

УДК 624.016.5

В.П.МИТРОФАНОВ, О.А.ДОВЖЕНКО, кандидаты техн. наук
Полтавский национальный технический университет им. Юрия Кондратюка

О КРИТЕРИИ ПРЕДЕЛЬНОГО СОСТОЯНИЯ ПО ПРОЧНОСТИ ЦЕНТРАЛЬНО СЖАТЫХ ТРУБОБЕТОННЫХ ЭЛЕМЕНТОВ

Анализируются два известных критерия прочности труботонных элементов (ТБЭ) при центральном сжатии (ЦС): 1) по состоянию полного разрушения бетона и текучести трубы, достигаемому при максимальной нагрузке; 2) по состоянию начала «текучести трубы в продольном направлении». Показывается недостаточная обоснованность второго критерия.

Правильный выбор критерия прочности важен не только для адекватного моделирования явления потери несущей способности, но и для обеспечения необходимых качеств конструкций и их элементов, определяемых свойствами применяемых материалов, особенностями конструкции и предъявляемыми к ней требованиями, в частности, надежности и экономичности. Поэтому, поскольку в расчете ЦС ТБЭ используются существенно различные критерии прочности, анализ последних с целью выяснения предпочтительного является актуальной задачей.

При выборе критерия прочности ЦС ТБЭ одни исследователи, основываясь на данных экспериментов, считают предельным состояние полного разрушения ТБЭ в момент достижения максимальной нагрузки [1-6]. Другие авторы [7-9] предлагают рассматривать в качестве предельного состояния ЦС ТБЭ начало текучести трубы в продольном направлении. Последний критерий обосновывается тем, что, по мнению авторов работы [9], ТБЭ «не имеют явного предела разрушения» и поэтому необходимо «ограничивать продольную относительную деформацию из условий эксплуатации труботона». При этом ссылаются на высказывание Н.С.Стрелецкого о том, что «предельная деформация является главенствующей, определяющей предельное состояние, а силовой фактор лишь подбирается по предельной деформации. По существу, такой подход является более правильным. Эксплуатация заканчивается на некоторой деформации Δ , после которой она становится невозможной по тем или другим техническим или хозяйственным соображениям» [7].

Деформационный подход к расчету прочности, четко выраженный в приведенной цитате, имеет смысл для конструкций из пластически упрочняющихся материалов (сталей), которые, по-видимому, подразумевал Н.С.Стрелецкий – металлург, поскольку именно у таких конструкций, в отличие от идеально пластических, можно однозначно

«силовой фактор подбирать по деформациям». Однако ТБЭ не являются упрочняющимися вследствие большой роли в сопротивлении их бетона как псевдопластического материала, увеличивающего объем при неупругом деформировании (дилатансия) и проявляющего на диаграмме деформирования $\sigma_b - \epsilon_b$ после точки строгого максимума нисходящую ветвь (разупрочнение).

Целью настоящей работы является сравнительный анализ двух критериев разрушения ЦС ТБЭ: 1) по стадии полного разрушения; 2) по началу текучести трубы в продольном направлении и обоснование более правильного из них.

Наличие строгого максимума и нисходящей ветви на диаграмме $\sigma_b - \epsilon_b$ бетона как при осевом, так и при трехосном сжатии [10, 27] обуславливает существование строгого максимума и нисходящей ветви и на диаграмме «нагрузка F – характерная деформация ϵ » сталебетонных элементов, включая ТБЭ. Такие диаграммы (рис. 1) получены, например, в опытах [6, 11], в которых нагружающие установки могли контролировать деформации (жесткое нагружение) опытных образцов. Очевидно, состояние ТБЭ, соответствующее максимуму (F_u, ϵ_u) его диаграммы $F - \epsilon$, является опасным, так как даже малое превышение нагрузки F над F_u приводит к потере равновесия и началу незатухающего ускоренного и неустойчивого процесса необратимого деформирования – пластического обрушения, исключающего возможность эксплуатации конструкции. Поэтому ЦС ТБЭ как имеющие достаточно протяженный нисходящий участок диаграммы $F - \epsilon$, близкий к параллельному оси деформации (рис.1), являются пластически разупрочняющимися, способными к пластическому обрушению.

Однако в экспериментах, проводившихся в странах бывшего Союза и СНГ, осуществлялось лишь мягкое нагружение опытных образцов из-за отсутствия специального нагружающего оборудования, способного контролировать деформации. Поэтому опытные диаграммы $F - \epsilon$ могли доходить только до максимума, но не фиксировали нисходящую ветвь. В результате у некоторых авторов возникло неточное представление, что ТБЭ «не имеют явного предела разрушения, их работа должна быть ограничена дополнительным условием», в качестве которого предложено [12] ограничивать «из условий эксплуатации трубобетона» продольную деформацию предельным значением $\epsilon_u = \text{const} = 220 \cdot 10^{-5}$.

Как видно, критерий прочности ТБЭ по началу текучести трубы в продольном направлении (КПНТТ) основан на деформационном под-

ходе, необходимость которого вызывает сомнения, учитывая, во-первых, способность ТБЭ к пластическим разупрочнению и обрушению и, во-вторых, нормативные рекомендации по разделению предельных состояний на две известные группы [13, 14].

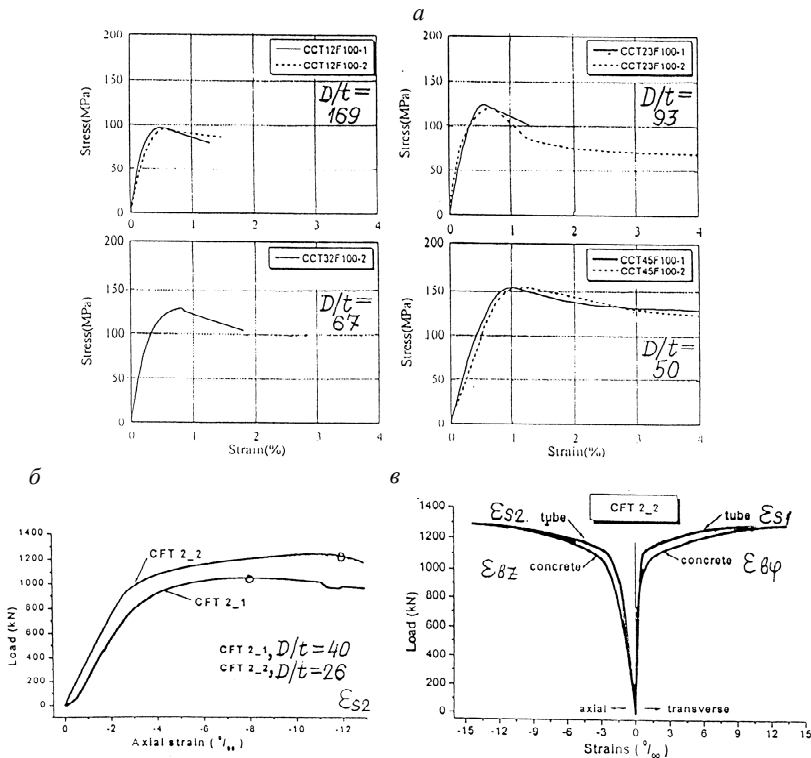


Рис.1 – Диаграммы ЦС ТБЭ:

а – «напряжение F/A_b – деформация ϵ_{s2} » образцов при нагружении только на бетон [6];

б – «нагрузка F – деформация ϵ_{s2} »; в – «нагрузка F – деформация ϵ_{s2} , ϵ_{bz} , ϵ_{s1} , ϵ_{bp} » образца при нагружении на бетон и трубу [11]

Деформационный подход к прочности, очевидно, требует нормирования деформаций по I-й группе предельных состояний (по непригодности к эксплуатации). Однако в нормах [13, 14], как и в нормах различных стран мира, отсутствует какое-либо нормирование деформаций по непригодности к эксплуатации, поскольку ограничение деформаций относится к расчетам по II-й группе предельных состояний (по непригодности к нормальной эксплуатации). В нормах [14] под-

черкуются существенные различия предельных состояний указанных групп – их природы, степени опасности, соответствующие различия необходимых условий и уровней надежности конструкций и их элементов. Поэтому, требование прочности вообще неприводимо к требованию жесткости, хотя такое некорректное приведение допускается в КПНТТ. Если же учесть, что в ТБЭ при максимальной нагрузке достигается состояние пластического обрушения, четко относящееся к предельным состояниям I-й группы, то теряют смысл деформационный подход к прочности ТБЭ и КПНТТ, игнорирующие реально существующий у ТБЭ предел несущей способности, знание которого важно в практике для определения действительного запаса прочности. При этом расчет прочности ТБЭ по состоянию пластического обрушения будет гарантировать ненаступление не только этого состояния, но и значительных деформаций, ему соответствующих.

Недостатки КПНТТ и связанных с ним методов расчета не ограничиваются отмеченными выше. Так, несущая способность ЦС ТБЭ согласно КПНТТ оказывается меньше фактической на 20...30%, что значительно снижает экономическую эффективность применения ТБЭ. Поскольку в момент начала текучести трубы состояние ТБЭ еще не сильно отличается от упругого, для расчета их прочности используется решение Н.И.Мухелишвили задачи упругого равновесия брусьев, составленных из различных материалов [15]. Однако, в «упругие» формулы подставляется коэффициент поперечной деформации бетона $\nu_b = 0,5$, соответствующий стадии больших неупругих деформаций, что указывает на противоречивость методики [8], к которой подталкивает стремление приблизить теоретическую прочность к опытной. Следует заметить, что и другие методы расчета прочности, называемые в [9] как основанные на КПНТТ, например [16], формулы которых по логике [8] должны быть близкими к «упругим», таковыми не являются, поскольку они посредством эмпирически найденных параметров отображают перераспределение напряжений в ТБЭ – снижение сопротивления трубы и повышение прочности бетонного ядра, – происходящее при высоких уровнях развития необратимых деформаций, приближающихся к максимальным.

Значительным недостатком расчетов прочности ТБЭ по КПНТТ является их повышенное расхождение с данными экспериментов по сравнению с расчетами, основанными на критерии полного разрушения ТБЭ и показывающими наилучшую сходимость расчета с результатами испытаний [9].

Почти все известные методы расчета ЦС ТБЭ не учитывают об-

наруженное в опытах [4, 17, 18, 22] существенное влияние на прочность способа приложения нагрузки на концах ТБЭ (одновременно на бетон и трубу, только на бетон, только на трубу) и соответствующего сцепления бетона с трубой. Но поскольку большинство экспериментов проведено с нагружением одновременно на бетон и трубу, этому способу нагружения отвечает большинство известных методов расчета. Однако японские исследователи считают оптимальным нагружение только на бетон при отсутствии сцепления бетона с трубой [18]. Напротив, американские конструкторы стремятся усилить сцепление бетона с трубой посредством коротышей, привариваемых перпендикулярно к внутренней поверхности трубы [19]. Очевидно, современный расчет прочности ТБЭ должен учитывать связанное друг с другом влияние способа приложения нагрузки и сцепления бетона с трубой. Такой расчет [20] получается на основе критерия прочности по состоянию полного разрушения (пластического обрушения) ТБЭ.

Для полноты обоснования необходимости расчета прочности ЦС ТБЭ по критерию (состоянию) пластического обрушения рассмотрим на основе опытных данных [4, 6, 7, 11, 17, 21-24] стадии напряженно-деформированного состояния (НДС) ТБЭ, учитывая особенности поведения бетона как структурно неоднородного псевдопластического материала при осевом и трехосном сжатии [1, 10, 25-28], а стали трубы как упруго-идеальнопластического материала при осевом и плоском напряженных состояниях [29].

1. *Стадия упругой работы ТБЭ* соответствует начальному прямолинейному участку диаграммы $F-\epsilon$ (рис.1), на котором проявляются начальные коэффициенты поперечной деформации трубы $\nu_s \cong 0,28$ и бетона $\nu_b \cong 0,15 \dots 0,20$. При нагружении ТБЭ одновременно на трубу и бетон и указанных значениях ν_s и ν_b бетон не распирает трубу изнутри, труба и бетон работают независимо друг от друга, их продольные деформации опережают поперечные почти соответственно значениям ν_s и ν_b . Величины продольных деформаций бетона ϵ_{bz} несколько больше продольных трубы ϵ_{s2} , а поперечные деформации бетона $\epsilon_{b\phi}$ и трубы ϵ_{s1} трудноразличимы примерно до уровня $0,6 \dots 0,7$ (рис.1, в). Их НДС, согласно «упругому» решению [15] при указанных значениях ν_s , ν_b , близко к осевому сжатию. Близость НДС бетона и трубы к осевому сжатию на начальных этапах нагружения ТБЭ в случае совместного приложения нагрузки на бетон и трубу подтверждается опытными кривыми «нагрузка F – объемная деформация бетона ϵ_{bv} , трубы ϵ_{sv} »

(рис.2) и «нагрузка F – коэффициент поперечной деформации V_b, V_s » (рис.3), которые для бетона почти не отличаются от полученных [25] на сжатых призмах. При этом бетон и труба уплотняются и первый, естественно, значительно больше чем вторая (рис.2).

При нагружении ТБЭ на бетон, наоборот, поперечные деформации трубы ϵ_{s1} опережают продольные ϵ_{s2} , а поперечные $\epsilon_{b\phi}$ и продольные ϵ_{bz} деформации бетона значительно больше соответствующих деформаций трубы [17, 4], т.е. в этом случае нагружения ТБЭ, труба, начиная с упругой стадии, работает преимущественно в поперечном направлении, сдерживая поперечные деформации бетона и испытывая плоское НДС «растяжение-сжатие». Стадия упругой работы ТБЭ продолжается примерно до уровня 0,5...0,7.

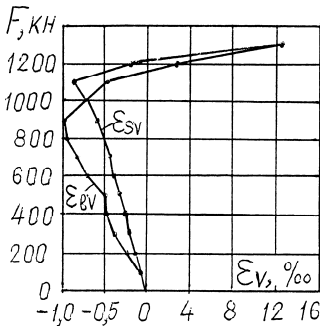


Рис.2 – Объемные деформации бетона ϵ_{bv} и трубы ϵ_{sv} образца СFT 2-2 [11] при нагружении

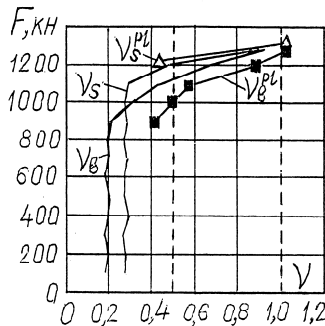


Рис. 3 – Коэффициенты поперечной деформации бетона и трубы образца СFT 2-2 [11] при нагружении, вычисленные по деформациям: полным – V_b, V_s , пластическим – V_b^{pl}, V_s^{pl}

2. Стадия умеренной дилатансии бетона ТБЭ начинается с процесса микротрещинообразования, приводящего к развитию системы дисперсных микротрещин отрыва, ориентированных параллельно сжимающей нагрузке и возникающих при осевом сжатии примерно с уровней 0,4...0,65 [25]. С этих уровней происходит развитие микротрещин и в ТБЭ при нагружении на трубу и бетон. Дисперсное микротрещинообразование вызывает умеренную дилатансию бетона, которая лишь тормозит продолжающееся с начала нагружения уплотнение бетона и не вызывает расширения трубы, коэффициенты поперечной деформации V_b, V_s остаются прежними или V_b немного возрастает

(рис.3), так что на этой стадии при указанном способе приложения нагрузки в трубе и в бетоне ТБЭ сохраняется НДС, близкое к осевому сжатию. Однако, дилатансия бетона связана с развитием в нем необратимых деформаций, обуславливающих небольшое искривление диаграммы $F-\epsilon$.

При нагружении ТБЭ только на бетон, когда происходит раннее распирание трубы изнутри и поперечное сжатие бетона, тормозящее дилатансию, последняя начинается несколько позже, чем при нагружении на бетон и трубу.

3. Стадия текучести трубы ТБЭ начинается в зависимости от условий приложения нагрузки на концах. Так, если нагрузка приложена совместно к трубе и бетону, начало текучести трубы возникает в условиях, близких к осевому продольному сжатию (точка 1' на рис. 4). При нагрузке, приложенной только к бетону, условия начала текучести приближаются к осевому поперечному растяжению (точка 3' на рис.4).

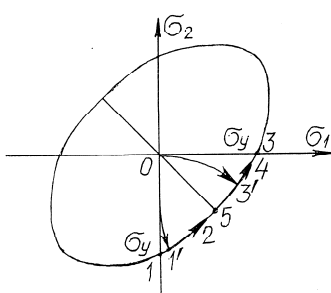


Рис.4 – Траектории нагружения стенки ЦС ТБЭ 01', 03' и эллипс Мизеса с путями перераспределения напряжений 1'2, 3'4 соответственно при нагрузке «на бетон и трубу» и «только на бетон»

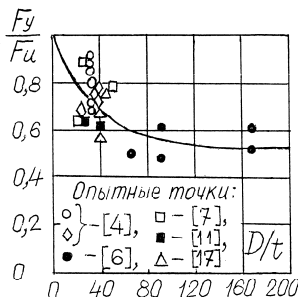


Рис.5 – Зависимость уровня нагрузки в момент начала текучести трубы ЦС ТБЭ от ее параметра тонкостенности

При этом уровень нагрузки в момент начала текучести трубы ЦС ТБЭ зависит от отношения D/t наружного диаметра трубы D к толщине стенки t (параметр тонкостенности трубы D/t) так, что с увеличением D/t уровень начала текучести трубы F_y/F_u снижается (рис.5). Нисходящую кривую на рис.5 можно теоретически обосновать тем, что, очевидно, при минимально возможном значении $D/t=2$ должно быть $F_y/F_u=1$ в случае нагружения на трубу и бетон, а с увеличением D/t снижается вклад трубы в сопротивление ТБЭ. При нагрузке на трубу и бетон для обычно используемых $D/t=20...40$ уровень начала текучести

трубы составляет примерно 0,6...0,8. Начало текучести трубы обусловливает увеличение неупругих деформаций ТБЭ и дополнительное искривление диаграмм $F-\epsilon$ на рис. 1.

4. *Стадия интенсивной дилатансии бетона ТБЭ* связана с зарождением и развитием на уровнях нагрузки выше 0,7 поверхности разрушения (сдвига) бетона в виде наклонной поверхности локализации неупругих деформаций, происходящей вследствие концентрации на ней множества микротрещин отрыва и сдвига [28]. Благодаря повышенной податливости поверхности (слоя) локализации неупругих деформаций, части бетонного ядра ТБЭ, ею (им) разделенные, начинают движение относительно друг друга почти как жесткие тела и в бетоне возникают значительные поперечные перемещения и деформации, обуславливающие его интенсивную дилатансию, распирающие трубы изнутри бетоном и существенное поперечное обжатие бетона как реакция трубы на его поперечные деформации. Явление локализации неупругих деформаций в виде поверхностей (полос, зон) сдвига характерно для структурно неоднородных псевдопластических материалов в условиях сжатия. Оно наблюдается как при испытании на сжатие призм и цилиндров из бетона и горных пород, так и в природных горных массивах. Необходимость сдвиговой локализации деформаций в дилатирующих средах с внутренним трением обоснована Райсом [28]. Интенсивная дилатансия бетона четко фиксируется на рис.1, ϵ с момента превышения поперечной деформации бетона $\epsilon_{b\phi}$ над одноименной деформацией трубы ϵ_{s1} , которые до этого были равными. Интенсивная дилатансия бетона обуславливает прекращение его уплотнения, переход к разуплотнению и достижение растягивающей объемной деформации ϵ_{bv} (рис.2). Немного позже под влиянием бетона аналогичные объемные деформации ϵ_{sv} начинает испытывать и труба. При этом величины ϵ_{bv} и ϵ_{sv} сближаются. Интенсивная дилатансия бетона приводит к резкому увеличению коэффициента поперечной деформации бетона $\nu_b = -\epsilon_{b\phi}/\epsilon_{bz}$, а затем и трубы $\nu_s = -\epsilon_{s1}/\epsilon_{s2}$ (рис.3).

Информацию о характере НДС трубы и бетона ТБЭ в состояниях необратимого деформирования можно получить по опытным значениям коэффициентов пластической поперечной деформации трубы $\nu_s^{pl} = -\epsilon_{s1}^{pl}/\epsilon_{s2}^{pl}$ и бетона $\nu_b^{pl} = -\epsilon_{b\phi}^{pl}/\epsilon_{bz}^{pl}$, равных отношениям пластических компонент соответствующих деформаций. Так, согласно достаточно точному для обычных сталей труб ассоциированному закону течения и критерию текучести Мизеса [29], при текучести в условиях осевого сжатия должно быть $\nu_s^{pl} = -0,5$, при чистом сдвиге $\nu_s^{pl} = -1$,

при осевом растяжении $v_s^{pl} = -2$. Тогда из рис.3 видно, что осевое сжатие трубы в ТБЭ, нагруженных на бетон и трубу в опытах [11], сохраняется и в начале интенсивной дилатансии бетона. Но последующее деформирование приводит к $v_s^{pl} \rightarrow 1$ (рис.3), т.е. приближает НДС трубы к чистому сдвигу, благодаря процессу перераспределения напряжений, направленному согласно стрелке 1'-2 на эллипсе Мизеса (рис.4). В случае нагружения ТБЭ на бетон, при состояниях интенсивной дилатансии бетона в стенке трубы происходит перераспределение напряжений, направленное, вероятно, по стрелке 3'-4 на рис.4.

Поскольку бетон в условиях трехосного сжатия в ТБЭ проявляет способность к значительным пластическим деформациям, то для оценки величины отношения σ_{br}/σ_{bz} поперечного обжатия σ_{br} к продольному напряжению σ_{bz} в стадиях интенсивной дилатансии бетона и предельного состояния ТБЭ можно попытаться применить ассоциированный закон течения. Если в качестве пластического потенциала принято условие текучести (прочности) Баландина-Гениева, то получается

$$\sigma_{br} / \sigma_{bz} = 1 + [(R_b - R_{bt}) / \sigma_{bz}] \left[(1 - v_b^{pl}) / (1 + 2v_b^{pl}) \right]. \quad (1)$$

При опытной величине $v_s^{pl} \rightarrow 1$ (рис.3) и $\sigma_{bz}/R_b=2,0\dots2,2$ из (1) следует $\sigma_{br}/\sigma_{bz} \rightarrow 0,13\dots0,2$, что довольно близко к данным [7] для стадии предельного состояния. Неупругое деформирование бетона и трубы, связанное с интенсивной дилатансией бетона, вызывает существенное искривление (нелинейность) диаграммы F-ε ТБЭ (рис.1), которая становится все более полой, приближаясь к максимуму.

Таким образом, в стадии интенсивной дилатансии бетона происходит характерное для ТБЭ перераспределение напряжений: 1) снижение продольного сопротивления трубы сжатию σ_2 вследствие действия поперечного растягивающего напряжения σ_1 ; 2) повышение сопротивления бетона продольному сжатию σ_{bz} за счет поперечного обжатия его σ_{br} . Противоположное изменение продольных напряжений трубы и бетона ТБЭ, очевидно, приводит к достижению максимума на диаграмме F-ε (рис.1) с последующим разупрочнением ТБЭ вследствие развития большой текучести трубы, теряющей способность сдерживать поперечные деформации разрушающегося и снижающего прочность бетона.

5. *Предельное состояние ЦС ТБЭ* наступает в момент достижения максимальной (предельной) нагрузки F_u при предельной деформации ϵ_u , превышение которой приводит к пластическому обрушению ТБЭ,

если нагрузка не снижается соответственно падающей несущей способности. Предельные продольные деформации ЦС ТБЭ ϵ_u снижаются с ростом параметра D/t и при оптимальных тонкостенных трубах с $D/t=50...200$ составляют 4-6% (рис.6), что близко к наблюдаемым у обычных косвенноармированных ЖБЭ [7].

Хорошо известные две формы разрушения ЦС ТБЭ (рис.7) четко выявляют зоны локализации необратимых деформаций бетона, и особенно, трубы по наблюдаемым линиям скольжения Д.К.Чернова – Людерса. Эти формы разрушения свидетельствуют о возможности применения для определения предельной нагрузки ЦС ТБЭ расчетной схемы жестко-пластического кинематического механизма, давно и успешно используемой в расчетах прочности бетонных и железобетонных элементов при сложных НДС [1, 5, 20, 30-32]. Поэтому значительные пластические свойства ЦС ТБЭ, близкие к идеальным вблизи строгого максимума диаграммы $F-\epsilon$, обусловили, что большинство известных методов расчета прочности ЦС ТБЭ производится по состоянию полного разрушения и теориям пластичности [1-3, 5, 6, 11]. Так, для получения усовершенствованного метода расчета прочности ТБЭ были использованы соответствующие теории пластичности бетона и стали, объединенные в модели ТБЭ, рассчитанной по вариационному методу [30]. В результате был разработан общий вариационный метод расчета прочности центрально и внецентренно сжатых, а также изгибаемых ТБЭ [5]. Этот метод был проверен по данным ряда экспериментов и показал удовлетворительное согласование теоретической прочности с опытной для различных НДС ТБЭ [33]. Разработанный метод позволяет учитывать влияние способа приложения нагрузки на концах ЦС ТБЭ и сцепления трубы с бетоном [20].

Таким образом, деформационный подход к расчету прочности, основанный на ограничении величины деформаций, имеет смысл лишь для пластически упрочняющихся конструкций и элементов. Однако он не используется в нормах стран мира, которые не нормируют деформации по непригодности к эксплуатации, так как контроль деформаций относят к расчетам по непригодности к нормальной эксплуатации.

Труبوبетонные конструкции и элементы не являются пластически упрочняющимися, а относятся к пластически разупрочняющимся, поскольку их диаграмма «нагрузка F – характерная деформация ϵ » имеет строгий максимум (F_u , ϵ_u) и последующую нисходящую ветвь.

При $F > F_u$, $\epsilon > \epsilon_u$ происходит пластическое обрушение (полное разрушение) ТБЭ, исключаяющее возможность их эксплуатации и обу-

словливающее необходимость расчета прочности ТБЭ по состоянию полного разрушения, всецело отвечающему нормативным признакам предельного состояния по несущей способности.

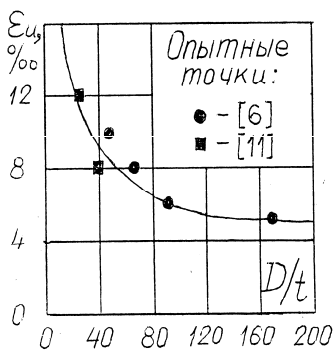


Рис.6 – Снижение предельной деформации ЦС ТБЭ с увеличением тонкостенности трубы при передаче нагрузки на бетон и трубу [11] и только на бетон [6]

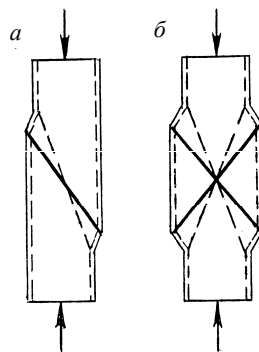


Рис.7 – Обратносимметричная (а) и симметричная (б) формы разрушения ЦС ТБЭ с поверхностями скольжения трубы (—) и разрушения (сдвига) бетона (-----)

Критерий прочности ТБЭ по началу «текучности трубы в продольном направлении» неприемлем, так как он:

- не определяет действительно опасное состояние пластического обрушения ТБЭ и оставляет неизвестным практически важный предел реальной несущей способности ТБЭ;
- занижает несущую способность ТБЭ на 20-30% и более и уменьшает эффективность применения ТБЭ;
- является некорректным смешением требований I и II групп предельных состояний, различных по своей природе и несовместимых по степени опасности и соответствующим условиям и уровням надежности [14];
- приводит к эклектическим противоречивым методам расчета прочности ТБЭ, совмещающим применение «упругих» зависимостей со значениями некоторых параметров, соответствующими стадии развитых необратимых деформаций;
- использует некорректное понятие «текучесть трубы в продольном направлении», хотя в действительности текучесть стенки трубы происходит сразу в двух направлениях с соответствующими скоростями, зависящими от характера НДС стенки трубы.

В состоянии необратимого деформирования при интенсивной дилатансии бетона в трубе и бетоне ТБЭ происходит характерное перераспределение продольных сжимающих напряжений: снижение σ_{s2} в трубе за счет развития поперечных растягивающих напряжений σ_{s1} и возрастание σ_{bz} в бетоне, благодаря поперечному обжатию σ_{br} . Соотношения и величины перераспределенных напряжений существенно зависят от способа приложения нагрузки на концах ТБЭ.

Способность к большим пластическим деформациям и близость к направлению оси деформаций нисходящего участка диаграммы F–ε ТБЭ обуславливают применимость для расчета прочности ТБЭ модели идеально пластического тела.

По отношениям опытных неупругих поперечных и продольных деформаций трубы и бетона можно на основе ассоциированного закона течения и подходящих пластических потенциалов получить данные о характере их НДС в состояниях развитых необратимых деформаций.

1. Гвоздев А.А. Расчет несущей способности конструкций по методу предельного равновесия. – М.: Гостройиздат, 1949. – 280 с.

2. Долженко А.А. К теории расчета трубобетона // Сб. научн. тр. Воронежского ИСИ. Вып. 10. – Воронеж, 1964. – С. 25-33.

3. Sakino K., Xiao Y., Tomii M. Elastic-Plastic Behavior of Concrete Confined in Circular Steel Tube or Spiral Reinforcement. Proc. of the 3-rd Int. Conf. on Steel-Concrete Composite Structures. Fukuoko, Japan, Sept. 1991. – pp. 67-73.

4. Дегтярев В.В., Смирнов Н.В., Васькин В.М. Колонны с высокой несущей способностью из трубобетона с нагружением на бетонное ядро // Транспортное строительство. – 1995. – №4-5. – С. 40-45.

5. Митрофанов В.П., Онипенко Д.К. Вдосконалений розрахунок міцності трубобетонних елементів варіаційним методом // Будівництво України. – 1999. – №1. – С.44-46.

6. Sun Y., Ikenono Y., Sakino K. Mechanical Properties of Ultra High-Strength Concrete Confined by Steel Tube/ 5-th Int. Symp. on Utilization of HS/HP Concrete. 20-24 June 1999, Sandefjord, Norway. – Proc., Vol. 1. – pp. 636-645.

7. Кикин А. И., Санжаровский Р.С., Труль В.А. Конструкции из стальных труб, заполненных бетоном. – М.: Стройиздат, 1974. – 144 с.

8. Стороженко Л.И., Ермоленко Д.А., Назаров А.В. Напряженно-деформированное состояние сжатых трубобетонных элементов // Зб. наук. праць Полт. нац. техн. ун. ім. Ю.Кондратюка. Сер. : Галузеве машинобуд., буд. Вип. 14. – Полтава: ПолтНТУ, 2004. – С.33-37.

9. Стороженко Л.И., Синельник О.П. Аналіз методів розрахунку міцності трубобетону при осьовому стисненні // Зб. наук. праць Полт. нац. техн. ун. ім. Ю.Кондратюка. Сер. : Галузеве машинобуд., буд. Вип. 14. – Полтава: ПолтНТУ, 2004. – С.41-44.

10. Ansari F. Stress-Strain Response and Failure Surface of High Strength Concrete Under Generalized State of Stress. Innovations and Developments in Concrete Materials and Construction. Proc. of the Int. Conf. Held in the University of Dundee, Scotland, UK, 9-11 Sept. 2002. – pp. 781-794.

11. De Nardin S., de C. El Debs A.L.H. Composite Columns of Concrete-Filled Hollow Section: Experimental Evaluation of the Axial Capacity. 5-th Int. Symp. on Utilization of

HS/HP Concrete. 20-24 June 1999, Sandefjord, Norway. – Proc., Vol. 1. – pp. 487-496.

12.Стороженко Л.И., Сурдин В.М. Розрахунок трубобетонних конструкцій при короткочасній і тривалій дії навантаження. – К.: Будівельник, 1972. – 132 с.

13.СНиП II-A.10-71 Строительные конструкции и основания. Основные положения проектирования. – М.: Стройиздат, 1979. – 8 с.

14.Designers' Guide to EN 1990. Eurocode: Basis of Structural Design/ H. Gulvanessian, J-A. Calgaro and M.Holicky. – London: Thomas Telford Ltd., 2002. – 192 p.

15.Мухелишвили Н.И. Некоторые основные задачи математической теории упругости. – 5-е изд., испр. и доп. – М.: Наука, 1966. – 708 с.

16 ENV 1994-1-1: Eurocode 4. Design of Composite Steel and Concrete Structures, Part 1.1: General Rules and Rules for Buildings. – Brussels: ECS, 1994. – 180 p.

17.Стороженко Л.И., Сурдин В.М. Исследование трубобетонных элементов при осевом сжатии // Строительные конструкции. Вып. XIII. – К.: Будівельник, 1969. – С.97-106.

18.Трубобетонные колонны без сцепления бетона со стальной облоймой (Япония) // Экспресс-информация. Вып. 17. Сер. 8 «Строительные конструкции и материалы». – М.: ВНИИИС, 1986. – С. 2-3.

19.Попкова О.М. Конструкции зданий и сооружений из высокопрочного бетона // Обзорная информация. Сер. «Строительные конструкции». Вып.5. – М.: ВНИИТПИ Госстроя СССР, 1990. – 78 с.

20.Митрофанов В.П., Митрофанов Б.П., Шкурूपій О.А. Розрахунок міцності стиснутих трубобетонних елементів варіаційним методом з урахуванням характеру прикладання навантаження // 36. наук. праць Полт. нац. техн. ун. ім. Ю.Кондратюка. Сер.: Галузеве машинобуд., буд. Вып.13. – Полтава: ПолтНТУ, 2003. – С.34-38.

21.Росновский В.А., Липатов А.Ф. Исследование труб, заполненных бетоном // Железнодорожное строительство. – 1952. – №11. – С.30-33.

22.Маренин А.Ф., Ренский А.Б. Вопросы прочности стальных труб, заполненных бетоном. Материалы по металлическим конструкциям. Вып. 4. – М.: Госстройиздат, 1959. – С.60-69.

23.Долженко А.А. Исследование сопротивления трубобетона осевому сжатию // Сб. научн. тр. Воронежского ИСИ. Вып.10. – Воронеж, 1964. – С.2-24.

24.Митрофанов В.П., Онипенко Д.К. Експериментальне дослідження коротких стиснутих і зігнутих трубобетонних елементів // Вісник Вінницького політехнічного інституту. – 1999. – №5. – С.47-50.

25.Прочность, структурные изменения и деформации бетона / А.А.Гвоздев, А.В.Яшин, К.В.Петрова, И.К.Белобров и др. – М.: Стройиздат, 1978. – 229 с.

26.Dahl K.K.V. A Failure Criterion for Normal and High Strength Concrete. Serie R, No 286. – 122 p. – and A Constitutive Model of Normal and High Strength Concrete. Serie R, No 287. – 100 p. – Copenhagen: Techn. Univ. of Denmark, 1992.

27.Rogge A. Material Properties of HSC Under Triaxial Compression. 5-th Int. Symp. on Utilization of HS/HP Concrete. 20-24 June 1999, Sandefjord, Norway. – Proc., Vol.2. – pp. 1292-1300.

28.Райс Дж. Механика очага землетрясения: Пер. с англ. – М.: Мир, 1982. – 217 с.

29.Качанов Л.М. Основы теории пластичности. – 2-е изд., перераб. и доп. – М.: Наука, 1969. – 420 с.

30.Митрофанов В.П. Вариационный метод в теории идеальной пластичности бетона // Строительная механика и расчет сооружений. – 1990. – №6. – С.23-28.

31.Nielsen M.P. Limit Analysis and Concrete Plasticity. 2-nd Ed. – Boca Raton, Florida: USA: CRC Press, 1999. – 908 p.

32. Митрофанов В.П., Довженко О.О., Погрібний В.В. Про можливість застосування передумови про ідеальну пластичність до бетону // Вісник ОДАБА. Вип.7. – Одеса: ОДАБА, 2002. – С.118-124.

33. Митрофанов В.П., Онипенко Д.К. Експериментальна перевірка варіаційного методу розрахунку стиснутих і зігнутих трубобетонних елементів // Будівельні конструкції. Вип.50. – К.: НДІБК, 1999. – С.172-176.

Получено 21.03.2005

УДК 624.131.38

Ю.Л.ВИННИКОВ, А.М. ПАЩЕНКО, кандидати техн. наук, І.А.СРМАКОВА
Полтавський національний технічний університет ім. Юрія Кондратюка

ДО МОДЕЛЮВАННЯ УЩІЛЬНЕННЯ ҐРУНТОВОЇ СУМІШІ

Наведено методуку і приклад математичного моделювання методом кінцевих елементів (МКЕ) ущільнення в лотку укочуванням шару кінцевої товщини суміші відходів гірничого виробництва та суглинку.

Однією з проблем використання сумішей відходів гірничозбагачувального виробництва (так званих “хвостів”) з глинистими ґрунтами для зведення насипів і зворотних засипок, яка стоїть перед проектувальниками, є необхідність достовірного прогнозу характеристик таких штучних ґрунтів в ущільненому стані [1].

Шляхом натурних і лоткових досліджень [2] було визначено оптимальне співвідношення складових такої суміші (70% – “хвостів” і 30% – суглинку), її оптимальна вологість ($w_{opt} \approx W_p - (0,01 \dots 0,02)$), де W_p – вологість ґрунту на межі розкочування), потужність шарів після відсипання, режим ущільнення (зокрема укочуванням рівнобарбанним котком), щільність сухого ґрунту в ущільненому шарі після завершення укочування $\rho_{d,s}$ тощо.

Але за практичних умов проведення кожного разу таких досліджень досить трудомісткий процес, тобто бажано в більшості випадків отримувати достовірні величини наведених характеристик штучних масивів розрахунком. Тому є сенс використати числове моделювання процесу укочування насипного шару ґрунту.

З цією метою пропонується застосовувати програмний комплекс “PRIZ-Pile”, в якому використанням МКЕ і кроково-ітераційних процедур реалізовано рішення вісесиметричної задачі у фізично і геометрично нелінійній постановці й можливо враховувати технологічні, геометричні та конструктивні особливості методів ущільнення [3]. Цей підхід вже апробовано авторами для визначення наведених параметрів суглинків, що укочувались прохідками навантажених самоскидів [4].