

рукции усиления осуществлялось путём натяжения подвесок (d20 ГОСТ 2590) при помощи гаек М20, на которых подвешена неразрезная главная балка монолитного ребристого чердачного перекрытия. После этого последовал демонтаж трёх оставшихся кирпичных колонн и системы временных деревянных опор (рисунок 1).

В результате наблюдения за монолитным перекрытием силовых дефектов не обнаружено, прогибы не превышают значений, установленных в действующих ТНПА. В результате последующего монтажа в конструкции кровли здания предусмотрено 4 фальшивых слуховых окна (рисунок 4).

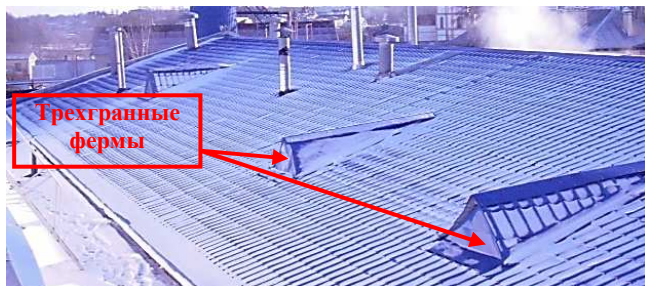


Рисунок 4 – Общий вид кровли цеха после устройства трёхгранных стальных ферм в чердачном пространстве

#### Заключение

1. Выполненный анализ различных конструктивных решений для усиления монолитных ребристых перекрытий позволил разработать наиболее эффективное с конструктивной и экономической точки зрения решение усиления в виде несущей конструкции из пространственных трёхгранных ферм из труб с бесфасоночными узлами.

2. В процессе ввода в эксплуатацию реконструированного помещения прессового цеха СОАО «Беловежские сыры» с разработанным авторами новым конструктивным решением усиления монолитного ребристого перекрытия силовых дефектов не обнаружено, прогибы не превышают значений, установленных в действующих ТНПА.
3. Расчет и конструирование пространственных трёхгранных ферм из труб с бесфасоночными узлами в Республике Беларусь возможно только в соответствии с требованиями ТКП ЕН 1993-1-8 [3], т. к. в базе проектирования, основанной на положениях СНиП II-23-81\* [1, 2], конструкции пространственных узлов из прямоугольных труб не рассматриваются.

#### СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Строительные нормы и правила. Нормы проектирования. Стальные конструкции: СНиП II-23-81\*. – М.: Госстрой СССР: ЦНИИП, 1990. – 96 с.
2. Пособие по проектированию стальных конструкций (к СНиП II-23-81\*). – Москва, ЦНИИСК им. Кучеренко Госстроя СССР, 1989. – 214 с.
3. Технический кодекс установившейся практики. Еврокод 3. Проектирование стальных конструкций Ч. 1–8. Расчет соединений: ТКП ЕН 1993-1-8-2014. – Минск: Министерство архитектуры и строительства Республики Беларусь, 2015. – 128 с.
4. Шурин, А. Б. Особенности конструирования безфасоночных узлов из прямоугольных труб по ТКП ЕН 1993-1-8 / А. Б. Шурин, А. В. Мухин, Н. Н. Шалобыта, Е. В. Макаревич // Теория и практика исследований и проектирования в строительстве с применением систем автоматизированного проектирования (САПР): сборник статей II Международной научно-технической конференции (29–30 марта 2018 года): Брест / БрГТУ – Брест, 2018. – С. 123–127.

Материал поступил в редакцию 12.02.2019

#### SHURYN A. B., MUHIN A. V., SHALABYTA N. N. Space Triangular Cross-section Trusses Made of Roll-formed Welded Steel Sections

A constructive solution has been developed and implemented to reinforce a monolithic ribbed reinforced concrete attic floor slab by using space triangular cross-section trusses made of roll-formed welded steel sections. The key idea behind the adopted solution to reinforce the attic floor slab that was in a critical condition, was to suspend it on an independent load-bearing framework built-up from triangular cross-section trusses resting on vertical supporting elements. The behavior of the resulting whole structure is controlled by way of tensioning the suspensions which the continuous main girder of the monolithic ribbed attic floor slab is attached to.

УДК 624.012

Лизогуб А. А., Тур А. В.

### ПРИМЕНЕНИЕ ЭНЕРГЕТИЧЕСКОГО ПОДХОДА К ОЦЕНКЕ ВЛИЯНИЯ ЭКВИВАЛЕНТНОЙ ДЛИНЫ ПЛАСТИЧЕСКОГО ШАРНИРА НА РЕЗУЛЬТАТЫ НЕЛИНЕЙНОГО АНАЛИЗА ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ

**Введение.** В настоящее время существует значительное количество конечно-элементных программных комплексов, позволяющих решать сложные инженерные задачи. Одной из таких задач является оценка живучести конструктивной системы при наступлении особого события, которая подразумевает выполнение полного нелинейного анализа конструктивной системы.

Для железобетонных конструкций в пластической стадии характерно развитие значительных углов поворота, которые сконцентрированы на небольших локальных участках, называемых пластическими шарнирами.

При выполнении нелинейного анализа железобетонных конструкций с помощью современных расчетных программных комплексов важным этапом является назначение характеристик пластических шарниров и правил их врезки в элементы конструктивной системы.

Одной из главных назначаемых характеристик пластического шарнира является его длина.

Существует ряд эмпирических зависимостей для определения эквивалентной длины пластического шарнира  $l_p$ , предложенных различными авторами [1-6]. Необходимо отметить, что при их применении имеют место различные результаты, получаемые при расчетах одних и тех же конструктивных элементов.

Наличие ряда зависимостей для определения длины пластического шарнира вызывает неопределенность при назначении данного параметра во время выполнения нелинейного анализа с применением программных комплексов. Поэтому целью данной работы является определение модели, дающей результат с наименьшей ошибкой моделирования на фоне экспериментальных данных.

Лизогуб Александр Александрович, магистр технических наук, аспирант кафедры строительных конструкций Брестского государственного технического университета.

Тур Андрей Викторович, к. т. н., доцент, доцент кафедры строительных конструкций Брестского государственного технического университета.

Беларусь, БрГТУ, 224017, г. Брест, ул. Московская, 267.

Таблица 1 – Зависимости для определения эквивалентной длины пластического шарнира

№ п/п	Источник	Длина пластического шарнира $l_p$	Конструктивный элемент
1	Sawyer [1]	$0.25d + 0.075z$	балка
2	Corley [2]	$0.5d + (0.2\sqrt{d})(z/d)$	балка
3	Mattock [3]	$0.5d + 0.05z$	балка
4	Paulay and Priestley [4]	$0.08z + 0.022d_b f_y$	балка, колонна
5	Panagiotakos and Fardis [5]	$0.18z + 0.021d_b f_y$	балка, колонна
6	SAP2000 [6]	$0.1L$	балка, колонна

Примечание:  
 $l_p$  – эквивалентная длина пластического шарнира, мм;  
 $Z$  – расстояние от критического сечения до точки перегиба на эпюре моментов, мм;  
 $d$  – эффективная высота сечения, мм;  
 $d_b$  – диаметр продольной арматуры, мм;  
 $h$  – полная высота поперечного сечения элемента, мм;  
 $f_y$  – напряжения, соответствующие текучести арматуры, МПа;  
 $f_c$  – прочность бетона при осевом сжатии, МПа;  
 $L$  – длина стержневого конечного элемента, мм

**1. Обзор существующих моделей для определения эквивалентной длины пластического шарнира.** Популярность эмпирического подхода при определении длины пластического шарнира обусловлена нелинейной работой материалов, а также неопределенностями в распределении относительных деформаций по высоте сечения в области пластического шарнира и связанной с этим трудностью аналитического решения (в общем случае, при расчете для среднего по длине пластического шарнира допускается применение гипотезы плоского сечения). На сегодняшний день предложен ряд эмпирических зависимостей, позволяющих рассчитать эквивалентную длину пластического шарнира. Наиболее известные из литературы зависимости приведены в таблице 1.

Как видно из таблицы 1, эквивалентная длина пластического шарнира в большинстве эмпирических моделей [1, 2, 3] зависит, главным образом, от величины  $Z$  – расстояния от критического сечения до точки перегиба на эпюре моментов и от эффективной высоты поперечного сечения  $d$ . В некоторых зависимостях, например [4, 5], также учитывается диаметр продольного армирования  $d_b$  и величина напряжений, соответствующих текучести продольной арматуры  $f_y$ . При расчете в SAP2000 [6] по умолчанию значение эквивалентной длины пластического шарнира установлено равным  $0,1L$  (где  $L$  – длина стержневого конечного элемента). Эквивалентная длина пластического шарнира не является физической величиной для реальной области пластического шарнира. Значение  $l_p$  обозначает длину участка, на котором величина пластической кривизны  $\varphi_u$  предполагается постоянной и служит постоянной интегрирования функции кривизны по длине элемента для определения пластических углов поворота и прогибов элемента, работающего в пластической стадии (рисунок 1).

Следует отметить, что величина  $l_p$  является длиной пластического шарнира только с одной стороны от критического сечения. Следовательно, для конструктивных систем с симметричным нагружением и равными пролетами полная эквивалентная длина пластического участка будет равной  $2l_p$ .

Для участка балки, в пределах которого образуется пластический шарнир (рисунок 1), угол пластического поворота критического сечения в общем случае определяется интегрированием:

$$\theta_{pl} = \int_0^{l_y} [\varphi(x) - \varphi_y] dx, \quad (1)$$

где  $l_y$  – расстояние от критического сечения, в котором определяется угол поворота, до сечения, в котором впервые достигается изгибающий момент, соответствующий текучести  $M_y$ ;

$\varphi(x)$  – функция изменения кривизны в предельном состоянии на участке  $l_y$ ;

$\varphi_y$  – кривизна, соответствующая достижению текучести в растянутой арматуре.

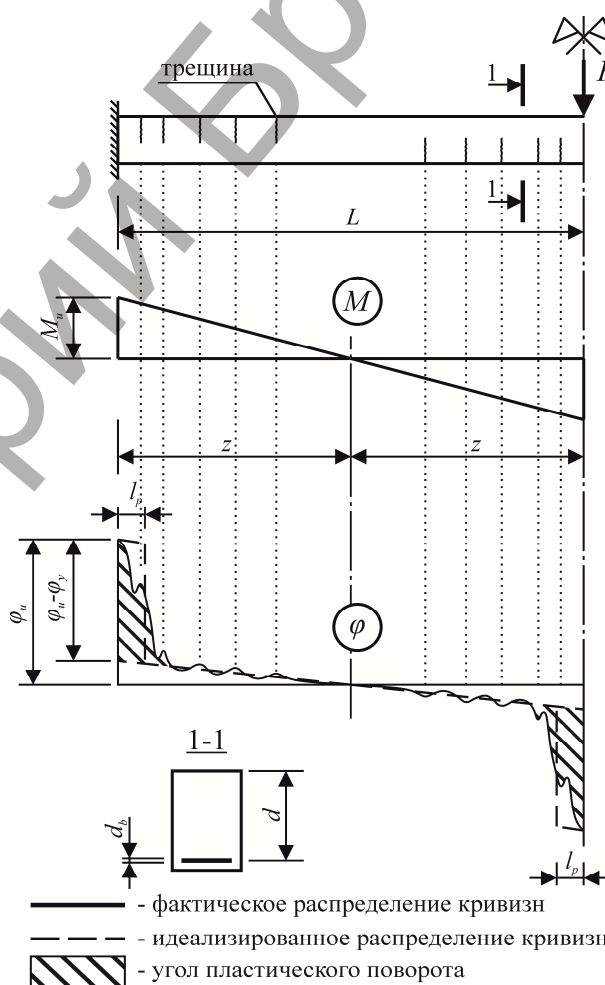


Рисунок 1 – Распределение кривизны и изгибающих моментов для защемленной балки

В общем случае вертикальные перемещения определяют двойным интегрированием функции кривизны  $\varphi(x)$  на длине элемента:

$$\Delta = \iint \varphi(x) dx dx, \quad (2)$$

где  $\varphi(x)$  – функция кривизны для данного уровня нагружения.

**2. Влияние эквивалентной длины пластического шарнира на результаты нелинейного анализа железобетонных конструкций в SAP2000.** Для анализа влияния эквивалентной длины пластического шарнира на результаты расчетов были рассмотрены экспери-

Таблица 2 – Основные характеристики экспериментальных образцов

№ п/п	Пролет $L$ , мм	Геометрические размеры, мм		Армирование критического сечения		Характеристики материалов, МПа		
		$b$	$h$	верхнее	нижнее	$f_{cm}$	$f_{y(верхн.)}$	$f_{y(нижн.)}$
1	5385	711	508	4Ø25	2Ø28	32	476	462
2	1850	150	250	2Ø10	2Ø16	25	435	412

Таблица 3 – Определение эквивалентной длины пластического шарнира  $l_p$

№ п/п	Эскиз конструктивной системы	Исходные параметры					Модель	$l_p$ , мм для сечений		
		$Z$ , мм	$d$ , мм	$d_b$ , мм	$f_y$ , МПа	$L$ , мм		1	2	3
1		2692,5	454	25,4	476	5385	[1]	315	315	-
							[2]	252	252	-
							[3]	362	362	-
							[4]	474	513	-
							[5]	731	769	-
							[6]	539	539	-
2		1850	220	10	435	1850	[1]	194	124	124
							[2]	135	122	122
							[3]	202	156	156
							[4]	244	170	219
							[5]	424	258	305
							[6]	185	93	93

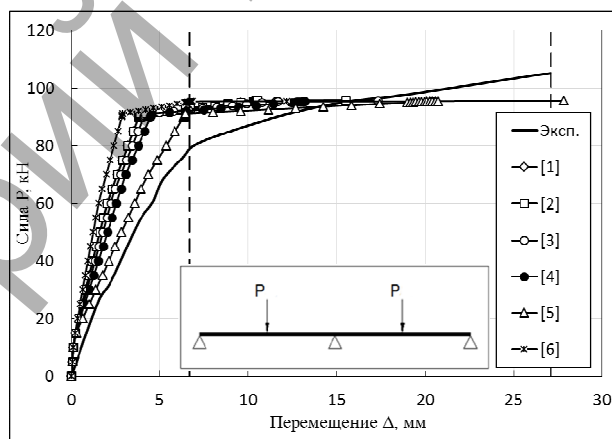
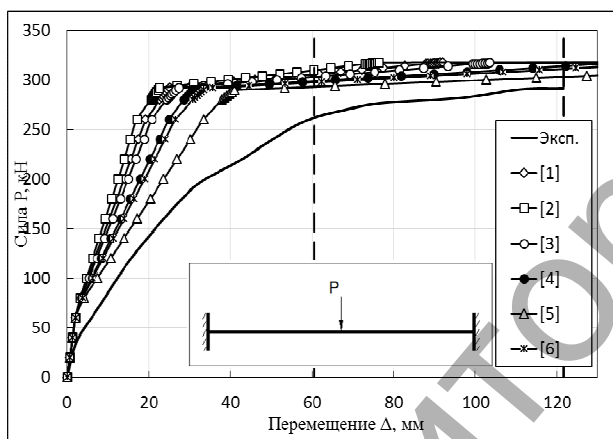


Рисунок 2 – Результаты нелинейных расчетов при разных  $l_p$  на фоне эксперимента

ментальные данные, полученные в работах [7, 8] для конструктивных систем с различными геометрическими размерами, свойствами материалов, условиями закрепления. Основные характеристики рассмотренных образцов представлены в таблице 2.

По зависимостям, представленным в таблице 1, для каждого элемента были определены значения эквивалентной длины пластического шарнира (таблица 3).

При анализе конструктивных систем изменяли только эквивалентную длину пластического шарнира, все остальные параметры принимали аналогичными. Материалы описывали с помощью полных нелинейных диаграмм деформирования, принимая значения параметрических точек по данным, полученным в эксперименте. Параметры пластических шарниров задавали с помощью диаграмм «момент-кривизна». В результате анализа были получены диаграммы «сила-перемещение» при соответствующих эквивалентных длинах пластических шарниров, рассчитанных по зависимостям, представленным в таблице 1. На рисунке 2 представлены результаты нелинейного расчета в виде диаграмм «сила-перемещение» в зависимости от принятой модели длины пластического шарнира.

Как видно из диаграмм «сила-перемещение», изменение собственно эквивалентной длины пластического шарнира  $l_p$  существенно не влияет на величину сопротивления (на величину нагрузки  $P_y$ ) в упругой стадии. Главным образом изменяются величины перемеще-

ний на одинаковых этапах нагружения. При увеличении длины пластического шарнира увеличивается угол наклона части диаграммы «сила-перемещение», соответствующей работе конструкции от момента трещинообразования до достижения текучести в растянутой арматуре  $P_y$  (т. е. корректируется такая важная характеристика, как жесткость конструктивной системы). Кроме того, наблюдается увеличение предельного перемещения  $\Delta_u$  для одного и того же уровня предельной нагрузки  $P_u$ , что говорит о большей пластической деформативности системы при большей эквивалентной длине пластического шарнира  $l_p$ .

**3. Критерий для сравнения зависимостей, описывающих эквивалентную длину пластического шарнира.** Важнейшим вопросом при анализе и сравнении эмпирических зависимостей является выбор научно обоснованного критерия для их сравнения. В данной работе предлагается использовать критерий оценки, основанный на энергетическом подходе и сравнении потенциальных энергий деформаций системы, полученных в ходе эксперимента и расчетным путем.

Фактическая энергия деформирования конструктивной системы определяется как площадь под экспериментальной кривой «сила-перемещение». В зависимости от характерных этапов работы элемента можно рассматривать в качестве критериев сравнения энергию, соответствующую началу пластической стадии (текучести в арматуре) ( $E_{y,exp}$ ), и полную энергию сопротивления ( $E_{u,exp}$ ).

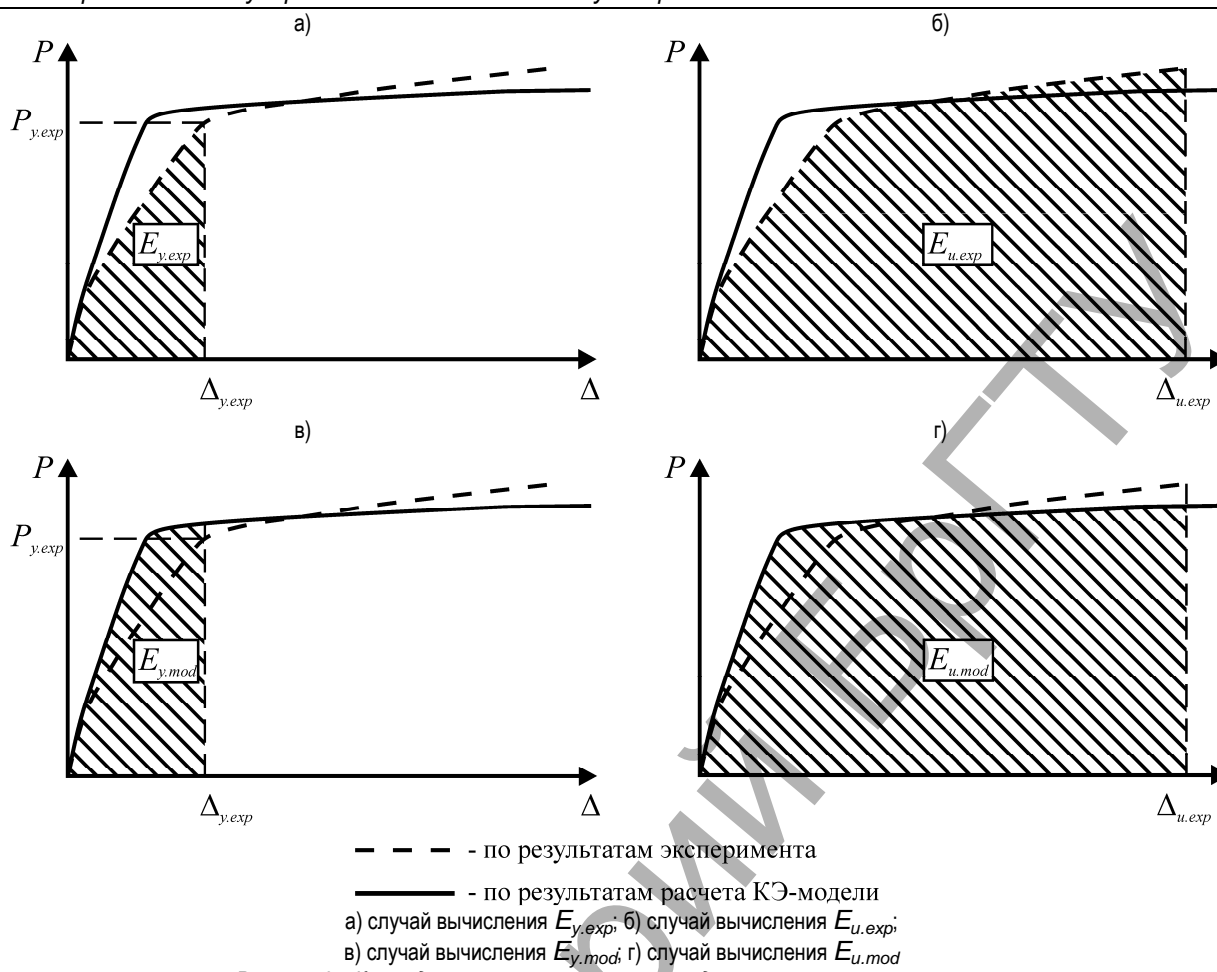


Рисунок 3 – К определению энергии системы по диаграмме «сила-перемещение»

Таблица 4 – Сравнение величин энергий в зависимости от эквивалентной длины пластического шарнира с экспериментальными данными

№ п/п	Уровень энергии и относительное расхождение	По результатам расчета в SAP2000 в зависимости от принятой длины пластического шарнира по модели:						По результатам эксперимента
		[1]	[2]	[3]	[4]	[5]	[6]	
1	$E_y$ , кН·м	15,061	15,434	14,801	14,163	<b>12,963</b>	13,923	10,210
	$E_{y,mod} / E_{y,exp}$	1,48	1,51	1,45	1,39	<b>1,27</b>	1,36	-
	$E_u$ , кН·м	34,267	34,773	33,877	32,868	<b>31,168</b>	32,515	27,340
	$E_{u,mod} / E_{u,exp}$	1,25	1,27	1,24	1,20	<b>1,14</b>	1,19	-
2	$E_y$ , кН·м	0,470	0,470	0,457	0,438	<b>0,368</b>	0,509	0,303
	$E_{y,mod} / E_{y,exp}$	1,55	1,55	1,51	1,45	<b>1,21</b>	1,68	-
	$E_u$ , кН·м	1,307	1,307	1,465	1,734	<b>2,291</b>	1,030	2,240
	$E_{u,mod} / E_{u,exp}$	0,58	0,58	0,65	0,77	<b>1,02</b>	0,46	-

Величина энергий деформирования для каждой из моделей ( $E_{y,mod}$  и  $E_{u,mod}$ ) определяется для тех же перемещений, что и  $E_{y,exp}$  и  $E_{u,exp}$ , соответственно (рисунок 3).

Основная предпосылка такого подхода заключается в том, что при «идеальном» моделировании жесткостные характеристики расчетной модели должны полностью соответствовать жесткостным характеристикам реальной системы на всех этапах её работы. Другими словами, если рассматривать расчетную и экспериментальную диаграммы «P-Δ» такой системы, то в идеале на тех же этапах нагружения в расчетной модели и в реальной конструкции должны происходить одинаковые приращения деформаций системы.

Сравнение энергий деформирования в зависимости от принятой эквивалентной длины пластического шарнира  $l_p$  на фоне экспериментальных данных представлено в таблице 4.

Для защемленной балки (конструктивная система 1) рассматривалась не полная диаграмма «сила-перемещение», полученная в экспе-

рименте [7], а только её область до пикового значения нагрузки. Эмпирическая зависимость, предложенная в работе [5], показала наиболее близкие к эксперименту результаты, как в упругой части, так и в пластической, что видно из сравнения (таблица 4).

Для шарнирной схемы (конструктивная система 2) эксперимент продолжался до разрушения элемента. Как и для 1-го элемента, наименьшая погрешность наблюдается при расчете по зависимости, предложенной в работе [5].

Из результатов, показанных в таблице 4, для зависимости [5] следует, что среднее значение относительного расхождения результатов  $E_{mod} / E_{exp} = 1,16$  при величине коэффициента вариации  $V_6 = 9,3\%$ .

При изменении длины пластического шарнира главным образом меняются значения перемещений (соответствующих текучести  $\Delta_y$  и предельных  $\Delta_u$ ) при неизменном уровне предельной нагрузки. Это связано с тем, что на изменение величины нагрузки  $P_y$  и  $P_u$  главным образом оказывают влияние характеристики материалов (неточности в

задании материалов и статистическая изменчивость свойств материалов). Поэтому при прочих неизменяемых параметрах оценка может быть сведена к оценке величины предельной нагрузки  $P_y$ . При изучении влияния принятой эквивалентной длины пластического шарнира ошибку в описании свойств материалов необходимо свести к минимуму, тогда энергетический подход позволяет правильно оценивать и интерпретировать полученные результаты.

При анализе экспериментальных данных различных авторов была выявлена проблема нехватки полной информации о проведённых экспериментах, что в свою очередь может и привести к неопределённости при исследовании ошибки моделирования (часто не указана прочность бетона в день испытания элементов и т. п.). Для определения ошибки моделирования для различных вычислительных комплексов при выполнении нелинейных расчетов необходимо обладать достоверными экспериментальными данными, содержащими различные статически неопределимые конструктивные системы.

**Заключение.** Выполненные численные исследования показали, что среди проанализированных зависимостей для вычисления эквивалентной длины пластического шарнира, предложенная в работе Panagiotakos and Fardis [5], даёт наилучшую сходимость результатов на фоне экспериментальных данных при выполнении нелинейного расчета и может быть использована в дальнейших исследованиях ошибки моделирования нелинейных расчетов.

Описанный в статье подход к назначению критерия оценки может быть применен при определении ошибки моделирования, принимая во внимание то обстоятельство, что эквивалентную длину пластического шарнира следует рассматривать как базисную переменную расчетной модели. Следует рассмотреть возможность создания дополнительной расчетной процедуры для определения близкой к физической длины

пластического шарнира, опираясь на положения блочной модели сопротивления железобетона с трещинами.

#### СПИСОК ЦИТИРОВАННЫХ ИСТОЧНИКОВ

1. Sawyer, H. Design of concrete frames for two failure states / H. Sawyer // Proc., Int. Symp. on the Flexural Mechanics of Reinforced Concrete, ASCE-ACI. – 1964. – P. 405–431.
2. Corley, W. Rotational capacity of reinforced concrete beams / W. Corley // Journal of the Structural Division. – 1966. – Т. 92. – № 5. – P. 121–146.
3. Mattock, A. H. Discussion of "Rotation Capacity of Reinforced Concrete Beams" / A. H. Mattock, W. G. Corley // Journal of Structural Division ASCE. – 1967. – Vol. 93. – P. 519–522.
4. Priestley, M. J. N. Seismic design of reinforced concrete and masonry buildings / M. J. N. Priestley, T. Paulay. – New York: John Wiley & Sons, Inc., 1992.
5. Panagiotakos, T. B. Deformations of reinforced concrete members at yielding and ultimate / T. B. Panagiotakos, M. N. Fardis // Structural Journal. – 2001. – Vol. 98, № 2. – P. 135–148.
6. SAP 2000 v. 14.0 "Linear and Nonlinear Static and Dynamic Analysis and Design of Three-Dimensional Structures", Computers and Structures, Inc., Berkley, California, USA, June, 2009.
7. Lew, H. S. Experimental Study of Reinforced Concrete Assemblies under Column Removal Scenario / H. S. Lew, Y. Bao, S. Pujol, M. A. Sozen // ACI Structural Journal. – 2014. – Vol. 111. – № 4.
8. Mahmoud, M. H. Moment Redistribution and Ductility of RC Continuous Beams Strengthened with CFRP Strips / M. H. Mahmoud, H. Afefy // International Journal of Civil Engineering Research, ISSN. – 2012. – P. 2278–3652.

Материал поступил в редакцию 15.04.2019

#### LIZAHUB A. A., TUR A. V. Application of Energy Saving approach to the Estimation of the Effect of the Equivalent length of the plastic hinge on the results of Non-Linear analysis of reinforced concrete Structures

One of the most important step of the non-linear analysis of reinforced concrete structure (using modern computational software systems) is to assign the characteristics of plastic hinges and the rules for their insertion into the elements of the structural system. One of the main assigned characteristics of a plastic hinge is its length. There are a number of empirical relationship for determining the equivalent plastic hinge length  $l_p$  proposed by various authors. It should be noted that in their application there are different results for the calculation of the same structural elements. Therefore, the purpose of this article is to determine the model that gives the result with the smallest uncertainty of the simulation comparison with experimental data. The paper proposed an evaluation criterion based on the energy approach and comparison of the potential energies of the system, obtained during the experiment and obtained by calculation.

УДК 692.21

**Деркач В. Н.**

## СОВЕРШЕНСТВОВАНИЕ СТРОИТЕЛЬНЫХ НОРМ ПРОЕКТИРОВАНИЯ КАМЕННЫХ И АРМОКАМЕННЫХ КОНСТРУКЦИЙ В РЕСПУБЛИКЕ БЕЛАРУСЬ

**Введение.** Проектирование каменных зданий в Республике Беларусь с 1961 г. осуществлялось в соответствии со СНиП II-22-81, которые обновлялись с периодичностью 10 лет. Последняя редакция указанных норм, действовавшая в Республике Беларусь до 2018 г., была обновлена в 1981 г. Данные нормы были ориентированы на технологии возведения каменных конструкций 50-60-х годов прошлого столетия, для которых характерными являлись сплошные массивные кладки на известково-цементных растворах. В середине 1990 х гг. в Республике Беларусь были ужесточены требования по энергосбережению в зданиях. Чтобы обеспечить требуемое сопротивление теплопередаче, толщина наружных стен из кирпичной кладки должна была бы составлять не менее 510–640 мм, а более 1,5 м. Это потребовало применения вместо массивных кирпичных однослойных стен, стен из эффективных кладочных материалов: ячеистобетонных или керамзитобетонных блоков, поризованной керамики. Такие стены могли возводиться, как однослойными, так и многослойными с размещением между слоями эффективного утеплителя. Каменная кладка стен из эффективных кладочных матери-

алов возводятся, как правило, на тонкослойных растворных швах. Благодаря этому уменьшаются мостики холода, которыми являются растворные швы, снижается расход раствора, увеличивается производительность труда, а прочность кладки на сжатие возрастает. В то же время приведенные в СНиП II-22-81 данные об деформационных и прочностных характеристиках каменных кладок были получены для кладок первой половины двадцатого века, отличающихся более деформативным кирпичом, применением известковых, глиняных и цементно-известковых растворов. Для кладок из современных кладочных материалов, включая кладки на тонкослойных растворах, эти данные в нормах отсутствуют или носят ограниченный характер. В современных каменных зданиях высотой девять и более этажей, с широким шагом поперечных несущих стен, средний уровень вертикальных сжимающих напряжений увеличился в 2-3 раза по сравнению со зданиями высотой до семи этажей, на которые в основном были ориентированы СНиП II-22-81. При этом более существенно проявляются касательные и растягивающие напряжения, вызванные разной нагруженностью стен. С ростом количества этажей увеличи-

**Деркач Валерий Николаевич, д. т. н., директор филиала РУП «Институт БелНИИС» – Научно-технический центр.**  
Беларусь, 224023, г. Брест, ул. Московская, 267/2.