 3 график демонстрирует постепенное снижение максимумов ускорений, что свидетельствует о дисперсии волн, вызванной как внутренним трением в материале, так и рассеянием энергии на узлах конструкции. Именно эта дисперсия и является причиной формирования синусоидальных свободных колебаний конструкции. По истечении 0,01 секунды после удара волновые процессы затухают настолько, что синусоидальный характер изменения ускорения, соответствующий свободным колебаниям рамы, становится заметным. Следовательно, анализ частот собственных колебаний необходимо начинать не ранее, чем через 5 периодов прохождения волн сдвига по длине полуригеля. В противном случае в качестве частоты собственных колебаний может быть зафиксирована величина, обратная периоду распространения волны по элементу конструкции, либо удвоенному времени удара.

Таким образом, в ходе выполнения работы получены следующие результаты:

- разработана теоретическая модель распространения волн деформаций и напряжений в рамной конструкции производственного здания;
- получены значения коэффициентов преломления и отражения волн на узле стержневой системы;
- сопоставление результатов эксперимента, проведенного на модели железобетонной рамы с повышенными стойками, с теоретическими расчетами показало, что разработанная математическая модель адекватно описывает распространение волн в рамной конструкции;
- чтобы устранить влияние распространения волн на результаты анализа частот собственных колебаний, регистрацию данных для их определения необходимо начинать не ранее, чем через 5 периодов прохождения волн сдвига по длине полуригеля.

#### СПИСОК ИСПОЛЬЗОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. А. с. № 1449644 СССР, МКИ Е 04 В 1/18. Сборная железобетонная рама / Ю.Д. Золотухин: Белорусский институт инженеров железнодорожного транспорта. – № 4418164/33; Заявл. 29.04.88; Опубл. 07.05.91. – 3 с.
2. Басов К.А. ANSYS в примерах и задачах. – М.: КомпьютерПресс, 2002. – 224 с.
3. Мещеряков В.Б., Шимановский А.О., Исаев В.И. Приближенные модели для определения реакции балки на действие кратковременной сосредоточенной силы // Исследования по механике строительных конструкций и материалов. – Л.: ЛИСИ, 1990. – С. 71-76.
4. Шимановский А., Коломникова О., Коваленко А. Расчет внутренних сил в элементах конструкции железнодорожного подвижного состава при соударении вагонов // ЮЖЕЛ, The 7<sup>th</sup> International Scientific Conference of Railway Experts. – Yugoslavia, Vrnjačka Banja, October 04 – 06. – Београд, 2000. – С. 98–100.
5. Шимкович Д. Г. Расчет конструкций в MSC/NASTRAN for Windows. – М.: ДМК Пресс, 2001. – 448 с.
6. Ahmida K. M., Arruda J. R. F. Estimation of the SEA coupling loss factors by means of spectral element modeling // Journal of the Brazilian Society of Mechanical Sciences and Engineering. – 2003. – V. 25. – № 3. – С. 259-263.
7. Hambric S.A., Taylor P.D. Comparison of experimental and finite element structure-borne flexural power measurements for a straight beam // Journal of Sound and Vibration. – 1994. – V. 170. – № 5. – С. 595-605.
8. Moaveni S. Finite element analysis. Theory and application with ANSYS. – New Jersey: Prentiss Hall Inc. – 1999. – 527 с.