



Федеральное агентство по образованию РФ
Российская академия архитектуры и строительных наук
Администрация Тульской области и г. Тулы
ООО «Тульский завод ЖБИ»
Тульский государственный университет
Кафедра «Строительство, строительные материалы
и конструкции»

СБОРНИК МАТЕРИАЛОВ

**XI Международной
научно-технической конференции
«Актуальные проблемы строительства
и строительной индустрии»
(30 июня – 2 июля 2010 г.)**



**ТУЛА
2010**

В настоящем сборнике опубликованы материалы, представленные участниками XI Международной научно-технической конференции «Актуальные проблемы строительства и строительной индустрии» (Тульский государственный университет, 30 июня – 2 июля 2010 года, г. Тула).

Тезисы докладов соответствуют авторским оригинал макетам, поступившим в оргкомитет конференции.

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Баранова Т.И. – чл.-корр. РААСН, д.т.н., проф., ПГУАС (г. Пенза)

Трещёв А.А. – советник РААСН, д.т.н., проф., ТулГУ (г. Тула)

ОРГКОМИТЕТ КОНФЕРЕНЦИИ

Председатель:

Грязев М.В. – академик ЖКХ, д.т.н., проф., ректор ТулГУ

Зам. председателя:

Трещев А.А. – советник РААСН, д.т.н., проф., зав. каф. ТулГУ

Члены оргкомитета:

Лигай С.Е. – зам. главы г. Тулы,

Захарова И.А. – к.ф.-м.н., ТулГУ,

Теличко В.Г. – к.т.н., ТулГУ,

Теличко Г.Н. – к.т.н., проф., ТулГУ

ПРОГРАММНЫЙ КОМИТЕТ

Сопредседатели:

Карпенко Н.И. – академик РААСН, д.т.н., профессор (РААСН);

Петров В.В. – академик РААСН, д.т.н., профессор (СГТУ);

Баранова Т.И. – чл.-корр. РААСН, д.т.н., проф., ПГУАС (г. Пенза)

Члены программного комитета:

Бобрышев А.Н. – чл.-корр. РААСН, д.т.н., проф., ПГУАС (г. Пенза)

Белов В.В. – д.т.н., проф. ТверьГТУ (г. Тверь)

Зубчанинов В.Г. – д.т.н., проф. ТверьГТУ (г. Тверь)

Калашников В.И. – советник РААСН, д.т.н., проф., ПГУАС (г. Пенза)

Трещев А.А. – советник РААСН, д.т.н., проф. ТулГУ (г. Тула)

Неделин А.В. – ООО «Тульский завод ЖБИ», к.т.н., зав. филиалом кафедры ССМиК ТулГУ (г. Тула)

СПОСОБ РЕГУЛИРОВАНИЯ УСИЛИЙ В СТЕРЖНЯХ АРОЧНОЙ ФЕРМЫ

Аристов В.В., Будынков В.И.
САДИ СГТУ, г. Саратов, Россия

Усилия в сечениях арки во многом зависят от величины распора. В данной работе предлагается повысить несущую способность 3-х пролётной арки введением преднапряжённого троса с регулируемым усилием и закреплённого в специальных, расчётом определённых точках, рационально распределяющим нагружения арки.

Так как арочная ферма не имеет горизонтальных реакций, то она воспринимает внешнюю вертикальную нагрузку аналогично балке, поэтому, чтобы сделать конструкцию более выгодной, введём затяжку. Суть введения её состоит в том, что эпюра изгибающих моментов, возникающих в арке, будет аналогична эпюре моментов, возникающих в балке. Затяжка создаёт момент обратный действующему, от внешней нагрузки, и в сумме он будет уравновешен, то есть равен 0 или близок к нему.

Рассмотрим неразрезную 3-х пролётную арочную ферму. Особенность её состоит в том, что она работает на восприятие как положительных (в середине пролёта), так и отрицательных (на опорах) моментов. Затяжки вводим в места с нулевыми балочными изгибающими моментами, закрепляя их в центре стойки для равномерного регулирования усилий верхнего и нижнего поясов, предварительно усилив узлы закрепления дополнительными стержнями. Таким образом можно пропустить трос (затяжку) через точки с нулевыми изгибающими моментами на всю арочную ферму.

При воздействии распора усилия в стержнях будут изменяться. Таким образом, их можно регулировать путём натяжения или ослабления троса. Выбрав наиболее подходящую величину распора, обоснованную результатами расчётов, используем её в работе конструкции.

В узлах соединения затяжки и фермы можно поставить механизм, который будет осуществлять натяжение троса и поддерживать его в заданном напряжённом состоянии, а в стержнях с наибольшими усилиями поставить тензодатчики обратного действия, которые будут фиксировать величины усилий, и если они будут изменяться, то будет автоматически срабатывать механизм натяжения или ослабления троса.

Введение затяжки позволит намного сократить расход материала на сооружение конструкции. Недостатком этого способа является то, что необходимо очень тщательно следить за состоянием конструкции, в частности троса и исправности механизма его натяжения. Если они выйдут из строя, то и вся конструкция разрушится, так как возникнут очень большие напряжения в стержнях, которые будут превышать расчётное сопротивление материала.

ОПТИМИЗИРОВАНИЕ ЗЕРНОВОГО СОСТАВА ЗАПОЛНИТЕЛЯ СТРОИТЕЛЬНОГО КОМПОЗИТА

Белов В.В., Образцов И.В., Реунов А.Г., Воробьев Р.В.
ТверьГТУ, г. Тверь, Россия

К заполнителям для бетона предъявляются требования, учитывающие особенности влияния заполнителя на свойства бетона. Заполнитель представляет собой совокупность отдельных зерен, т. е. является зернистым материалом, для которого имеется ряд общих закономерностей. Наиболее существенное влияние на свойства бетона оказывают зерновой состав, прочность и чистота заполнителя. Для оптимизации гранулометрического состава заполнителя с целью обеспечения наиболее плотной упаковки зерен применяются в основном два способа: 1) получение «эталонной» или «идеальной» кривой гранулометрического состава минеральной части композита или его экспериментальная оптимизация на основе использования специально подготовленных «узких» фракций; 2) смешивание реальных сырьевых компонентов в оптимальном соотношении.

В данной работе оптимизация упаковки частиц заполнителя производилась с использованием компьютерного метода моделирования и разработанной программы, дающей количественную оценку полученной упаковки [1]. Использован алгоритм перекатывающихся частиц, который относится к типу “drop and roll” [2]. С помощью разработанной программы, задавая начальные параметры, можно получить количественную оценку упакованного массива сферических частиц. Таким образом, программа позволяет исследовать процесс упаковки двухфракционной системы частиц, с возможностью задания их размеров, количества в пределах своей фракции, а также параметров уплотнения, что позволяет добиться более плотных структур. После установки начальных параметров, в режиме построения трехмерной модели можно регулировать процесс заполнения бункера частицами, задавая очередность засыпки фракций, а также включая и отключая уплотнение. Результатом работы программы является построенная трехмерная модель упаковки частиц, рассчитанный объем засыпанных частиц, а также объем пор. Использование единственным образом алгоритма, описанного выше, оказывается недостаточно для реконструкции пространственных свойств материалов, поскольку истинная форма частиц и пор отличается от идеальной (сферической). Однако данная идеализированная модель в первом приближении дает количественную оценку полученной упаковки. Возможность регулирования параметров модели способствует получению различных типов упаковок, что в свою очередь демонстрирует влияние подбора состава на структуру композита.

Применение оптимального гранулометрического состава заполнителя позволило повысить предел прочности при сжатии бетона в среднем на 35 % (зерновой состав по «идеальной» кривой Функа) и 92 % (зерновой состав

найденным методом экспериментальной оптимизации) по сравнению с применением заполнителя контрольного зернового состава.

Библиографический список

1. Пат. 201610796 Российская Федерация. Программа для моделирования хаотичной упаковки 2-х фракционной смеси гранул / Белов В. В, Образцов И. В., Реунов А. Г.; заявитель и патентообладатель Тверской гос. тех. университет – № 2009616803, зарегистрировано 25.01.10.
2. Исследование структуры пор в компьютерных моделях плотных и рыхлых упаковок сферических частиц/ В.П. Волошин, Н.Н. Медведев, В.Б. Фенелонов, В.Н. Парман // Журнал структурной химии. 1999. Т. 40. № 4. С. 46-60.

УЗЕЛ СОПРЯЖЕНИЯ КРОВЛИ С РЕБРИСТОЙ СТЕНКОЙ

Бойчук С.В.

ИТТУ СГТУ, г. Балаково, Россия

На сегодняшний день применение металлических сборных ребристых силосов является наиболее перспективным направлением в области строительства сельскохозяйственных зернохранилищ. Практика строительства показала, что использование панелей, в отличие от других конструктивных решений, дает возможность сократить сроки монтажных работ, повысить транспортабельность конструкций, уменьшить стоимость сооружения в целом.

Для повышения мобильности, снижения веса металлической стенки силоса были разработаны новые конструкции ребристых панелей [1], которые характеризуются быстротой возведения и обладающие высокой надежностью. Панели могут быть изготовлены как на заводе, так и на строительной площадке. Стенка силоса собирается из металлических панелей с продольными полыми ребрами расположенных вертикально, которая вверху соединяется с кровлей 1 через верхнее опорное кольцо 2 (рис. 1).

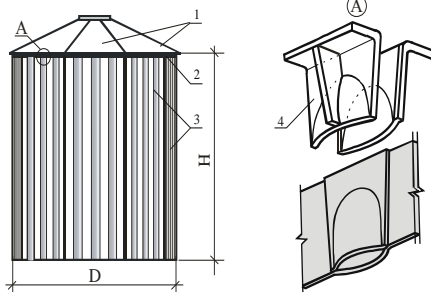


Рис. 1. Сопряжение стенки с кровлей

Конструкция нового узла сопряжения включает верхнее опорное кольцо 2 и стенку, которая выполнена из ребристых панелей 3. Для усиления концевых участков продольных ребер предусмотрено применение монтажных эле-

ментов 4. Эти элементы представляют собой стальные штампованные накладки имеющие очертание формы полого ребра и снабжены ребрами жесткости, отгибами для болтового соединения с опорным кольцом 2.

Проведенные экспериментально-теоретические исследования показали:

- прикрепление монтажных элементов к ребрам панелей необходимо производить в процессе их установки в проектное положение с последующим закреплением к опорному кольцу;

- концевые участки продольных полых ребер рекомендуется усиливать накладками длиной $l_n=2b$ и толщиной $t_n=t$, где b - ширина ребра; t – толщина стенки;

- закрепление монтажных элементов производить осесимметрично, в пределах продольных ребер панели.

Библиографический список

1. Ращепкина С.А., Бойчук С. В. Хранилище для сыпучих материалов// Сб. кратких сообщений XXVI Российской школы по проблемам науки и технологий, Екатеринбург: УрО РАН, 2006. 211-212с.

ПРОЕКТИРОВАНИЕ КОМПЛЕКСНОГО ОБЩЕСТВЕННОГО ЗДАНИЯ С ГАРАЖОМ-СТОЯНКОЙ

Воронов В. И., Рощина С.И., Болотова Е.И.
ВГУ, г. Владимир, Россия

Город Владимир входит в состав Золотого кольца России. В туристический сезон для размещения туристов не всегда достаточно гостиничных номеров. В связи с застройкой и благоустройством территории примыкающей к историческому центру города возникла идея строительства комплексного общественного здания, в котором будут размещены гостиничные номера, рестораны и игровые залы на 8-ми этажах, офисы на 9-ти этажах и стоянки для автомобилей в 3-х этажах подиумной части. На крыше здания планируется устроить смотровую площадку. Здание вписывается в жилую застройку проспекта Мира г. Владимира. Общий вид проектируемого здания представлен на рис.1.

Основной задачей при проектировании являлся выбор фундамента под проектируемое здание. В ходе проработки вопроса рассматривались три варианта фундамента: свайный фундамент с применением буронабивных свай и монолитным плитным ростверком, свайный фундамент с применением забивных свай в лидерные скважины и монолитным плитным ростверком и фундамент в виде монолитной плиты под всем каркасом. Учитывая сложность инженерно-геологических условий площадки строительства и наличие оврага (бывшего притока р. Лыбедь), а также залегание в основании оврага и его бортах песка средней плотности, после проведения технико-экономичес-

кой оценки вариантов фундаментов, было принято решение в пользу железобетонной фундаментной плиты на буронабивных сваях.

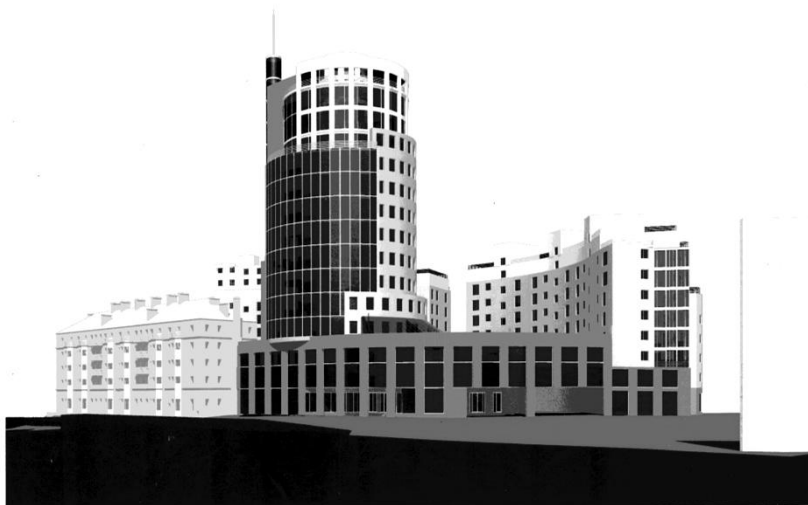


Рис.1. Общий вид проектируемого здания в городской застройке

Сложность в устройстве фундамента состояла в подготовке основания из-за наличия мигрирующей подземной воды со скоростью 1,5...3 м/сутки. В ходе устройства основания все имеющиеся выемки в бортах оврага и сам овраг глубиной 7...8,2м были засыпаны крупнозернистым песком с послойным его уплотнением, а в песке проложены трубы дренажа и колодцы по периметру фундамента для отвода грунтовых вод. Часть стен подиумных этажей, расположенных в грунте по бортам оврага, предусматривала вертикальную гидроизоляцию с дренирующим слоем.

Толщина фундаментной плиты назначена 750мм, а буронабивные сваи диаметром 630мм. В зоне расположения колонн каркаса устройство подколонников, не потребовалось, так как толщины плиты оказалось достаточно для восприятия сил продавливания. Армирование плиты выполнено стержнями класса А500С \varnothing 18 мм, установленных с шагом 200 мм в нижней и верхней зонах плиты, которые объединены в вязаные сетки. Произведено также дополнительное армирование плиты в зонах возникновения максимальных напряжений.

В целях оптимального расхода материалов и размещения паркинга в нижних этажах здания сетка колонн каркаса была принята 7,2x7,2м. Сечение колонн в подиумной части принято 60x60см из бетона класса В50. Армирование колонн симметричное гибкой арматурой. На вышележащих этажах сечение колонн принято 40x40см из бетона В30...50 также с гибкой арматурой. Часть колонн усилена косвенным армированием.

Железобетонные перекрытия запроектированы полностью в монолитном исполнении по безбалочному типу, без устройства капителей. Толщина плит перекрытия принята равной 240мм и обеспечивает восприятие продавливающей силы от колонн каркаса. Материал перекрытий – бетон класса В25. Армирование перекрытий произведено стержнями класса А500С, объединенных в сетки и пространственные каркасы.

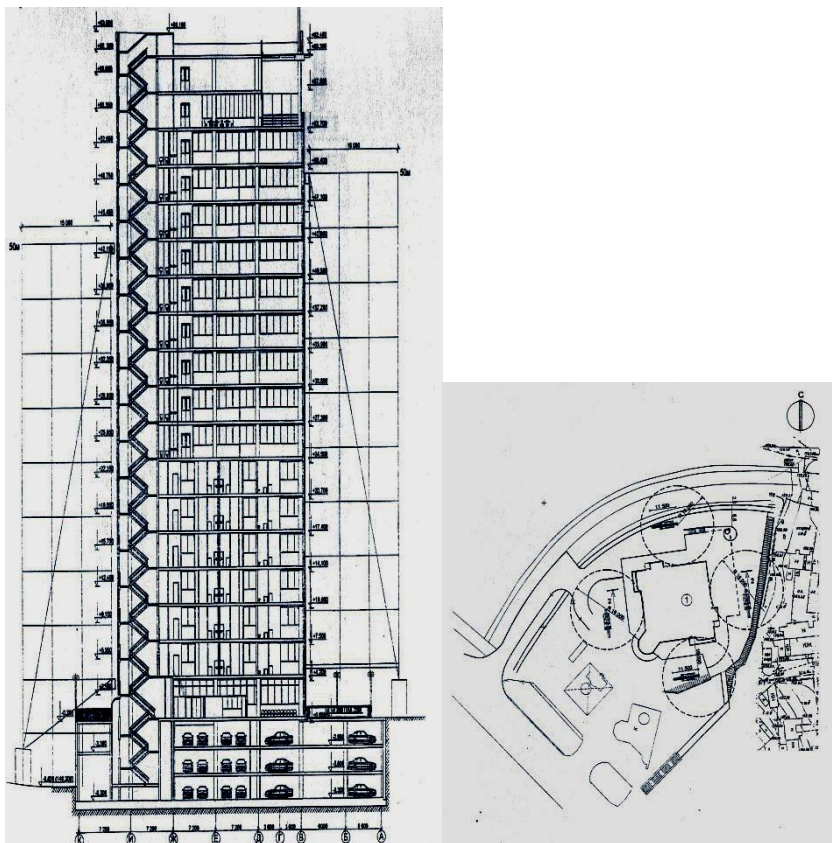


Рис. 2. Схема расстановки пожарных автолестниц

В проектируемом объеме для удобства посетителей предусмотрены лифты в количестве 8 единиц для подъема и спуска с этажей. Лифты расположены в центре здания (6 штук) и два лифта в угловой части для подъема на смотровую площадку. Транспортировка хозяйственной утвари осуществляется при помощи 2-х грузовых лифтов. На случай чрезвычайных ситуаций здание оборудовано двумя эвакуационными выходами в виде лестничных клеток. Дополнительно для эвакуации людей разработана схема расстановки пожарных автолестниц, которая приведена на рис.2.

Стены здания самонесущие из пенобетонных блоков. Фасады здания облицованы композитными панелями фирмы ALUCOBOND серебристого, белого и синего цветов (система вентилируемого фасада). Также частично применяется структурное остекление фирмы SCHUCO из изолирующих стеклопакетов с тонированным селективным стеклом и специальным теплозащитным покрытием. Это позволяет использовать эту систему в нашей климатической зоне в качестве ограждающей конструкции.

С архитектурной точки зрения, город с появлением подобного рода зданий, преобразуется и приобретает свой неповторимый колорит.

РЕКОНСТРУКЦИЯ ПРОИЗВОДСТВЕННОГО КОРПУСА ПОД ТОРГОВЫЙ КОМПЛЕКС «ТАНДЕМ»

Воронов В.И., Рощина С.И., Сергеев М.С.
ВГУ, г. Владимир, Россия

В связи с переходом промышленности России на рыночные условия много бывших производственных зданий оказались неиспользуемыми. Переоборудование их под новые технологические производства не всегда оказывается возможным, а просто разобрать их – дорого. Поэтому в сложившихся условиях развивающейся рыночной экономики обозначилась четкая тенденция, связанная с переводом неиспользуемых производственных цехов под торговые помещения, с продлением их экономической жизни. Подобная ситуация сложилась с одним из бывших производственных корпусов завода «ЯРПОЛИМЕРМАШ», который предусмотрено реконструировать под торговлю промышленными товарами. По своему функциональному назначению брошенное здание бывшего цеха не использовалось более 10 лет.

Реконструируемое под торговый комплекс здание представляет собой производственный сталелитейный цех, расположенный в пойме реки Волга г. Ярославля. Цех трехпролетный (24+24+24)м одноэтажный был оборудован мостовыми кранами грузоподъемностью 150...300кН. Габаритные размеры цеха в плане составляют 72x120м, а высота от уровня пола до низа стропильных конструкций 13,35 м. Габариты цеха позволяют вписать в его объем трехэтажную этажерку, пригодную для торговли промышленными товарами. Бывший цех возведен на насыпных грунтах и имеет сложное подземное хозяйство, связанное с технологическим процессом литейного производства и поэтому инженерно-геологические условия площадки строительства являются сложными.

С целью установления возможности проведения реконструкции было выполнено техническое обследование несущих и ограждающих конструкций здания. Каркас здания цеха смешанный, а конструктивная схема – рамно-связевая. Результаты обследования показали, что реконструкция здания с технической точки зрения возможна, при проведении работ по выборочному усилению конструкций покрытия. Покрытием здания служат ребристые железобетонные плиты шириной 1,5м типа «П». Стропильная система выполне-

на в виде стальных стропильных ферм пролетом 24 м. Опорами ферм являются железобетонные колонны каркаса и подстропильные стальные фермы пролетом 12м по средним рядам колонн. Колонны каркаса выполнены двух-ветвевыми, шаг которых по крайнему ряду составляет 6 м, по средним рядам – 12 м. Опорами колонн, передающими нагрузку на грунт основания, являются монолитные ступенчатые фундаменты.

Реконструкцией предполагается устройство встроенного трехэтажного каркаса внутри объема здания с последующим размещением на перекрытиях торговых помещений. Сетка колонн встраиваемого каркаса принималась 8х6м. Разрезы реконструируемого здания бывшего сталелитейного цеха под торговый комплекс со встраиваемым каркасом приведены на рис. 1.

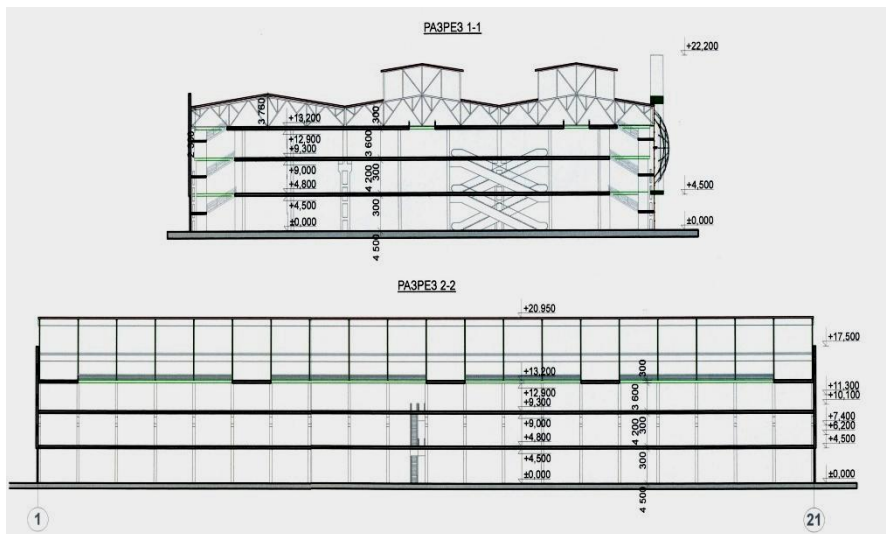


Рис.1. Разрезы реконструируемого цеха под торговый комплекс

Основной задачей при реконструкции являлся выбор фундамента под проектируемый каркас. В ходе проработки вопроса рассматривались два основных варианта: свайный фундамент с применением буронабивных свай и фундамент в виде монолитной плиты под всем каркасом. Применение кустов буронабивных свай под колоннами проектируемого каркаса, оказалось более материалоемким и трудоемким и требовало дополнительных расходов на бетонные полы первого этажа. Учитывая сложность инженерно-геологических условий площадки строительства и наличие железобетонных бункеров, каналов и тоннелей подземного хозяйства, после проведения технико-экономического сравнения вариантов фундаментов, было принято решение в пользу железобетонной фундаментной плиты.

Сложность в устройстве плиты состояла в подготовке основания под нее из-за наличия множества элементов подземного хозяйства. В ходе устройства

основания под плиту все имеющиеся выемки в существующем полу были засыпаны маловлажным песком с послойным его уплотнением, а бетонные стенки бункеров и каналов разобраны на высоту 0,3м от низа плиты. Грунт, находящейся в пластическом состоянии и имеющий низкие прочностные показатели, был заменен на строительный песок. На отдельных участках была произведена цементацию грунта.

Толщина фундаментной плиты назначена 400 мм по прочностным параметрам. В зоне расположения колонн встраиваемого каркаса устроены подколоники, толщина которых принята 600 мм, а размеры их в плане назначены из условий продавливания. Выступающая часть подколонников расположена снизу плиты, что обеспечило ровную поверхность пола первого этажа. Армирование плиты выполнено стержнями класса А500С Ø 12 мм, установленных с шагом 200 мм в нижней и верхней зонах плиты, которые объединены в вязаные сетки. Произведено также дополнительное армирование плиты в зонах возникновения максимальных напряжений.

Перекрытия первого и второго этажей выполнены из сборных многослойных железобетонных плит, уложенных на монолитные железобетонные рамы каркаса. Колонны рам выполнены прямоугольного сечения. Размеры сечений составляют 40х40см, за исключением колонн у средних рядов существующего каркаса, где размеры сечения приняты 32х50см. Такие размеры сечений продиктованы размерами существующих колонн каркаса и последующей отделкой колонн, так как существующие колонны догружаются нагрузкой от веса проектируемых перекрытий 2-го и 3-го этажей взамен крановой нагрузки. По результатам поверочных расчетов несущая способность колонн и фундаментов достаточна, для восприятия указанных нагрузок.

Ригель рамы запроектирован как неразрезная 3-х пролетная конструкция, и выполняется без предварительного напряжения арматуры. Высота сечения составляет 500 мм, ширина понизу – 560 мм с полками по 140 мм для опирания плит перекрытия. С целью оптимизации армирования произведено перераспределение моментов в ригелях.

Железобетонное перекрытие третьего этажа запроектировано полностью в монолитном исполнении, с классической схемой перекрестных главных и второстепенных балок, объединенных плитой. Для обхода существующих стальных ферм покрытия главные балки предусмотрены спаренными с раздвижкой между ними 300 мм. Главные балки перекрытия также запроектированы с учетом перераспределения усилий с целью приведения диаметров стержней к армированию ригелей перекрытий первого и второго этажей. В перекрытии третьего этажа предусмотрены проемы размером 4х12м для второго света. Межферменный этаж запроектирован под офисные помещения и частично под демонстрационные меблированные помещения и подсобно-бытовое назначение. Освещение межферменного этажа предусматривается через существующие фонари в центральной части в двух пролетах и через зенитные фонари в третьем пролете.

В реконструируемом объеме для удобства посетителей предусмотрены эскалаторы для подъема и спуска с этажей. Эскалаторы расположены в центре торговых залов и выполнены по X-образной форме. Транспортировка промышленных товаров для торговли осуществляется при помощи грузовых лифтов. Для маломобильных групп посетителей торгового комплекса предусмотрен пассажирский лифт. На случай чрезвычайных ситуаций здание оборудовано шестью эвакуационными выходами в виде лестничных клеток.

Фасады здания после реконструкции под торговый комплекс решены навесными из сэндвич-панелей с зеркальными участками остекления и акцентными элементами входной группы, эвакуационных выходов и погрузо-разгрузочной зоны. Главный фасад здания реконструируемого под торговый комплекс представлен на рис.2.



Рис. 2. Главный фасад реконструируемого здания

Подъезды к будущему торговому комплексу осуществляются по городской магистрали, которая является выездом из города в сторону г. Углич. Вокруг здания запроектированы парковочные площадки общей вместимостью около 1000мест.

Реконструкция подобного рода зданий, находящихся в бесхозном состоянии, представляет большой интерес, связанный с продлением их экономической жизни, а также с получением значительной дополнительной финансовой прибыли от их функционирования как торговых помещений, потенциальными владельцами и казной региона в целом. Получаемая площадь торговых площадей после реконструкции здания составит около 31000м².

В июне 2010 года работы по реконструкции будут завершены и, с архитектурной точки зрения, город с появлением подобного рода зданий, преобразуется и приобретает свой неповторимый колорит.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ПОДАТЛИВОСТИ ПРЕДВАРИТЕЛЬНО НАГРУЖЕННЫХ РМОЧ ПРИ ВСЕСТОРОННЕМ ДЕФОРМИРОВАНИИ

Гриднев С.Ю.

ВГСАУ, г. Воронеж, Россия

Для уточнения динамического поведения пролетных строений автодорожных мостов на резино-металлических опорных частях (РМОЧ) при подвижной нагрузке необходимо учитывать податливость РМОЧ при всестороннем деформировании в расчетной схеме. В отличие от широко используемого при изучении динамики инженерных сооружений шарнирного опирания, необходимо использовать граничные условия, отвечающие условиям упругого опирания. Мосты с РМОЧ следует рассчитывать как балки на упругих опорах с учетом статически нелинейных, зависящих от температуры и времени характеристик упругости. Динамические уравнения движения, описывающие колебания упруго опертых пролетных строений, должны содержать слагаемые, учитывающие упругие реакции деформирующихся опорных частей на пролетные строения. Для этого необходимо определять жесткость опорных частей при их пространственной работе.

РМОЧ выполняется многослойной, состоящей из слоев синтетического каучука, отличающихся большими упругими деформациями, и армирующих металлических листов. При колебаниях пролетного строения опорные части всесторонне деформируются: сжимаются, сдвигаются в продольном и поперечном направлениях, изгибаются в продольной и поперечной плоскостях. Каждая опорная часть является податливой и сопротивляется линейным и угловым деформациям.

К вычислительным трудностям использования МКЭ при моделировании их напряженно-деформированного состояния следует отнести определение напряжений и перемещений слоев, решение больших систем уравнений, а также проблемы связанные с малой сжимаемостью резины и приводящие к плохо обусловленным системам уравнений.

При отсутствии экспериментальных исследований численные расчеты - единственный источник, позволяющий оценить напряженно-деформированное состояние резиноармированных опорной части и их податливость при пространственной работе.

Определение характеристик податливости резино-металлических опорных частей при пространственной работе выполнено с помощью вычислительного эксперимента. Расчет жесткостных характеристик РМОЧ проведен методом конечных элементов с использованием средств программного комплекса MSC.Patran/MSC.Marc.

Особенностью рассмотренной задачи является наличие двух совместно работающих конструктивных элементов из материалов с принципиально разными физико-механическими свойствами – гиперупругими (резина) и упругими (сталь). Различие в жесткости стали и резины при рассмотрении единой конечно-элементной модели приводит к трудностям в расчетном плане, поскольку в этом случае матрица жесткости содержит величины различного порядка. В расчете учитывается контактное взаимодействие РМОЧ с основанием и пролетным строением, что также значительно усложняет решение задачи. Еще одной особенностью расчета является возможность при необходимости учитывать изменение условий контакта между резиной и сталью. Решение таких задач методом конечных элементов требует мощных вычислительных средств с соответствующим математическим аппаратом, что и обусловило выбор программного комплекса.

КЭ модель (рис.1) состоит из 10192 гексаэдрических конечных элементов первого порядка: 1920 для стали со стандартной формулировкой и 8272 для резины с формулировкой Hybrid (Herman) Reduced Integration (Германа с пониженным интегрированием).

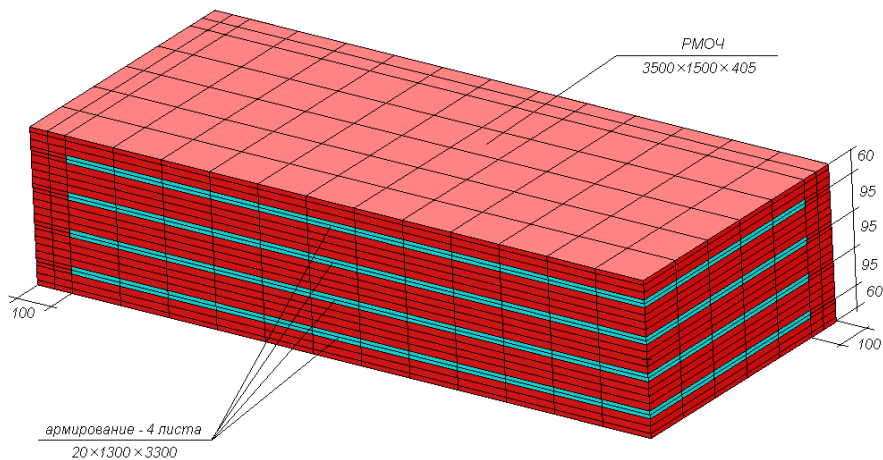


Рис. 1. Конечно-элементная модель $\frac{1}{4}$ РМОЧ

Контактное взаимодействие стальных листов с резиной смоделировано следующим образом: для стальных листов назначены восемь деформируемых контактных тел, состоящих из одного слоя конечных элементов каждое, для резины назначены так же восемь деформируемых контактных тел, состоящих из конечных элементов, стыкующихся с соответствующими контактными телами стальных листов. Тип контакта, учитывая прочное сцепление резины с металлом, – GLUE (склейка). В случае необходимости моделирования отрыва резины от стали можно изменить тип контакта на TOUCH (касание) с учетом или без трения. Если такая необходимость отсутствует, то для улучшения сходимости решения задачи условия контакта между резиной и металлом

можно отменить и рассматривать всю конечно-элементную модель как единое тело с различными по сечению физико-механическими свойствами.

На горизонтальных поверхностях РМОЧ для верхнего и нижнего слоев конечных элементов назначены деформируемые контактные тела, стыкующиеся с горизонтальными жесткими контактными телами, моделирующими неподвижное основание (BODY GROUND) и устанавливаемую на РМОЧ конструкцию (BODY TOP). Расчет осевой жесткости РМОЧ проведен для двух типов контакта с жесткими телами – TOUCH (касание, без учета трения) и GLUE (склейка), расчет жесткости РМОЧ на сдвиг и кручение – только для типа контакта GLUE (склейка).

В работе [1] получены величины жесткости на сжатие, сдвиг и кручение в предположении, что РМОЧ испытывает простое напряженное состояние.

На практике более важным с практической стороны являются жесткостные характеристики РМОЧ в условиях эксплуатации реальной конструкции – в предварительно нагруженном состоянии.

Дополнительно к проведенным ранее в [1] выполнено:

- 4 расчета характеристик на сжатие на 10 мм предварительно скрученной на угол $\theta = 0,05; 0,1; 0,15; 0,2$ рад РМОЧ. Осевая жесткость РМОЧ увеличивается при увеличении скручивания;

- 4 расчета характеристик на кручение на 0,1 рад предварительно поджатой на $U_z = 5; 10; 15; 20$ мм РМОЧ. Крутильная жесткость РМОЧ увеличивается при увеличении поджатия. Наблюдается ускорение роста осевой жесткости в расчетном диапазоне;

- 4 расчета характеристик на сжатие на 10 мм предварительно сдвинутой на $U_x = 5; 10; 15; 20$ мм РМОЧ. Осевая жесткость РМОЧ увеличивается при увеличении сдвига. Наблюдается ускорение роста осевой жесткости в расчетном диапазоне;

- 4 расчета характеристик на сдвиг на 10 мм предварительно сжатой на $U_z = 5; 10; 15; 20$ мм РМОЧ. Сдвиговая жесткость РМОЧ уменьшается при увеличении поджатия. Наблюдается замедление уменьшения сдвиговой жесткости при $U_z < 15$ мм и ускорение уменьшения при $U_z > 15$ мм.

Библиографический список

1. Гриднев С.Ю., Боровков Д.В. Определение податливости мостовых резино-металлических опорных частей в условиях всестороннего деформирования // Научный вестник ВГАСУ. Строительство и архитектура. 2009. Вып. № 1. С. 83-92.

НАТУРНЫЕ ИЗМЕРЕНИЯ КОЛЕБАНИЙ ПРОЛЕТНОГО СТРОЕНИЯ СТАЛЕЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО МОСТА ПРИ ДВИЖЕНИИ ПО НЕМУ АВТОЦИСТЕРНЫ В РЕЖИМЕ ТОРМОЖЕНИЯ

Гриднев С.Ю., Будковой А.Н.
ВГСАУ, г. Воронеж, Россия

Определение динамических перемещений является необходимой частью испытания и обследования любого транспортного сооружений. Исследуя в реальном масштабе времени эти перемещения можно на основе их анализа получить информацию о состоянии конструкций, что вместе с данными статическими испытаний позволит более точно прогнозировать надежность последних. Большой объем экспериментальных исследований позволяет получать реальную картину напряженно-деформированного состояния пролетных строений автодорожных мостов. В ряде случаев натурные измерения проверяют достоверность результатов вычислительных экспериментов по моделированию колебаний мостов от воздействия проезда транспортных средств, определяют повышенные значения перемещений и внутренних усилий, дают возможность выявить свойства сооружения, пренебрежение которыми приводят к искажению истинных результатов.

При движении автоцистерн с жидкостью с эксплуатационным недоливом по автодорожным мостам в режиме торможения или разгона приток жидкости к передней или задней крышке приводит к смачиванию верхней образующей котла автоцистерны - гидроудару. Резкое возрастание давления на крышку котла при гидроударе приводит к значительному увеличению и перераспределению давлений осей автоцистерны на пролетное строение автодорожных мостов. При этом меняется характер колебаний пролетного строения и его напряженно-деформированное состояние. В связи с этим, чрезвычайно важным является определение повышенных значений перемещений и внутренних усилий для оценки несущей способности транспортного сооружения при такого рода динамических воздействиях.

Натурные измерения колебаний выполнялись для пролетного строения сталежелезобетонного моста через р. Репец длиной 42,5 м на км 433+740 автомагистрали М4 «Дон» вблизи г. Задонск. По мосту пропусклась автоцистерна МАЗ-5420 массой 16 т при полной загрузке и эксплуатационным недоливом в 25% и 50%. При полной загрузке автоцистерна пропусклась с постоянной скоростью около 80 км/час, со сверхмалой постоянной скоростью около 5 км/час для моделирования статического нагружения и режиме торможения в середине пролета со скорости около 80 км/час с разными ускорениями. При эксплуатационном недоливе в 25% и 50% автоцистерна пропусклась в режиме торможения в середине пролета со скорости около 80 км/час с разными ускорениями и со сверхмалой постоянной скоростью около 5 км/час.

Регистрация прогибов сечений пролетного строения осуществлялась оптическим измерителем перемещений автодорожных мостов. Основу измерений составляет оптический метод определения пространственных координат с использованием фотометрической установки разработанной для определения прогиба жестких конструкций. При этом определялись координаты точек пролетного строения, и на основе преобразования Фурье с помощью оптической системы, проецирующей изображение массива точек на поверхность оптического преобразователя с последующим представлением в цифровой вид. Вычисление координат точек поверхности покрытия осуществлялось триангуляционным преобразованием, в размере эквивалентного треугольника: конуса съемки рабочей поверхности изображения и сечения вертикальной плоскости моста, для этого используется преобразование равноотстоящих точек в пространстве и корреляции яркостных образов этих точек. Это позволяет определить перемещения изучаемых сечений пролетного строения.

Для каждого заезда при обработке результатов натурных измерений выполнялось построение графиков прогибов середины низа одной главной балки в зависимости от положения автоцистерны.

Результаты натурных измерений показали, что прогибы низа пролетного строения при динамическом воздействии автоцистерны с эксплуатационным недоливом в 25% в режиме торможения превышают воздействие автомобиля с полной загрузкой на 9-11% за счет учета явления гидроудара. Полученные результаты удовлетворительно совпадают с результатами вычислительных экспериментов, выполненных по разработанному в [1] алгоритму.

Использование оптического измерителя перемещений при динамических испытаниях позволили выявить особенности поведения пролетного строения сталежелезобетонного моста при движении по нему автоцистерн в режимах торможения.

Таким образом, проведенные натурные исследования показывают необходимость учитывать особенности поведения пролетного строения сталежелезобетонного моста при движении по ним автоцистерн с различным эксплуатационным недоливом в режиме торможения. Пренебрежение повышенным динамическим воздействием автоцистерн с различным эксплуатационным недоливом в режиме торможения может привести в связи с этим к появлению различных дефектов и, как следствие, к снижению срока службы мостового сооружения. Выявленные особенности поведения моста позволяют принимать более обоснованные решения при проектировании и оценке состояния транспортного сооружения.

Библиографический список

1. Гриднев С.Ю., Будковой А.Н. Моделирование совместных колебаний пролетных строений и автоцистерн с частично наполненными жидкостью кузовами при переходных режимах движения // Научный вестник ВГАСУ. Строительство и архитектура. 2009. № 3. С. 69-76.

ВЛИЯНИЕ ДЕФЕКТОВ МОНТАЖА КОЛОНН НА НАПРЯЖЕННО ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ СТАЛЬНЫХ РАМ КАРКАСОВ ОДНОЭТАЖНЫХ ЗДАНИЙ

Евдокимцев О.В., Скокова Т.В.

ТГТУ, г. Тамбов, Россия

Смещение оси колонны от вертикали в верхнем и нижнем положении, полученное на стадии монтажа каркаса, вызывает изменение напряженно деформированного состояния элементов одноэтажных однопролетных стальных рам. Многократно повторные действия нагрузок (снеговая, ветровая, крановая) вызывают дополнительные перемещения фундаментов и также оказывают влияние на НДС стальных рам. Одновременное влияние указанных факторов еще слабо изучено.

В лаборатории ТГТУ экспериментально исследовали НДС моделей стальных рам при смещениях стоек и повторных воздействиях. Величины дефектов (отклонение стоек от вертикали в нижнем и верхнем положениях) соответствовали допускаемым и недопускаемым значениям при приемке монтажных работ и в стадии эксплуатации. Повторные воздействия моделировали действие снеговой нагрузки на ригель рамы. Исследования модели стальной П – образной рамы ($H/L = 1500/1055$ мм) проводили на послыбно уплотненном песчаном основании. Сечение стоек и ригеля коробчатое из уголков 50х5. Соединение ригеля и стоек шарнирное. Прогибы колонн, ригеля, осадка и боковое перемещение фундаментов измеряли индикаторами часового типа ИЧ – 10, расположенными в характерных точках конструкции. Фибровые деформации, возникающие в стойках и ригеле, определяли с помощью петлевых проволоочных тензорезисторов сопротивления.

Полученные результаты свидетельствуют о значительном влиянии параметра дефекта на НДС стальных рам. В зависимости от величины и направления смещения стоек при повторных нагружениях ригеля отмечается увеличение или снижение фибровых напряжений по высоте колонн. Отклонения стоек вызывают значительную асимметричность НДС. Фундаменты смещенных стоек обычно имеют большие значения перемещений (осадка, крен, горизонтальные перемещения). Повторное вертикальное нагружение приводит к увеличению перемещений фундамента и снижению степени защемления фундаментов в основании. Сравнение экспериментальных данных с расчетными (расчетная схема стальной рамы со смещенными стойками и частичном защемлении фундаментов в основании) показали значительные различия в НДС колонн и близкое совпадение значений напряжений и деформаций ригеля.

ИССЛЕДОВАНИЕ ВОДОПОГЛОЩЕНИЯ ДЕКОРАТИВНО-ЗАЩИТНЫХ ПЛИТ ПОКРЫТИЯ НА ОСНОВЕ ЦСП

Ерофеев А.В., Ярцев В.П.
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

В работе было исследовано водопоглощение декоративно-защитных плит покрытия, которые состоят из основы, связующего и декоративного слоя. В качестве основы применена цементно-стружечная плита, а в качестве связующего – полиэфирная смола. В работе были разработаны несколько видов декоративных слоев:

- декоративный слой из керамзита;
- декоративный слой из опилок;
- декоративный слой из песка.

Для определения водопоглощения образцы декоративно-защитных плит покрытия выдерживали в воде 30 мин., 1 час, 2 часа, 1 сутки, 7 суток и 14 суток. Затем с помощью электронных весов определяли массу образцов с погрешностью 0,01 гр., и находили водопоглощение по формуле:

$$W = [(m_{\text{вл}} - m_{\text{сух}}) / m_{\text{сух}}] 100\%,$$

где $m_{\text{сух}}$ – масса сухого образца декоративно-защитных плит покрытия, $m_{\text{вл}}$ – масса образца декоративно-защитных плит покрытия после замачивания в воде.

Наиболее интенсивно процесс поглощения влаги происходит в течение 120 минут. Далее процесс протекает менее интенсивно и уже к 175 – 200 часам стабилизируется. Водопоглощение цементно-стружечных плит (основа) за 24 часа составляет 16%. Максимальное водопоглощение для плит покрытия с декоративным слоем из керамзита составило 18 %, для плит покрытия с декоративным слоем из опилок - 22 % и для плит покрытия с декоративным слоем из песка - 14 %. На разброс оказывают влияние свойства декоративного слоя. Например, водопоглощение опилок больше, чем водопоглощение керамзита, поэтому водопоглощение плит покрытия с декоративным слоем из опилок больше, чем водопоглощение плит покрытия с декоративным слоем из керамзита.

О ПРОЧНОСТИ БЕТОНА В-25 В СЛОЖНОМ НАПРЯЖЕННОМ СОСТОЯНИИ

Зиборов Л.А., Теличко В.Г.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Проведенные экспериментальные исследований прочности бетона В-25 в плоском напряженном состоянии позволило предложить простое условие прочности в виде поверхности второго порядка

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_3^2 + A_{12}\sigma_1\sigma_2 + A_{23}\sigma_2\sigma_3 + A_{31}\sigma_3\sigma_1 + (R_b - R_{bt})(\sigma_1 + \sigma_2 + \sigma_3) = R_b R_{bt}, \quad (1)$$

где $\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3$ – главные напряжения; R_b – предел прочности бетона при сжатии ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -R_b$); R_{bt} – предел прочности бетона при растяжении ($\sigma_1 = \sigma_2 = 0, \sigma_3 = -R_b$); R_{bt} – предел прочности бетона при растяжении ($\sigma_1 = R_{bt}, \sigma_2 = \sigma_3 = 0$); A_{12}, A_{23}, A_{31} – экспериментально определяемые параметры.

Особенностью условия (1) является наличие пяти расчетных параметров $R_b, R_{bt}, A_{12}, A_{23}, A_{31}$. Параметры R_b, R_{bt} нормируются для каждого класса бетона, а для определения A_{12}, A_{23}, A_{31} необходимо проведение дополнительных экспериментов.

Рассмотрим двухосное сжатие ($\sigma_1 = 0 > \sigma_2 > \sigma_3$), из условия (1) получим

$$\sigma_2^2 + \sigma_3^2 + A_{23}\sigma_2\sigma_3 + (R_b - R_{bt})(\sigma_2 + \sigma_3) = R_b R_{bt}, \quad (2)$$

где $A_{23} = \frac{R_b R_{bt}}{R_{2b}^2} + 2 \frac{R_b - R_{bt}}{R_{2b}} - 2$, R_{2b} – предел прочности при двухосном сжатии равной интенсивности $\sigma_1 = 0, \sigma_2 = \sigma_3 = -R_{2b}$. Эксперименты двухосного сжатия бетона В25 проведены на плиточных тонких образцах 100x100x20 мм на универсальной машине ГМС-20 в комбинации с переоборудованным пятитонным прессом. Получено хорошее совпадение экспериментальных данных и условия (2).

Для двухосного растяжения ($\sigma_1 > \sigma_2 > \sigma_3 = 0$) условие (1) принимает вид

$$\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + A_{12}\sigma_1\sigma_2 + (R_b - R_{bt})(\sigma_1 + \sigma_2) = R_b R_{bt}, \quad (3)$$

$$A_{12} = \frac{R_b R_{bt}}{R_{2t}^2} - 2 \cdot \frac{R_b - R_{bt}}{R_{2t}} - 2,$$

где R_{2t} – предел прочности бетона при двухосном растяжении равной интенсивности $\sigma_1 = \sigma_2 = R_{2t}, \sigma_3 = 0$.

Для сжатия с растяжением $\sigma_1 > \sigma_2 = 0 > \sigma_3$ условие (1) имеет вид

$$\sigma_1^2 + \sigma_3^2 + A_{13}\sigma_1\sigma_3 + (R_b - R_{bt})(\sigma_1 + \sigma_3) = R_b R_{bt}, \quad (4)$$

$$A_{13} = 2 - \frac{R_b R_{bt}}{T^2},$$

где T – предел прочности при сдвиге $\sigma_1 = -\sigma_3 = T, \sigma_2 = 0$.

Для определения параметров R_{2b}, T, R_{bt} проверки условий (3) и (4) при двухосном растяжении и при двухосном растяжении и при растяжении со сжатием использовались тонкие трубчатые образцы. Используя осевую силу

пресса ГМС-20 и создавая внутреннее давление в образцах были получены необходимые расчетные параметры условий (3), (4). Получено хорошее совпадения теоретических и опытных данных.

Организация проведения исследования прочности бетона при объемном напряженном состоянии связана с определенными трудностями и практически отсутствуют данные:

- при всесторонним неравномерном сжатии;
- при всестороннем равномерном и неравномерном растяжении;
- при напряженном состоянии для двух сжимающих и одном растягивающем напряжениях и одном сжимающем напряжении.

Рассмотрим объемные сжатие, когда $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$ (тип сжатия), условие (1) принимает вид

$$\sigma_3^2 + \sigma_1^2 (2 + A_{12}) + (A_{12} + A_{13}) \sigma_1 \sigma_3 + (R_b - R_{br})(2\sigma_1 + \sigma_3) = R_b R_{br}. \quad (5)$$

Экспериментальные данные аппроксимировать можно известным условием

$$\sigma_3 = -R_b + 4,16, \quad (5)^*$$

Для объемного сжатия, когда $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ (тип растяжения) условие (1) будет представлено

$$\sigma_1^2 + \sigma_3^2 (2 + A_{23}) + (A_{12} + A_{13}) \sigma_1 \sigma_3 + (R_b - R_{br})(\sigma_1 + 2\sigma_3) = R_b R_{br}. \quad (6)$$

Экспериментальные данные для объемного сжатия (тип растяжения) эксперименты аппроксимируются известным условием

$$\sigma_3 = -1,5R_b + 2,5 \sigma_1 \quad (6)^*$$

Теоретические данные условий (5), (6) имеют до 25% отклонения от соответствующих условий (5)*, (6)*.

Итак, проведенный обзор экспериментов показал:

Увеличение количества базисных расчетных параметров в условии (1) до пяти $R_b, R_{br}, R_{2t}, R_{2b}, T$ дает хорошее совпадение теоретических и экспериментальных данных при двухосном сжатии, при сжатии с растяжением и 2-х осном растяжении.

При всестороннем неравномерном сжатии (для типа растяжения) $\sigma_1 > \sigma_2 = \sigma_3$ и (для типа сжатия) $\sigma_1 = \sigma_2 > \sigma_3$ наблюдается до 25% отклонение экспериментальных данных от условия (1).

О ЗАПАЗДЫВАНИИ ВЕКТОРНЫХ СВОЙСТВ МАТЕРИАЛОВ

Зубчанинов В.Г., Алексеева Е.Г.

ТГТУ, г. Тверь, Россия

При исследовании процессов пластического деформирования по плоским траекториям угол сближения ϑ_1 удовлетворяет дифференциальному уравнению [1]

$$\frac{d\vartheta_1}{ds} + \varkappa_1 = -\frac{M_1}{\sigma} \sin \vartheta_1, \quad (1)$$

где \varkappa_1 – кривизна траектории, σ – модуль вектора напряжений $\bar{\sigma}$, M_1 – функционал процесса.

Из (1) при подстановке $t = \operatorname{tg}(\vartheta_1/2)$ получаем

$$\frac{dt}{ds} + \frac{M_1}{\sigma} t = \frac{\varkappa_1}{2} (1+t^2). \quad (2)$$

Линеаризуя уравнение (2), находим

$$\frac{dt}{ds} + \frac{M_1}{\sigma} t = \frac{\varkappa_1}{2}. \quad (3)$$

Принимая приближенное значение для функционала $M_1 = \sigma k$, где $k = \operatorname{const}$, и считая $\varkappa_1 = \operatorname{const}$, из (3) получим общее решение

$$t = t_* + (t_0 - t_*) e^{-k\Delta s}, \quad (4)$$

где $t_0 = \operatorname{tg}(\vartheta_1^0/2)$, $t_* = \operatorname{tg}(\vartheta_1^*/2)$, ϑ_1^0 – угол излома траектории, ϑ_1^* – стационарный угол при $s \rightarrow \infty$. Таким образом, при деформировании по траектории постоянной кривизны приближенно устанавливается стационарный режим, при котором $\vartheta_1^* = \operatorname{const}$. В опытах обычно $\vartheta_1^* \approx 30-40^\circ$, а точность теории простых процессов $7-8^\circ$. Следовательно, говорить об определении следа запаздывания векторных свойств материала не приходится. Определить след запаздывания можно после излома только на прямолинейном участке траектории, когда кривизна $\varkappa_1 = 0$. Исследуя зависимость следа запаздывания материала λ от угла излома ϑ_1^0 двухзвенных ломаных траекторий, полученных в испытаниях трубчатых образцов из стали 45 при растяжении с кручением, было установлено, что след запаздывания λ является весьма нестабильной характеристикой материала.

Библиографический список

1. Зубчанинов В.Г. Математическая теория пластичности. Тверь: ТГТУ, 2002. 300 с.

«БОЛЕВЫЕ ТОЧКИ» МОСТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ. ОПОРНЫЕ ЧАСТИ

Искендеров С.Э.

СГТУ, г. Саратов, Россия

Состояние мостового сооружения во многом зависит от элементов этого сооружения, которые можно назвать болевыми точками, ибо при их малом размере в масштабе всего сооружения и стоимостью, их влияние на состояние сооружения очень велико. К этим болевым точкам мы относим дорож-

ную одежду, деформационные швы, опорные части и другие элементы мостового сооружения. Все они подвергаются воздействию циклических переменных нагрузок, температур и других факторов, в том числе агрессивной внешней среды и так далее. Поэтому от того, как будут запроектированы, смонтированы и эксплуатироваться эти характерные «болевые точки» мостового сооружения и зависит его долговечность.

Невзирая на кажущуюся простоту, на самом деле, это весьма сложные по конструкции элементы, так как при возможно меньшем объеме и площади опирания, они должны передавать очень большие нагрузки от пролетных строений на мостовые опоры. Здесь возникает следующая проблема: с течением времени транспортная нагрузка на мосты возрастает, но вес пролетных строений, по современным тенденциям, уменьшается, что создает иллюзию уменьшения нагрузки, передаваемой через опорные части. Но, на самом деле, это не совсем так, - увеличивается динамическая составляющая нагрузки, в то время как статическая становится меньше, в виду уменьшения веса пролетного строения. Но пролеты становятся больше, перемещения их концов на опорах увеличиваются, соответственно опорные части, по своей конструкции, должны воспринимать эти большие перемещения и передавать их на опору. Также следует уделить внимание и требованиям уменьшения размера опорных частей в плане. Это вызвано тем, что нередко от размеров опорных частей зависит размер опоры.

В свете вышесказанного встает вопрос о конструировании или в ряде случаев подборе опорных частей. До недавнего времени проблеме правильного определения, подбора, расчета опорных частей в отечественном мостостроении уделялось недостаточно внимания. Долгое время проблемой проектирования, конструирования, изготовления и монтажа опорных частей, чаще всего занимались те же организации, что строили мосты. В мировой практике уже укрепилось мнение, что опорные части, по характеру работы это не столько строительная конструкция, сколько машиностроительная конструкция, которая работает на многократную динамическую нагрузку, причем количество циклов нагружения соизмеримо с числом проездов автомобиля по мосту. Таким образом, проблема подбора опорных частей сейчас только начинает приобретать практический интерес. Это обусловлено тем, что от долговечности опорных частей, от их ремонтпригодности, во многом зависит долговечность и ремонтпригодность всего мостового сооружения.

ВИДЫ ОПОРНЫХ ЧАСТЕЙ. ХАРАКТЕРНЫЕ СЛАБЫЕ МЕСТА

Искендеров С.Э.
СГТУ, г. Саратов, Россия

На сегодняшний день можно выделить несколько видов опорных частей, расположив их в порядке усложнения конструкции (табл. 1).

Преимущество первых четырех типов - относительно высокая устойчивость к неправильной установке, перегрузке и эффекту старения.

Минусы сферических опорных частей по сравнению с плоскими опорными частями - более высокая чувствительность к отклонениям (например, вызванным неправильным заливанием раствора).

Неудобство катковых опорных частей заключается в концентрации нагрузки в маленькой линии или маленькой области. С течением времени в этих опорных частях возникают серьезные проблемы, вызванные их коррозионным поражением, которые являются иногда труднодиагностируемыми, но оказывающими серьезное сопротивление движению или вращению (правильной работе конструкции).

Таблица 1

№ п/п	Описание конструкции опорной части
1	Многослойные резиновые опорные части для вертикального загрузения
2	Неподвижные опорные части для восприятия горизонтальной нагрузки
3	Многослойные резиновые опорные части с дополнительными свободными скользящими элементами
4	Неподвижные и свободные скользящие опорные части
5	Неподвижные и свободные скользящие сферические опорные части
6	Опорные части с одной степенью свободы
7	Сферические опорные части с одной степенью свободы
8	Катковые опорные части

Катки из закаленной стали решают проблемы коррозии, но они очень чувствительны к эксцентричным загрузениям, например от поперечного скручивания.

Из всего вышеуказанного можно сделать вывод, что данная проблема (подбор опорных частей для конкретного сооружения) является сравнительно «свежей» для современного мостостроения, что, в свою очередь объясняет ее малоизученность, но, в то же время, открывает огромное количество путей решения.

МОДЕЛЬ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КОНСТРУКТИВНОГО ЭЛЕМЕНТА (ОПОРЫ МОСТА), УЧИТЫВАЮЩАЯ ВОЗДЕЙСТВИЕ АГРЕССИВНЫХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СРЕД

Кафизов Г.Х., Раткин В.В
СГТУ, г. Саратов, Россия

Одним из главных факторов, влияющих на работоспособность железобетонных мостовых сооружений, является агрессивная эксплуатационная среда. Расчет напряженно-деформированного состояния (НДС) и оценка несущей

способности таких конструкций с учетом деструктирующего воздействия агрессивных сред представляет собой весьма трудоемкую задачу.

Распространенной эксплуатационной средой для мостовых сооружений на автомобильных дорогах является хлоридсодержащая среда. Как установлено в результате многолетних исследований, воздействие агрессивной хлоридной среды приводит к значительным изменениям деформативно-прочностных свойств бетона пораженной зоны. Изменение свойств бетона во времени носит необратимый характер и зависит от условий деформирования и взаимодействия со средой. Помимо этого, по мере проникания хлоридсодержащей среды в объем конструкции снижаются защитные свойства бетона по отношению к арматуре, которая начинает корродировать. В результате коррозии уменьшается площадь поперечного сечения арматуры и нарушается ее сцепление с бетоном. Все это оказывает существенное влияние на несущую способность и долговечность железобетонных элементов мостовых конструкций.

Современная теория расчета железобетонных элементов конструкций, работающих в инертной (неагрессивной) среде, достаточно развита и обоснована, но не получила развития в направлении расчетов конструкций, подверженных воздействию агрессивной среды. Немногочисленные методики расчета конструкций, работающих в агрессивных средах, имеют частный характер, так как основываются на выведенных авторами формулах с эмпирическими коэффициентами, вычисленными на основании опытных данных для конкретных случаев нагружения и действия среды, и не доведены до практического применения.

ОБ ОПАСНОСТИ ПРИМЕНЕНИЯ СТАНДАРТНЫХ МЕТОДОВ РАСЧЁТА ДЛЯ ПРЕДНАПРЯЖЁННЫХ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ МОСТОВЫХ БАЛОК НЕСИММЕТРИЧНОГО ОТНОСИТЕЛЬНО ВЕРТИКАЛЬНОЙ ОСИ ДУТАВРОВОГО СЕЧЕНИЯ

Козлов А.В.

ВГАСУ, г. Воронеж, Россия

При реконструкции сборного пролётного строения автодорожного моста длиной 33 м возникла технологическая необходимость изготовить одну из крайних балок с сечением, несимметричным относительно вертикальной оси. Сечения остальных балок представляют собой дутавр высотой 153 см, с шириной верхнего пояса 120 см на стадии изготовления (2 полки по 60 см), 166 см после монтажа балок и омоноличивания полок. Ширина нижнего пояса, в котором располагается прямолинейная преднапряжённая арматура, 62 см. Проектом была предусмотрена ширина верхнего пояса крайней балки на стадии изготовления 85 см (полки 25 и 60 см), на стадии эксплуатации полки должны были стать симметричными, по 83 см. Усилие от предварительного напряжения прикладывается в середине нижнего пояса.

Несимметричная балка была изготовлена на одном из заводов ЖБК в Московской области, и сразу после снятия опалубки обнаружился выгиб (искривление) продольной оси балки в горизонтальной плоскости, равный 7 см, в сторону большей (60 см) полки верхнего пояса. При этом в расчётах, выполненных на стадии проектирования по методикам СНиП 2.05.03-84* «Мосты и трубы», выполнялись все проверки.

До выезда на завод были выполнены нелинейные расчёты объёмной модели балки в программном комплексе «ЛИРА», в которых выгиб оси в эту сторону от сил предварительного напряжения не превышал 1,4 см.

На заводе выяснилось, что все технологические нормы были выполнены с высоким качеством, а причиной сверхнормативного искривления явилось неблагоприятное совпадение допусков технических условий и особенностей работы несимметричного поперечного сечения. Дело в том, что ТУ разрешают искривление продольной оси величиной не более 0,001 пролёта или 30 мм, и опалубка 33-метровых балок имела деформацию 20 мм. Таким образом, на эксцентриситет продольного усилия от сил предварительного напряжения в несимметричном сечении наложился эксцентриситет от выгиба опалубки, и вместе они привели к нелинейному увеличению искривления продольной оси. Расчёт в ПК «ЛИРА» с учётом изначальной кривизны оси балки показал значение выгиба, равное 50 мм, что близко к фактическому – 70 мм. Было принято решение, что конструкция пригодна к эксплуатации, но для обеспечения надёжности транспортировки меньшая полка была домоноличена до 60 см, и сечение стало симметричным.

ИССЛЕДОВАНИЕ АЭРОУПРУГОЙ УСТОЙЧИВОСТИ ВАНТОВОГО ТРУБОПРОВОДА ПРОЛЁТОМ 150 м В ПРОГРАММНОМ КОМПЛЕКСЕ «ЛИРА»

Козлов А.В.

ВГАСУ, г. Воронеж, Россия

Произведен прогноз вероятности развития опасных колебаний (резонанса) от воздействия ветра с некоторой критической скоростью $v_{кр}$ на сооружение перпендикулярно его продольной оси. Для достоверной оценки возможности возникновения резонанса требуется продувка масштабной модели в аэродинамической трубе, однако с некоторыми допущениями в ПК «ЛИРА» можно определить параметр, при котором в системе с низшей собственной частотой ω_1 возможно появление резонансных явлений, и получить значения перемещений и усилий на пике резонанса.

Динамическое воздействие ветра на вантовый мост можно разделить на две группы аналогично группам предельных состояний: приводящее к невозможности нормальной эксплуатации, но не к разрушениям («чувствительность к ветру»), и опасное для прочности или выносливости конструкции. К первому относят образование вихревого следа (дорожка Кармана), ко второму – явления типа флаттера.

Одним из обязательных условий, при отсутствии которого возникновение флаттера невозможно, является соответствие минимальной частоты собственных колебаний вращательной форме. В исследуемой конструкции первые формы колебаний являются изгибными. В то же время, пролет вантового технологического перехода, представляющий собой плоскую раму из металлических труб, очень лёгок и обладает большой гибкостью, поэтому при образовании дорожки Кармана могут возникнуть опасные колебания.

В пространственной расчётной схеме к наветренной стороне пролёта была приложена равномерно распределённая гармоническая вертикальная нагрузка P , моделирующая воздействие вихревого следа на конструкцию. Эта нагрузка, помимо формы и размеров пролёта, зависит от двух переменных: скорости ветра v и частоты срыва вихрей $\omega=f(v)$. Определив модальным анализом в ПК «ЛИРА» частоту первой формы собственных колебаний конструкции $\omega_1=5,4$ рад/с и приравняв к ней частоту срыва вихрей $\omega=\omega_1$, получаем критическую скорость ветра $v_{кр}=1,27$ м/с. Амплитуда гармонической силы $P=0,338$ кг/пм. Далее, используя модуль ПК «ЛИРА» «Динамика во времени», определяется время, за которое система приобретёт максимальную кинетическую энергию, т.е. наступит пик резонанса. В данном случае – 1040 сек. В том же модуле прямым интегрированием уравнений движения вычисляются максимальные усилия и перемещения. В рассматриваемой конструкции колебания середины пролёта от воздействия гармонической силы $P=0,338$ кг/пм с частотой $\omega_1=5,4$ рад/с в течение 1040 сек составили 350 мм, а затем пошли на убыль.

ОСОБЕННОСТИ РАСЧЁТА УСТОЙЧИВОСТИ ОТКОСОВ ПРОТИВ СКОЛЬЖЕНИЯ ПО КРУГЛОЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ПОВЕРХНОСТИ

Козлов А.В.

ВГАУ, г. Воронеж, Россия

Несмотря на то, что методики расчётов устойчивости откосов разработаны очень давно, они не перестают совершенствоваться по настоящее время. Если в геологическом разрезе сложно выделить слои, по которым вероятнее всего произойдёт обрушение, обычно выбирают круглоцилиндрическую поверхность скольжения, и находят такое положение центра кривой (О), при котором коэффициент запаса устойчивости ($K_{зап}$) минимален. В подборе этой точки и состоит основная сложность расчёта. Ещё в 1933 году В. Феллениус в работе «Статика грунтов» по результатам натурных исследований установил ряд правил по отысканию наиболее опасного центра в зависимости от высоты и заложения откоса, чтобы облегчить ручной подбор, ведь этих точек может быть бесконечное множество. Однако с использованием компьютеров можно без труда перебрать огромное число кривых скольжения, и почти всегда $K_{зап}$, найденный по «старинным» методикам, при ограничении положения точки О, будет больше, чем при произвольном подборе, т.е. наихудшая поверхность при ручном расчёте почти наверняка будет пропущена.

Ещё одна опасность подстерегает при учёте гидродинамического давления от спада половодья, это относится к насыпям автомобильных и железных дорог и конусам обсыпных устоев мостов, расположенных на затопляемых поймах. Инженер-конструктор принимает самый высокий расчётный уровень воды, справедливо считая, что силы гидродинамического давления при этом максимальны. Но здесь необходимо найти баланс между ними и силами гидростатического взвешивания грунта тела насыпи, которые могут существенно повысить $K_{зап}$, ведь они уменьшают вес блоков обрушения, а значит, и сдвигающие силы. Приведу пример расчёта устойчивости откоса автодорожной насыпи высотой $h=12,5$ м, заложением откоса 1:2, против скольжения по одной и той же поверхности, но при разных уровнях воды:

- при расположении уровня грунтовых вод (УГВ) ниже поверхности скольжения $K_{зап}=1,178$;
- при УГВ, доходящем до подошвы насыпи $K_{зап}=1,01$;
- при высокой воде на 1 м ниже верха насыпи $K_{зап}=1,114$;
- при уровне воды в пойме 1 м $K_{зап}=0,988$;
- при уровне воды в пойме 2 м $K_{зап}=0,972$;
- при уровне воды в пойме 4,5 м $K_{зап}=0,962$ – минимальное значение.

Таким образом, худшим условием в данном случае будет не засуха и не максимальное половодье, а значение уровня воды в пойме 4,5 м.

ДИФФЕРЕНЦИАЛЬНОЕ УРАВНЕНИЕ ИЗГИБА АРМИРОВАННОЙ ПЛАСТИНЫ

Колузанов И.С., Овчинников И.Г.
СГТУ, г. Саратов, Россия.

На сегодняшний день интерес представляет дальнейшее развитие методов расчета пластинок, изгибаемых в агрессивных средах, а также методик определения долговечности и остаточного ресурса поврежденных пластинок. Решение этих задач является непременным условием для проектирования оптимальных и надежных инженерных конструкций.

Имеется следующее разрешающее дифференциальное уравнение изгиба армированной пластины в условиях хлоридной коррозии:

$$\left(\frac{\partial^2}{\partial x^2} \left[D_{11} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right] + \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left[D_{12} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right] + 2 \frac{\partial^2}{\partial x \partial y} \left[D_3 \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \right] + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \left[D_{21} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right] + \frac{\partial^2}{\partial y^2} \left[D_{22} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right] \right) = p(x, y)$$

Имея решение этого уравнения, можно определить напряжения и деформации в любой точке армированной пластины в рассматриваемый момент времени. Полученное дифференциальное уравнение изгиба армированной пластины в сочетании с уравнениями проникания хлоридсодержащей среды, уравнениями накопления повреждений в бетоне и уравнениями коррозионно-

го износа арматуры позволяет рассчитывать пластины при разном характере нагружения, при разных схемах опирания пластины по контуру (шарнирное, жесткое, их сочетания), разных программах воздействия агрессивной хлоридсодержащей среды (среда сверху, снизу, среда с обеих сторон и среда действует на часть поверхности) и определять время до разрушения пластины. Заметим, что в качестве условий разрушения выступают условия либо достижения предельного уровня поврежденности ($P = 1$) в любой точке бетонного массива, либо достижение предельного уровня напряжений в арматуре вследствие ее коррозионного износа и взаимодействия с поврежденным окружающим бетоном.

Разработанная методология расчета позволяет численно проанализировать напряженно-деформированное состояние и оценить долговечность армированной пластинки при различных программах нагружения и схемах воздействия агрессивной среды.

МЕТОД КОНЕЧНЫХ ЭЛЕМЕНТОВ И ЕГО ПРИМЕНЕНИЕ В ANSYS

Колузанов И.С., Овчинников И.Г.
СГТУ, г. Саратов, Россия.

В науке и технике постоянно приходится сталкиваться с проблемой расчета систем, имеющих сложную геометрическую конфигурацию и нерегулярную физическую структуру. Компьютеры позволяют выполнять такие расчеты при помощи приближенных численных методов. Метод конечных элементов (МКЭ) является одним из них. В последние десятилетия он занял ведущее положение и получил широкое применение. Метод конечных элементов - один из наиболее эффективных численных методов решения математических задач, описывающих состояние физических систем сложной структуры. Суть МКЭ заключается в том, что составные части модели делятся на конечное число элементов и происходящие процессы моделируются не для общей системы, а для каждого элемента в отдельности. Задаваемые нагрузки и расчётные реакции на них приложены к узлам данных конечных элементов. Также для системы элементов задаются линейные и нелинейные свойства материалов, используемые при проведении расчётов и определении результатов.

Метод конечных элементов ANSYS широко известен и пользуется популярностью среди инженеров-исследователей, занимающихся вопросами динамики и прочности. Средства МКЭ ANSYS позволяют проводить расчёты статистического и динамического напряженно-деформированного состояния конструкций, форм и частот колебаний, анализа устойчивости конструкций, нелинейных переходных процессов и д.р. Программа ANSYS располагает возможностями не только для расчета конструкции, но и для отыскания ее оптимального варианта (оптимального проекта). Оптимальным является проект, отвечающий всем предъявляемым требованиям и имеющий минималь-

ные значения определенных показателей, таких как вес, площадь поверхности, объем, напряжения, собственные частоты и т. п. МКЭ является мощным и надёжным средством исследования поведения конструкций в условиях разнообразных воздействий. ANSYS позволяет учесть агрессивную среду и коррозию материала, что делает проект наиболее реальным.

Моделирование и анализ в ANSYS в некоторых областях промышленно-сти позволяет избежать дорогостоящих и длительных циклов разработки типа «проектирование-изготовление-испытания». Что делает программный комплекс лидером в создании и реализации на практике модели МКЭ.

ПРОСТРАНСТВЕННАЯ ЗАДАЧА ТЕОРИИ ИДЕАЛЬНОЙ ПЛАСТИЧНОСТИ ПРИ УСЛОВИИ ПОЛНОЙ ПЛАСТИЧНОСТИ

*Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.
ТулГУ, г. Тула, Россия*

А. Хаар и Т. Карман в 1909 г. выдвинули концепцию: деформируемое твердое тело, подчиняющееся условию пластичности Треска, достигает предельного состояния полной пластичности. В состоянии неполной пластичности предельное состояние достигается только на одной из площадок главных касательных напряжений, а при полной пластичности предельное состояние достигается на двух площадках. При полной пластичности к условию Треска добавляется условие равенства двух главных напряжений. Позже А.Ю. Ишлинский рассмотрел пространственное состояние идеально пластического тела при записи предельного условия в виде двух соотношений между напряжениями. Дальнейшее развитие идеи полной пластичности в пространственных задачах теории идеальной пластичности получило в работах Д.Д. Ивлева [1-2], связанных с ребром призмы Треска. В развитие работ Д.Д. Ивлева, сформулированы условия предельного состояния полной пластичности для материалов, пластические свойства которых не зависят от гидростатического давления, при использовании кривой пластичности общего вида и гипотезы о том, что в предельном состоянии полная пластичность достигается во всей пластической области. Показано, что предложенные два варианта условий полной пластичности не зависят от вида кривой пластичности. Выписаны уравнения пространственной задачи теории идеальной пластичности для поля напряжений и поля скоростей перемещений. Показано, что пространственная задача теории идеальной пластичности является внешне статически определимой. Однако по этим известным компонентам тензора напряжения можно вычислить только главные напряжения и их ориентацию. Для вычисления ориентации двух равных главных напряжений необходимо привлекать уравнения поля скоростей. Поэтому внутренне пространственная задача теории идеальной пластичности при условии полной пластичности является один раз статически неопределимой.

Библиографический список

1. Ивлев Д.Д. Об общих уравнениях теории идеальной пластичности и статики сыпучих сред // Прикл. матем. и механика. 1958. Т. 22. Вып. 1. С. 90-96.
2. Ивлев Д.Д., Ишлинский А.Ю. Полная пластичность в теории идеально-пластического тела // ДАН РАН. 1999. Т. 368, № 3. С. 333-334.

О ПРИМЕНЕНИИ ЛЕГКОСБРАСЫВАЕМЫХ СТЕНОВЫХ И КРОВЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ В ПРОМЫШЛЕННЫХ ЗДАНИЯХ СО ВЗРЫВОПОЖАРООПАСНЫМИ ПРОИЗВОДСТВАМИ

Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.
ТулГУ, г. Тула, Россия

При проведении обследования промышленных зданий со взрывопожароопасными производствами в целях проверки соблюдения п. 5.9. [1] выполняется анализ достаточности легкобрасываемых конструкций, из условия количества их площади на каждый 1,0 м³ объема помещения, при этом площадь цельных элементов ограждения не должна превышать 180 м², а расчетная нагрузка от массы легкобрасываемых конструкций должна составлять не более 0,70 кПа (71,36 кг/м²). На примере современных объектов хранения, переработки и использования растительного сырья можно увидеть широкое использование ограждающих конструкций с эффективным утеплителем. Например фасадные панели марки "TRIMO" (Словения) имеют ширину 1 м, длину 13 м, удельный вес 23,30 кг/м², что меньше нормируемых 71,36 кг/м², следовательно легкобрасываемых конструкций достаточно. В заключениях об обследовании не учитывают требования [1] о разрезке сплошных кровельных элементов на карты площадью не более 180 м² каждая, не уделяется внимания вопросам учета уровней риска от разлетающихся элементов конструкций. Возможным вариантом решения может быть анализ риска с определением приемлемых уровней риска по диаграмме [2], в зависимости реализации опасного сценария разрушения (случаев в год) и возможного попадания в опасную зону персонала и местных жителей. По вычисленному уровню риска разрабатываются компенсирующие мероприятия – например по ослаблению отдельных креплений легкобрасываемых или предохранительных конструкций для обеспечения их распаивания с поворотом; в случае невозможности обеспечения поворота конструкций без разлета фрагментов и наличии достаточной свободной площади прилегающей территории, возможно устройство сигнального ограждения.

Библиографический список

1. СНиП 31-03-2001. Производственные здания: - М.: ГОССТРОЙ РОССИИ, 2001. 67 с.

2. СП 11-113-2002. Порядок учета инженерно-технических мероприятий гражданской обороны и мероприятий по предупреждению чрезвычайных ситуаций при составлении ходатайства о намерениях инвестирования в строительство и обоснований инвестиций в строительство предприятий, зданий и сооружений: - М.: МЧС РОССИИ, 2002. 87 с.

О СОВРЕМЕННОМ СОСТОЯНИИ МОНИТОРИНГА СТРОИТЕЛЬНЫХ КОНСТРУКЦИЙ

Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.
ТулГУ, г. Тула, Россия

В настоящее время оценка остаточного ресурса зданий и сооружений проводится периодически с использованием ручного измерения параметров напряженно-деформированного состояния конструкций. Мониторинг зданий и сооружений проводят с использованием современных систем, позволяющих в реальном масштабе времени получать информацию об изменении технического состояния здания. Крайне важно интеллектуальное оснащение мониторинговые системы, с тем, чтобы минимизировать влияние человеческого фактора в оценке результатов технического мониторинга. Ежегодно процент износа зданий и сооружений увеличивается, возрастает общая доля строительных объектов с высокой степенью износа в сравнении с новостройками. Что неминуемо приводит к увеличению эксплуатационных затрат. Естественно, современные службы эксплуатации зданий и сооружений не в состоянии без долгосрочного детального плана капитальных и текущих ремонтов справиться со снижением ресурса, даже в условиях наличия финансирования, вследствие чего возрастает число крупных и мелких аварий, выходов объектов из строя. Длительно применяемый термин «долговечность конструкций» является трудно определяемым количественно. За рубежом в последнее время его часто заменяют термином «срок службы», измеряемым количеством лет. Этот термин относится к конструкциям, проявляющим удовлетворительные эксплуатационные качества в течение оговоренного периода времени без непредвиденных расходов на эксплуатацию. В РФ зачастую высотное здание или мост с уникальным пролетом в ходе строительства и эксплуатации имеет единичные системы контроля и мониторинга, стоимость которых несопоставимо мала по сравнению со стоимостью контролируемых ими объектов и жизнями людей. За рубежом для аналогичных объектов разрабатываются концепции эксплуатации, основанные не на интуиции и опыте, а на научном обосновании стратегий эксплуатации, которые становятся интегральной частью проектов ответственных сооружений.

Библиографический список

1. Постановление ГК РФ по строительству и ЖК комплексу от 27.09.2003 года № 170 «Об утверждении Правил и норм технической эксплуатации жилищного фонда».

2. ГОСТ Р 22.1.12-2005 «Безопасность в чрезвычайных ситуациях. Структурированная система мониторинга и управления инженерными системами зданий и сооружений. Общие требования».

ОБ ОДНОЙ МЕТОДИКЕ УСКОРЕНИЯ СХОДИМОСТИ ИТЕРАЦИОННЫХ МЕТОДОВ РАСЧЕТА ГИБКИХ ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ОБОЛОЧЕК

Кривошеин И.В.

СГТУ, г. Саратов, Россия

При использовании уравнений в смешанной форме для расчета геометрически и физически нелинейных пологих оболочек и пластин на прямоугольном плане тангенциальные перемещения остаются неопределенными, что вынуждает использовать для определения деформаций в срединной поверхности гибкой оболочки вместо выражений

$$\varepsilon_x^{(0)} = \frac{\partial U}{\partial x} - K_x W + 0,5 \left(\frac{\partial W}{\partial x} \right)^2, \quad \varepsilon_y^{(0)} = \frac{\partial V}{\partial y} - K_y W + 0,5 \left(\frac{\partial W}{\partial y} \right)^2,$$

$$\gamma_{xy}^{(0)} = \frac{\partial U}{\partial y} + \frac{\partial V}{\partial x} + \frac{\partial W}{\partial x} \frac{\partial W}{\partial y}$$

выражения через усилия мембранной группы и изменения кривизн

$$\varepsilon_x^{(0)} = (N_x - 0,5N_y) / I_1 - \chi_x I_2 / I_1,$$

$$\varepsilon_y^{(0)} = (N_y - 0,5N_x) / I_1 - \chi_y I_2 / I_1,$$

$$\gamma_{xy}^{(0)} = 3S / I_1 - 2\chi_{xy} I_2 / I_1,$$

$$I_1 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c dz, \quad I_2 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c z dz, \quad I_3 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c z^2 dz,$$

используемые в методе упругих решений (МУР) или в методе переменных параметров упругости (МППУ), к которым для итерационного метода Ньютона-Канторовича (МНК) необходимо добавить жесткости вида

$$J_1 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k dz, \quad J_2 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z dz, \quad J_3 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z^2 dz.$$

При расчете оболочки на значение нагрузки « q » с некоторой наперед заданной относительной точностью ε (например, по алгоритму МППУ) величины прогибов $W(x, y)$ и функции усилий $\varphi(x, y)$ определены с точностью ε , однако величины жесткостей I_1, I_2, I_3 соответствуют не окончательным значениям W_{n+1}, φ_{n+1} , а предыдущим значениям W_n, φ_n , исходя из которых и подсчитывались величины W_{n+1}, φ_{n+1} . В результате получается противоречие: первые слагаемые в формулах для деформаций

$$\varepsilon_x^{(z)} = \varepsilon_x^{(0)} + z \chi_x, \quad \varepsilon_y^{(z)} = \varepsilon_y^{(0)} + z \chi_y, \quad \gamma_{yx}^{(z)} = \gamma_{yx}^{(0)} + 2z \chi_{xy}. \quad (1)$$

подсчитываются с «запаздыванием» по сравнению со вторыми слагаемыми в (1), что уменьшает скорость сходимости итерационного метода. Предлагается [1] организация на каждой итерации МУР, МППУ, МНК процесса субитерационного пересчета величин жесткостей $I_1, I_2, I_3, J_1, J_2, J_3$, исходя из полученных на предыдущей итерации с номером «j» значений W_j, φ_j . Процесс субитераций продолжается до достижения сходимости с заданной точностью ε по жесткостям $I_1, I_2, I_3, J_1, J_2, J_3$. В [1] предложен алгоритм, позволяющий многократно увеличить скорость вычисления величин определенных интегралов по формуле Симпсона, что приводит при использовании предлагаемого субитерационного пересчета жесткостей лишь к весьма малому увеличению времени счета ПК.

Проведенные численные эксперименты с использованием «субитерационных» версий МУР, МППУ, МНК позволяют утверждать, что процесс субитераций устойчиво и весьма быстро сходится и использование «субитераций» существенно увеличивает скорость сходимости всех итерационных методов при любых значениях ведущего параметра решения. Кроме того, данное улучшение сходимости реализуется при использовании всех известных методов алгебраизации задачи и для любой из рассмотренных в [1] качественно различных зависимостей интенсивности напряжений от интенсивности деформаций $\sigma_i - \varepsilon_i$.

Библиографический список

1. Кривошеин И.В. Об одной методике ускорения сходимости итерационных методов расчета геометрически и физически нелинейных оболочек и пластин. Деп. в ВИНТИ № 495-В 2009 от 22.07.2009. 53 с.

ОБ ОДНОЙ МЕТОДИКЕ ПОВЫШЕНИЯ ТОЧНОСТИ РЕШЕНИЙ ПО ИНКРЕМЕНТАЛЬНЫМ МЕТОДАМ РАСЧЕТА ГИБКИХ ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ОБОЛОЧЕК

Кривошеин И.В.
СГТУ, г. Саратов, Россия

При использовании инкрементальных уравнений в смешанной форме для расчета геометрически и физически нелинейных пологих оболочек тангенциальные перемещения остаются неопределенными, что делает необходимым использование для определения приращений деформаций в срединной поверхности гибкой оболочки вместо выражений

$$\Delta \varepsilon_x^{(0)} = \frac{\partial \Delta u}{\partial x} - k_x \Delta w + \frac{\partial W}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial x}, \quad (x \square y), \quad \Delta \gamma_{xy}^{(0)} = \frac{\partial \Delta u}{\partial y} + \frac{\partial \Delta v}{\partial x} + \frac{\partial W}{\partial x} \frac{\partial \Delta w}{\partial y} + \frac{\partial W}{\partial y} \frac{\partial \Delta w}{\partial x},$$

выражения через приращения усилий и изгибных деформаций:

$$\Delta \varepsilon_x^{(0)} = (\Delta N_x - 0,5 \Delta N_y) / I_1 - \Delta \chi_x I_2 / I_1, \quad (x \square y), \quad \Delta \gamma_{xy}^{(0)} = 3 \Delta N_{xy} / I_1 - 2 \Delta \chi_{xy} I_2 / I_1,$$

$$I_1 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k dz, \quad I_2 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z dz, \quad I_3 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z^2 dz.$$

Инкрементальные методы позволяют вычислить с некоторой точностью для значения поперечной нагрузки q_j величины прогибов $W_j(x, y)$ и функции усилий $\varphi_j(x, y)$, однако при этом величины жесткостей I_1, I_2, I_3 соответствуют не окончательным значениям $W_j(x, y)$ и $\varphi_j(x, y)$, а предыдущим значениям $W_{j-1}(x, y)$ и $\varphi_{j-1}(x, y)$, исходя из которых и подсчитывались величины $W_j(x, y)$ и $\varphi_j(x, y)$. Это приводит к противоречию: первые слагаемые в формулах для приращений деформаций

$$\Delta \varepsilon_x^{(z)} = \Delta \varepsilon_x^{(0)} + z \Delta \chi_x, \quad \Delta \varepsilon_y^{(z)} = \Delta \varepsilon_y^{(0)} + z \Delta \chi_y, \quad \Delta \gamma_{yx}^{(z)} = \Delta \gamma_{xy}^{(0)} + 2z \Delta \chi_{xy} \quad (1)$$

подсчитываются с «запаздыванием» по сравнению со вторыми слагаемыми в (1), что фактически приводит к завышению жесткостей I_1, I_2, I_3 . Для устранения данного противоречия организуем на каждом шаге решения любого инкрементального метода процесс итерационного пересчета величин жесткостей I_1, I_2, I_3 , исходя из полученных на предыдущем шаге нагружения с номером «j» значений W_j, φ_j . Данный итерационный процесс продолжается до достижения сходимости с заданной точностью ε по жесткостям I_1, I_2, I_3 , что требует [1] весьма малого времени счета ПК по сравнению со временем решения задачи на конкретном шаге нагружения.

Сопоставление точности решений по инкрементальным методам с итерационным пересчетом жесткостей показало, что наивысшая точность достигается по предлагаемому ниже методу, названному «инкрементальным методом с внутришаговой корректировкой жесткостей (ИВК)». Рассмотрим операторное уравнение $A(a_n)x = b$, $(n = 1, 2, 3, \dots)$. Линеаризованное уравнение метода последовательных нагружений Власова – Петрова имеет вид $A'(x_j) \Delta x_{j+1} = \Delta b_{j+1}$. Строим следующий алгоритм решения задачи. Вначале решается линеаризованное уравнение при половинной величине ступени изменения ведущего параметра решения, а именно $A'(x_0) \Delta x_{n+1}^{(1)} = \Delta b_{n+1} / 2$. Далее корректируем переменные коэффициенты в левой части этого уравнения и вновь решаем уравнение вида $A'(x_0 + \Delta x_{n+1}^{(1)}) \Delta x_{n+1}^{(2)} = \Delta b_{n+1}$. Величина $\Delta x_{n+1}^{(2)}$ является решением на этапе возмущения ведущего параметра решения Δb_{n+1} , а $x_0 + \Delta x_{n+1}^{(2)}$ рас-

смачивается как начальное приближение для решения задачи на следующем этапе нагружения Δb_{n+2} .

Анализ результатов численных экспериментов при использовании любых методов алгебраизации задачи показал, что при расчете по методу «ИВК» пологой железобетонной оболочки на расчетный уровень нагрузки $q=0,35$ (МПа) погрешности подсчета (по сравнению с данными по методу Ньютона-Канторовича) прогибов, изгибающих моментов и мембранных усилий составляют соответственно 0,16%, 0,048%, 0,021%, то есть являются весьма малыми. При расчете по методу «ИВК» пологой оболочки из сплава В92-Т на расчетный уровень нагрузки $q=5$ (МПа) аналогичные погрешности подсчета прогибов, изгибающих моментов и мембранных усилий составляют соответственно 0,21%, 0,022%, 0,058%, то есть также являются весьма малыми.

Так как данные погрешности меньше, чем разница между результатами по методу Бубнова-Галеркина в приближении с 64 членами рядов в функциях W и φ при полиномиальной аппроксимации и данными по методу конечных разностей с сеткой $64*64$ по полю оболочки, то следует признать предлагаемый инкрементальный метод с внутришаговой корректировкой жесткостей (ИВК) высокоточным инкрементальным методом расчета дважды нелинейных оболочек.

Библиографический список

1. Кривошеин И.В. О некоторых методиках повышения точности решений по инкрементальным методам расчета геометрически и физически нелинейных оболочек и пластин. Деп. в ВИНТИ № 496-В 2009 от 22.07.2009. 52 с.

ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ГИБКИХ ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ОБОЛОЧЕК ИНКРЕМЕНТАЛЬНЫМ МЕТОДОМ С ВНУТРИШАГОВОЙ КОРРЕКЦИЕЙ ЖЕСТКОСТЕЙ

Кривошеин И.В.

СГТУ, г. Саратов, Россия

Инкрементальные уравнения равновесия элемента геометрически и физически нелинейной пологой оболочки, полученные из вариационного уравнения задачи, имеют следующий вид:

$$\frac{\partial \Delta N_x}{\partial x} + \frac{\partial \Delta N_{xy}}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial \Delta N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \Delta N_y}{\partial y} = 0, \quad (1)$$

$$\begin{aligned} & \frac{\partial^2 \Delta M_x}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 \Delta M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 \Delta M_y}{\partial y^2} + N_x \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x^2} + N_y \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial y^2} + 2N_{xy} \frac{\partial^2 \Delta w}{\partial x \partial y} + \Delta N_x \left(k_x + \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right) + \\ & + \Delta N_y \left(k_y + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right) + 2\Delta N_{xy} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} + \frac{\partial W}{\partial x} \left(\frac{\partial \Delta N_x}{\partial x} + \frac{\partial \Delta N_{xy}}{\partial y} \right) + \frac{\partial W}{\partial y} \left(\frac{\partial \Delta N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial \Delta N_y}{\partial y} \right) + \\ & + \frac{\partial \Delta w}{\partial x} \left(\frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} \right) + \frac{\partial \Delta w}{\partial y} \left(\frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} \right) = -\Delta q. \end{aligned}$$

Подставляя в (1) выражения для усилий моментной и мембранной групп, приходим к системе разрешающих уравнений в приращениях Δw , Δu , Δv .

При использовании для решения двухшагового метода последовательного возмущения параметров В.В. Петрова [1] (ДМПВП) на шаге возмущения ведущего параметра решения b решается линеаризованное уравнение

$$A'(x_0) \Delta x_{n+1}^{(1)} = \Delta b_{n+1}. \quad (2)$$

Затем корректируются переменные коэффициенты в левой части этого уравнения и вновь решается уравнение вида:

$$A'(x_0 + \Delta x_{n+1}^{(1)}) \Delta x_{n+1}^{(2)} = \Delta b_{n+1}. \quad (3)$$

Из двух решений $\Delta x_{n+1}^{(1)}$ и $\Delta x_{n+1}^{(2)}$ по формуле [1] $\Delta x_{n+1} = 0,5(\Delta x_{n+1}^{(1)} + \Delta x_{n+1}^{(2)})$ конструируется итоговое решение Δx_{n+1} на этапе нагружения с номером « $n+1$ ».

Может быть предложена иная методика пошагового расчета дважды нелинейных оболочек. Вначале решается линеаризованное уравнение при половинной величине ступени изменения ведущего параметра решения:

$$A'(x_0) \Delta x_{n+1}^{(1)} = \Delta b_{n+1} / 2. \quad (4)$$

Далее корректируются переменные коэффициенты в левой части этого уравнения и вновь решается линейное уравнение вида

$$A'(x_0 + \Delta x_{n+1}^{(1)}) \Delta x_{n+1}^{(2)} = \Delta b_{n+1}, \quad (5)$$

дающую величину $\Delta x_{n+1}^{(2)}$, являющуюся решением на этапе возмущения ведущего параметра решения Δb_{n+1} . Так как величины всех жесткостей [2]

$$J_1 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k dz, \quad J_2 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z dz, \quad J_3 = \int_{-h/2}^{h/2} E_k z^2 dz$$

возмущения ведущего параметра решения, то называем далее этот метод «инкрементальным методом с внутришаговой коррекцией жесткостей» (ИВК).

Сравниваем при граничных условиях шарнирно-неподвижного закрепления данные расчетов железобетонной оболочки по методам ДМПВП и ИВК, сопоставляя их с данными по итерационному методу Ньютона-Канторовича (МНК). Начальный модуль бетона равен $E_0 = 2,1 \cdot 10^{10}$ (Па), толщина обо-

лочки $h=0,1$ (м), размеры в плане $2*2$ (м), расчетная нагрузка составляет $q_p = 0,75$ (МПа), кривизны равны $K_x = K_y = 0,25$. Алгебраизация задачи проводилась методом конечных разностей (МКР) с сеткой $32*32$.

Получено, что при использовании ДМПВП результаты по $N_y(0,0)$ при q_p отличаются от данных МНК на 0,21%, по $M_y(0,0)$ - на 1,72%, а по $W(0,0)$ - на 2,58%. При использовании метода ИВК результаты по $N_y(0,0)$ при q_p отличаются от данных МНК на 0,22%, по $M_y(0,0)$ - на 0,26%, а по $W(0,0)$ - на 0,97%, то есть по двум последним параметрам НДС оболочки данные метода ИВК имеют высокую точность, существенно превосходящую точность вычислений по ДМПВП.

Рассмотрим также результаты расчета аналогичной оболочки, жестко заземленной по контуру. При использовании ДМПВП результаты по $N_y(0,0)$ при $q_p = 0,55$ (МПа) отличаются от данных МНК лишь на 0,01%, по $M_y(0,0)$ - на 0,16%, а по $W(0,0)$ - на 0,9%. При использовании метода ИВК результаты по $N_y(0,0)$ при $q_p = 0,55$ (МПа) отличаются от данных МНК лишь на 0,003% (практически точное решение), по $M_y(0,0)$ - на 0,01% , а по $W(0,0)$ - на 0,3%, то есть по всем обсуждаемым параметрам НДС оболочки данные по методу ИВК существенно ближе к решению по МНК, чем данные по ДМПВП.

Библиографический список

1. Петров В.В. Двухшаговый метод последовательного возмущения параметров и его применение к решению нелинейных задач механики твердого деформируемого тела / В.В. Петров // Проблемы прочности элементов конструкций под действием нагрузок и рабочих сред: межвуз. науч. сб. Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2001. С. 6-12.
2. Кривошеин И.В. Инкрементальный метод с внутришаговой корректировкой жесткостей в теории геометрически и физически нелинейных оболочек и пластин. Деп. в ВИНТИ № 559-В 2009 от 14.09.2009. 56 с.

О РЕШЕНИИ ЗАДАЧ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ГИБКИХ ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ОБОЛОЧЕК ИНКРЕМЕНТАЛЬНЫМ МЕТОДОМ С ВНУТРИШАГОВОЙ КОРРЕКТИРОВКОЙ ЖЕСТКОСТЕЙ

Кривошеин И.В.

СГТУ, г. Саратов, Россия

Рассмотрим вопросы применения инкрементальных методов к расчету гибких пологих оболочек, выполненных из нелинейно деформируемого материала и находящихся под действием нагрузки в коррозионной среде. Ис-

пользуем кинематическую модель Кирхгофа-Лява и деформационную теорию пластичности. Записываем инкрементальную систему разрешающих уравнений в приращениях компонентов вектора перемещения

$$\begin{aligned} L_x(\Delta U, \Delta V, \Delta W, W, I_{k1}, I_{k2}) &= -P_x(U, V, W, I_{c1}, I_{c2}), \\ L_y(\Delta U, \Delta V, \Delta W, W, I_{k1}, I_{k2}) &= -P_y(U, V, W, I_{c1}, I_{c2}), \\ L_z(\Delta U, \Delta V, \Delta W, U, V, W, I_{k1}, I_{k2}) &= -\Delta q - P_z(U, V, W, I_{c1}, I_{c2}), \end{aligned} \quad (1)$$

где L_x, L_y, L_z – линейные, а P_x, P_y, P_z – нелинейные дифференциальные операторы, причем величины перемещений U, V, W известны к данному этапу нагружения. Переменные жесткости в (1) определяются по формулам

$$\begin{aligned} I_{k1} &= \int_{-h/2}^{h/2} E_k F(B) dz, \quad I_{k2} = \int_{-h/2}^{h/2} E_k F(B) z dz, \quad I_{k3} = \int_{-h/2}^{h/2} E_k F(B) z^2 dz, \\ I_{c1} &= \int_{-h/2}^{h/2} E_c F'(B) \Delta B dz, \quad I_{c2} = \int_{-h/2}^{h/2} E_c F'(B) \Delta B z dz, \quad I_{c3} = \int_{-h/2}^{h/2} E_c F'(B) \Delta B z^2 dz. \end{aligned} \quad (2)$$

Компоненты приращений девиатора тензора напряжений ΔD_σ [1] зависят от компонентов приращений девиатора и девиатора тензора деформаций

$$\Delta D_\sigma = 2/3 E_k \Delta D_\varepsilon F(B) + 2/3 E_c D_\varepsilon F'(B) \Delta B, \quad (3)$$

где $D_\sigma = \sigma_{ij} - \delta_{ij} \sigma_0$ – девиатор тензора напряжений, $D_\varepsilon = e_{ij}$ – девиатор тензора деформаций, $\sigma_0 = (\sigma_x + \sigma_y)/3$ – среднее нормальное напряжение, δ_{ij} – символ Кронекера, $E_c^* = E_c^0 F(B)$ – секущий модуль, $E_c^0 = \sigma_i / e_i$ – секущий модуль до контакта с агрессивной средой, σ_i – интенсивность напряжений, ε_i – интенсивность деформаций, $F(B)$ – функция деградации секущего модуля, B – концентрация агрессивной среды в точке материала.

По алгоритму инкрементального метода с внутришаговой коррекцией жесткостей (ИВК) необходимо решить линейризованное уравнение при половинной величине ступени изменения ведущего параметра решения:

$$A'(x_j) \Delta x_{j+1}^{(1)} = \Delta b_{j+1} / 2. \quad (4)$$

Далее корректируем переменные коэффициенты в левой части этого уравнения и вновь решаем уравнение вида

$$A'(x_j + \Delta x_{j+1}^{(1)}) \Delta x_{j+1}^{(2)} = \Delta b_{j+1}. \quad (5)$$

Величина $\Delta x_{j+1}^{(2)}$ является решением на этапе возмущения ведущего параметра решения Δb_{j+1} , а $x_j + \Delta x_{j+1}^{(2)}$ рассматривается как начальное приближение для решения задачи на следующем этапе нагружения Δb_{j+2} . Таким образом, при использовании предлагаемого метода ИВК на каждом этапе возмущения ведущего параметра задача, как и в двухшаговом методе последовательного

возмущения параметров (ДМПВП) В.В. Петрова [2], решается дважды, но, в отличие от ДМПВП, не нужно конструировать итоговое решение с использованием формул типа $\Delta x_{j+1} = 0,5(\Delta x_{j+1}^{(1)} + \Delta x_{j+1}^{(2)})$.

Исследуем долговечность оболочек, понимая под ней время от начала их эксплуатации до возникновения опасного состояния, соответствующего моменту равенства интенсивности напряжений в некоторой точке оболочки временному сопротивлению материала, убывающему с течением времени действия агрессивной среды. Получено, что долговечность оболочек T_i с ростом параметра поперечной нагрузки P , вызывающим рост наибольшей интенсивности напряжений по объему оболочки $\sigma_{i \max}$, существенно убывает. Кроме того, выявлено, что при нагрузках, существенно меньших величин верхних критических нагрузок, не происходит потери устойчивости оболочки в процессе деградации свойств ее материала.

Сравнение инкрементальных методов расчета оболочек показало, что при шагах проникновения агрессивной среды с обеих поверхностей оболочки, равных $h/256$, где h – толщина оболочки, ДМПВП и предлагаемый метод ИВК дают результаты, существенно уточняющие данные по методу последовательных нагружений. Кроме того, при сравнении с данными решения по методу Ньютона-Канторовича (МНК) установлено, что точность решений по ИВК и ДМПВП при шагах проникновения агрессивной среды $h/256$ весьма высока и долговечность оболочек T_i подсчитывается с точностью до 2%.

Библиографический список

1. Петров В.В. Долговечность тонкостенных пологих оболочек, взаимодействующих с агрессивными средами // Вестник ОН РААСН, вып. 13, 2009, С.246-257.
2. Петров В.В. Двухшаговый метод последовательного возмущения параметров и его применение к решению нелинейных задач механики твердого деформируемого тела // Проблемы прочности элементов конструкций под действием нагрузок и рабочих сред: межвуз. науч. сб. Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2001. С. 6-12.

МЕТОД КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ ПОВЫШЕННОЙ ТОЧНОСТИ В ТЕОРИИ ГЕОМЕТРИЧЕСКИ И ФИЗИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНЫХ ПЛАСТИН ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ

Кривошеин И.В., Петрунина Е.А., Селиванов Ф.С., Смирнова О.А.
СГТУ, г. Саратов, Россия

Система разрешающих уравнений в смешанной форме для гибких нелинейно деформируемых пластин имеет вид

$$I_1^{**} \nabla^4 \varphi + 2 \frac{\partial I_1^{**}}{\partial x} (\varphi_{xxx}'' + \varphi_{xyy}''') + 2 \frac{\partial I_1^{**}}{\partial y} (\varphi_{yyy}'' + \varphi_{xxy}''') + \frac{\partial^2 I_1^{**}}{\partial x^2} (\varphi_{xx}'' - 0.5 \varphi_{yy}'') +$$

$$\frac{\partial^2 I_1^{**}}{\partial y^2} (\varphi_{yy}'' - 0.5 \varphi_{xx}'') + 3 \frac{\partial^2 I_1^{**}}{\partial x \partial y} \varphi_{xy}'' + L(I_2^{**}, W) + 0.5L(W, W) = 0,$$

$$I_1^{**} = 1 / I_1, I_2^{**} = I_2 / I_1, \quad (1)$$

$$L(I_2^{**}, W) = \frac{\partial^2 I_2^{**}}{\partial x^2} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} + \frac{\partial^2 I_2^{**}}{\partial y^2} \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - 2 \frac{\partial^2 I_2^{**}}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y},$$

$$0.5L(W, W) = \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} - \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y}.$$

$$\frac{4}{3} \{ I_3^{**} \nabla^4 W + 2 \frac{\partial I_3^{**}}{\partial x} (W_{xxx}''' + W_{xyy}''') + 2 \frac{\partial I_3^{**}}{\partial y} (W_{yyy}''' + W_{xxy}''') + \frac{\partial^2 I_3^{**}}{\partial x^2} (W_{xx}'' + 0.5W_{yy}'') +$$

$$+ \frac{\partial^2 I_3^{**}}{\partial y^2} (W_{yy}'' + 0.5W_{xx}'') + \frac{\partial^2 I_3^{**}}{\partial x \partial y} W_{xy}'' \} - L(I_2^{**}, \varphi) - L(W, \varphi) = q, I_3^{**} = I_3 - I_2^2 / I_1,$$

где переменные жесткости имеют следующий вид:

$$I_1 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c dz, \quad I_2 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c z dz, \quad I_3 = \int_{-h/2}^{h/2} E_c z^2 dz.$$

Сравниваем точность решений и скорости сходимости решений по различным вариантам метода конечных разностей (МКР). В дальнейшем через МКР-2 обозначаем вариант с аппроксимацией дифференциальных операторов и граничных условий центральными конечно-разностными аналогами с погрешностью порядка квадрата шага сетки [1], а через МКР-4 – вариант с аппроксимацией дифференциальных операторов с погрешностью порядка четвертой степени шага сетки, а граничных условий – с погрешностью порядка пятой степени шага сетки. Для МКР-4 используем формулы:

$$(F_{i,j})'_x \approx (-F_{i+2,j} + 8F_{i+1,j} - 8F_{i-1,j} + F_{i-2,j}) / 12 / \Delta,$$

$$(F_{i,j})''_{xx} \approx (-F_{i+2,j} + 16F_{i+1,j} - 30F_{i,j} + 16F_{i-1,j} - F_{i-2,j}) / 12 / \Delta^2, \quad (1)$$

$$(F_{i,j})'''_{xxx} \approx (-F_{i+3,j} / 8 + F_{i+2,j} - 65 / 40 F_{i+1,j} + 65 / 40 F_{i-1,j} - F_{i-2,j} + F_{i-3,j} / 8) / (\Delta^3);$$

$$(F_{i,j})^{IV}_{xxxx} \approx (-0.16(6)F_{i+3,j} + 2F_{i+2,j} - 6.5F_{i+1,j} + 9.3(3)F_{i,j} -$$

$$- 6.5F_{i-1,j} + 2F_{i-2,j} - 0.16(6)F_{i-3,j}) / (\Delta^4).$$

$$\begin{aligned}
 (F_{i,j})_{xy}^{IV} = & (6F_{i,j} - 3.16(6)(F_{i+1,j} + F_{i-1,j} + F_{i,j+1} + F_{i,j-1}) + \\
 & + 1.6(6)(F_{i+1,j+1} + F_{i+1,j-1} + F_{i-1,j+1} + F_{i-1,j-1}) + \\
 & + 0.16(6)(F_{i+2,j} + F_{i-2,j} + F_{i,j+2} + F_{i,j-2}) - \\
 & - 0.083(3)(F_{i+2,j+1} + F_{i+2,j-1} + F_{i+1,j+2} + F_{i+1,j-2} + F_{i-2,j+1} + \\
 & + F_{i-2,j-1} + F_{i-1,j+2} + F_{i-1,j-2})) / (\Delta^4). \\
 (F_{i,j})_{xy}'' \approx & ((5/12)(F_{i+1,j+1} - F_{i+1,j-1} - F_{i-1,j+1} + F_{i-1,j-1}) - \\
 & - (5/120)(F_{i+2,j+1} + F_{i-2,j-1} + F_{i+1,j+2} + F_{i+1,j-2} - F_{i+2,j-1} - \\
 & - F_{i-2,j+1} - F_{i-1,j+2} - F_{i+1,j-2})) / (\Delta^2).
 \end{aligned}$$

Законтурные значения функций W , φ определяются по одинаковым формулам. При шарнирном опирании на гибкие диафрагмы имеем выражения:

$$W_{i+1} = (W_{i-3} - 4W_{i-2} - 6W_{i-1})/11, \quad W_{i+2} = (16W_{i-3} - 75W_{i-2} + 80W_{i-1})/11,$$

а при условиях скользящей заделки законтурные значения будут вида

$$W_{i+1} = W_{i-3}/3 - 2W_{i-2} + 6W_{i-1}, \quad W_{i+2} = 8W_{i-3}/3 - 15W_{i-2} + 40W_{i-1}.$$

Проводим расчеты пластинок на плане $-a \leq x \leq +a, -b \leq y \leq +b$, задавая закон изменения их толщины в следующем виде:

$$h(x, y) = \exp(\Pi_x x^2 + \Pi_y y^2 + \Pi_{xy} x^4 y^4). \quad (2)$$

В таблице сопоставлены данные расчетов по вариантам МКР квадратной в плане $a = b = 1$ гибкой нелинейно-упругой пластинки из несжимаемого материала с $\mu = 0,5$ при условиях скользящей заделки на контуре для значений параметров в (2) $\Pi_x = \Pi_y = 0,7$, $\Pi_{xy} = -1,8$. Данные по вариантам МКР сопоставлены с результатами расчетов по методу Бубнова-Галеркина (МБГ) в приближении с удержанием по 64 члена ряда по ортонормированным полиномам.

Таблица

Сетка	Метод	$w(0,0) \cdot 10^3$	$\overline{M}_x(0,0) \cdot 10^2$	$\overline{M}_x(1,0) \cdot 10^2$	$\overline{N}_x(0,0) \cdot 10^4$	$\varepsilon_{i \max} \cdot 10^3$
16*16	МКР2	5,244547	1,893042	-7,337815	4,778317	1,713250
32*32	МКР2	5,111606	1,849895	-7,402601	4,556419	1,650577
64*64	МКР2	5,081402	1,840346	-7,420750	4,506195	1,637211
16*16	МКР4	5,091260	1,844938	-7,464525	4,522965	1,643605
32*32	МКР4	5,072624	1,837801	-7,427048	4,491672	1,633674
64*64	МКР4	5,071640	1,837296	-7,426913	4,489979	1,632977
8	МБГ	5,070721	1,832272	-7,420730	4,497732	1,626094

По данным таблицы наивысшей скоростью сходимости обладает вариант МКР-4. Уже на сетке $32*32$, когда время счета ПЭВМ мало, вариант МКР-4 дает весьма точные результаты. Данные по варианту МКР-2 менее точны, чем по МКР-4, и скорость сходимости МКР-2 существенно ниже скорости в МКР-4.

Таким образом, выявлено, что при решении задач расчета гибких физически нелинейных пластин в смещенной форме для условий скользящей заделки на контуре использование варианта МКР-4 с аппроксимацией дифференциальных операторов уравнений с погрешностью $O(\Delta^4)$ и граничных условий с погрешностью $O(\Delta^5)$ позволяет достичь исключительно высокой скорости сходимости к точному решению «сверху».

Библиографический список

1. Корн Г. Справочник по математике. / Г. Корн, Т. Корн. М.: Наука, 1978. 831 с.

О СКОРОСТЯХ СХОДИМОСТИ МОДИФИКАЦИЙ МЕТОДА КОНЕЧНЫХ РАЗНОСТЕЙ В ЗАДАЧАХ РАСЧЕТА ГИБКИХ НЕЛИНЕЙНО-УПРУГИХ ОБОЛОЧЕК

Кривошеин И.В., Семенов П.К., Семенов К.П., Решетников К.Л.
СГТУ, г. Саратов, Россия

Сопоставляем скорости сходимости и точность решений по двум вариантам метода конечных разностей при записи системы разрешающих уравнений в компонентах вектора перемещения. Записываем систему уравнений равновесия (в проекции на оси OX , OY , OZ) гибкой физически нелинейной оболочки, следующую из вариационного уравнения задачи:

$$\begin{aligned} \frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} = 0, \\ \frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 M_{xy}}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} + N_x \left(k_x + \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} \right) + N_y \left(k_y + \frac{\partial^2 W}{\partial y^2} \right) + \\ + 2N_{xy} \frac{\partial^2 W}{\partial x \partial y} + \frac{\partial W}{\partial x} \left(\frac{\partial N_x}{\partial x} + \frac{\partial N_{xy}}{\partial y} \right) + \frac{\partial W}{\partial y} \left(\frac{\partial N_{xy}}{\partial x} + \frac{\partial N_y}{\partial y} \right) = -\Delta q. \end{aligned} \quad (1)$$

Подставляем в уравнения (1) выражения для усилий мембранной и моментной группы с дальнейшей подстановкой выражений для изменений кривизн и деформаций в срединной поверхности и получаем систему разрешающих уравнений в компонентах вектора перемещения $W(x, y), U(x, y), V(x, y)$. Рассмотрим на контуре оболочки два вида однородных граничных условий. При шарнирно неподвижном закреплении граничные условия имеют следующий вид:

$$x = \pm a, \quad W = 0, \quad W''_{xx} = 0, \quad U = 0, \quad V = 0,$$

$$y = \pm b, \quad W = 0, \quad W''_{yy} = 0, \quad U = 0, \quad V = 0.$$

Также рассматриваем на контуре оболочки закрепление в виде жесткого защемления (заделки), когда граничные условия имеют вид:

$$x = \pm a, \quad W = 0, \quad W'_x = 0, \quad U = 0, \quad V = 0,$$

$$y = \pm b, \quad W = 0, \quad W'_y = 0, \quad U = 0, \quad V = 0.$$

Обозначаем вариант метода конечных разностей с аппроксимацией дифференциальных операторов, производных от жесткостей и граничных условий с погрешностью $O(\Delta^2)$ как МКР-2 [1], а вариант с использованием формул с погрешностью $O(\Delta^4)$ для дифференциальных операторов и погрешностью $O(\Delta^5)$ для граничных условий как МКР-4.

В табл. 1 сопоставлены данные расчетов по вариантам МКР квадратной в плане $2a*2a=2*2$ (м) гибкой нелинейно-упругой оболочки с кривизнами $K_x = K_y = 0,4$ из несжимаемого материала с $\mu = 0,5$ при жестком защемлении на контуре. Приведены безразмерные параметры прогибов $w(0,0) = W(0,0)/h(0,0)$, мембранного усилия $\bar{N}_x = N_x a^2 / (Eh^3(0,0))$, изгибающих моментов

$$\bar{M}_x(0,0) = M_x(0,0)a^2 / (Eh^4(0,0)), \quad \bar{M}_x(1,0) = M_x(a,0)a^2 / (Eh^4(0,0)).$$

Таблица 1

Сетка	Метод	$w(0,0) \cdot 10^3$	$\bar{M}_x(0,0) \cdot 10^2$	$\bar{M}_x(1,0) \cdot 10$	$\bar{N}_x(0,0) \cdot 10$
16*16	МКР2	3,041317	1,043772	-1,347664	-5,951528
32*32	МКР2	3,135810	1,022157	-1,455244	-6,010887
64*64	МКР2	3,163086	1,015536	-1,480291	-6,029001
16*16	МКР4	3,191157	1,036338	-1,484133	-6,031574
32*32	МКР4	3,173633	1,016526	-1,489058	-6,035154
64*64	МКР4	3,172573	1,013383	-1,488566	-6,035357

По данным табл. 1 наивысшей скоростью сходимости обладает вариант МКР-4. Уже на сетке 32*32, когда время счета ПЭВМ мало, вариант МКР-4 дает весьма точные результаты. Данные по варианту МКР-2 менее точны, чем по МКР-4, и скорость сходимости МКР-2 существенно ниже скорости в МКР-4.

В табл. 2 сопоставлены данные расчетов по вариантам МКР аналогичной гибкой нелинейно-упругой оболочки при условиях шарнирно-неподвижного закрепления на контуре.

Таблица 2

Сетка	Метод	$w(0,0) \cdot 10^3$	$\overline{M}_x(0,0) \cdot 10^3$	$\overline{M}_{x \max} \cdot 10^2$	$\overline{N}_x(0,0) \cdot 10$
16*16	МКР2	3,188930	0,668640	5,521979	-7,366144
32*32	МКР2	3,125694	-2,259419	5,963816	-7,399879
64*64	МКР2	3,107311	-3,100094	6,106424	-7,410016
16*16	МКР4	3,117157	-2,624382	5,851611	-7,446201
32*32	МКР4	3,099608	-3,305825	6,086289	-7,413754
64*64	МКР4	3,100000	-3,380621	6,141676	-7,413536

Данные табл. 2 вновь свидетельствуют о том, что скорость сходимости МКР-4 существенно выше скорости сходимости МКР-2 по всем параметрам НДС оболочки.

Таким образом, для гибкой физически нелинейной оболочки при обоих рассмотренных контурных условиях использование варианта метода конечных разностей МКР-4 позволяет достичь существенно большей точности по сравнению с вариантом МКР-2 и существенно сэкономить время счета ПК ввиду возможности использования сетки 32*32, решение по МКР-4 на которой дает не меньшую точность, чем точность решения на сетке 64*64 в МКР-2.

Библиографический список

1. Корн Г. Справочник по математике. / Г. Корн, Т. Корн. М.: Наука, 1978. 831 с.

ВЛИЯНИЕ НАКЛОННОЙ ПОДОШВЫ РАМНЫХ ФУНДАМЕНТОВ НА НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ПЕСЧАНОГО ОСНОВАНИЯ

Леденев В.В., Струлев В.М., Азама Нилас, До Ван Мань
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

При действии на обрез фундамента наклонной нагрузки от распорных конструкций без затяжки, такие как Г-образные рамы сельскохозяйственных зданий, арочные покрытия спортивных сооружений, и т.д., целесообразно подошву фундаментов выполнять наклонной. Устройство наклонной грани, уменьшает возможность горизонтального сдвига фундамента по подошве, повышая тем самым его устойчивость.

Представляет интерес использование в распорных системах рамных фундаментов, состоящих из плиты, стойки и подкоса.

В данной работе использовали модель рамного фундамента высотой 300 мм с плоской горизонтальной прямоугольной подошвой с размерами 200 × 100 мм с гладкой контактной поверхностью, со стойкой длиной 290 мм и подкосом длиной 306 мм. Угол наклона подкоса составлял 19°. Модель была заглублена на 45мм в грунт.

Опыты проводили в пространственном металлическом лотке размерами 1700x950x800 мм заполненным мелкозернистым пылеватым песком влажностью $\omega=4-5\%$, послойно уплотнённый до $\rho \approx 1,7 \text{ г/см}^3$ и оснащённым рычажной системой нагружения с передаточным числом 1:10. Нагружение проводили ступенчато по 0,1 от разрушающей нагрузки с интервалом 20 минут, до условной стабилизации показателей индикаторов.

Угол наклона центрально приложенной нагрузки к вертикали принимался равным $\delta = 0^\circ, 15^\circ$ и 25° и угол наклона подошвы составлял $\alpha = 0, 10, 20$ и 30° .

Из проведённых опытов можно делать следующие выводы:

- максимальная несущая способность достигается при горизонтальном расположении подошвы и вертикальной нагрузке, и равной 11,9 кН;
- при наклонной нагрузке, максимальная несущая способность достигается при $\delta=15^\circ$ и равна 8,7 кН;
- при больших уклонах нагрузка $\delta = 25^\circ$, оптимальным уклоном подошвы является $\alpha = 20^\circ$. В этом случае максимальная несущая способность равна 6,6 кН, что на 32% ниже, чем при угле наклона нагрузки $\delta=15^\circ$ и угле наклона подошвы $\alpha=(10 \div 20)^\circ$.

НЕСУЩУЮ СПОСОБНОСТЬ ПЕСЧАНОГО ОСНОВАНИЯ КРУГЛЫХ И КОЛЬЦЕВЫХ ШТАМПОВ С ПЕРИФЕРИЙНЫМИ КОНСОЛЬНЫМИ ВЫСТУПАМИ

Леденёв В.В., Струлёв В.М., Черкашин А.Б., Обидин А.А.
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

Данная работа посвящена исследованию влияния конструкции круглого и кольцевого штампа на несущую способность песчаного основания.

Для проведения экспериментальных исследований были изготовлены деревянные модели фундаментов с одинаковой площадью контакта с базовым диаметром $D=264$ мм и различным отношением $d/D = 0; 0,2; 0,4; 0,6$; где d – диаметр внутреннего отверстия кольца, D – внешний диаметр базовых штампов. Так же были изготовлены модели фундаментов с периферийными консольными выступами с различным числом консолей $n = 4, 8, 10$.

Испытания проводились в металлическом лотке с размерами 2000x2500x1500. Основанием служил увлажненный ($\omega=10\%$) пылеватый песок послойно уплотненный до плотности $\rho=1.70 \text{ г/см}^3$. Просеянный песок отсыпали слоями по 15 см и уплотняли металлической трамбовкой. Требуемая плотность основания достигалась определенным числом ударов трамбовки по одному следу. После каждого эксперимента песок убирала на глубину 1.5...2 диаметра модели ниже подошвы и укладывали заново.

На предварительно уплотненный грунт устанавливалась деревянная модель. На модели укладывался жесткий металлический диск толщиной 10 мм для равномерной передачи нагрузки. Нагрузка на штампы передавалась с по-

мощью гидравлического домкрата. Для измерения осадки штампа использовались индикаторы часового типа (ИЧ-10). Центральная нагрузка подавалась ступенчато по 0.1 от максимальной нагрузки, с выдержкой по 20 мин. на каждой ступени до наступления условной стабилизации перемещений.

Штампы с периферийными консольными выступами показали большую эффективность по сравнению с базовыми штампами. Так для штампов с отношением $d/D = 0$, несущая способность при равной осадке увеличилась на 38% для модели с $n=10$. При уменьшении количества консольных выступов эффективность их применения снижается. Так же снижается эффективность при увеличении отношения d/D , что связано с тем, что отношение длины консоли к внешнему диаметру уменьшается, и для штампа с $d/D = 0.6$ эффективность не была выявлена.

РЕШЕНИЕ ЗАДАЧ ОПТИМИЗАЦИИ КОНСТРУКЦИЙ С ИСПОЛЬЗОВАНИЕМ ПЭВМ

Марчук Н.И., Палагушкин В.И., Прасоленко Е.В
ИСИ СФУ, г. Красноярск, Россия

Для решения задач оптимизации конструкций разработано большое число, как специализированных программ, так и универсальных расчетных программных комплексов (COSMOS, ANSYS, NASTRAN) и др., в которых есть встроенные оптимизаторы, позволяющие решать различные по постановке задачи оптимизации конструкций.

В программном комплексе (ПК) ANSYS решение задач оптимизации представляет собой компьютерную технологию, состоящую в выборе оптимального проекта из нескольких с помощью конечно-элементного анализа. Разработчик выбирает критерий и ограничения задачи и создает параметрическую модель. Средства оптимизации программы ANSYS позволяют оптимизировать различные объекты проекта: форму нагруженного элемента или конструкции, значение напряжений, собственные частоты, стоимость или вес конструкции и др. Основными методами оптимизации конструкций в ПК ANSYS являются: метод аппроксимации и метод первого порядка. Как указано в документации для ANSYS, первый метод оказывается более эффективным по времени счета, однако метод первого порядка более надежен, отличается высокой точностью, но требует больших вычислительных ресурсов.

Используя ПК ANSYS, решен ряд задач оптимизации различного класса конструкций (стержневых, пластинчатых, комбинированных) при действии статических нагрузок.

При этом оптимизационная задача формулировалась как задача минимизации объема конструкции при выполнении ограничений по прочности, жесткости и на величины параметров проектирования. В качестве параметров проектирования конструкций принимались толщины двумерных и площадь поперечных сечений одномерных элементов.

Оптимизация выполнялась на основе метода первого порядка. Для получения заданной точности решения задач оптимизации понадобилось от 6 до 10 итераций. В полученных оптимальных проектах конструкций общее уменьшение объема материала составило от 30 до 60%.

Рассмотренные примеры и полученные результаты показали, что расчетный комплекс ANSYS является мощным и эффективным инструментом для решения задач оптимизации и создания рациональных конструкций.

ГЛУБИНА ПОРАЖЕНИЯ АРМАТУРЫ В ЗОНЕ ПОПЕРЕЧНЫХ ТРЕЩИН ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ ПРИ ДЕЙСТВИИ ПЕРЕМЕННОЙ НАГРУЗКИ И АГРЕССИВНОЙ СРЕДЫ

Мигунова К.В.

ПГУАС, г. Пенза, Россия

Результаты проведенных экспериментальных исследований показывают о влиянии переменной ступенчато-повторной нагрузки и жидкой агрессивной среды (3% раствор NaCl) на величину коррозионного поражения арматуры в поперечных трещинах бетона обычных железобетонных конструкций. По содержанию хлорид – ионов раствор моделирует морскую воду.

В атмосферных условиях были испытаны шесть обычных железобетонных образцов на изгиб с размерами 2000·200·70мм из тяжелого бетона пониженной проницаемости на алитовом среднеалюминатном портландцементе, армированных одним стержнем диаметром 14мм класса А-111 с толщиной защитного слоя бетона 25мм. Ускорение коррозионного процесса на арматуре осуществлялось увлажнением образцов два раза в сутки 3%-ным раствором хлористого натрия.

Эксплуатационная переменная ступенчато-повторная нагрузка принята с временными параметрами $t_{p_{max}} - t_{p_{min}}$: 2 суток - 2суток, 30суток – 30 суток; при уровнях переменной нагрузки $M_{max}=0,7R_{разр}$ и $M_{min}=0,4R_{разр}$.

Точность измерения ширины раскрытия трещин составила в эксперименте – 7 мкм. Образцы испытывались в течение 1 года.

Глубина поражения арматуры в пределах 200мкм определялась при помощи сканирующего микроскопа с точностью до 10мкм. При большей глубине применяли индикатор часового типа с иглой.

Полученные результаты исследований показывают, что колебания нагрузки и ширины раскрытия трещин не изменяют общего язвенного характера поражения арматуры. В тоже время, если средние величины коррозионного поражения арматуры практически не отличаются от аналогичных значений при постоянной нагрузке, то максимальная глубина язв при переменной нагрузке заметно выше в зоне поперечных трещин шириной раскрытия $a_{ср}=0,05 - 0,20$ мм.

Появление отдельных более глубоких язв объясняется механическим разрушением вторичных продуктов коррозии на поверхности арматуры, играю-

щих важную роль в торможении процесса коррозии арматуры в зоне поперечных трещин.

По степени агрессивности к железобетонным конструкциям, с учётом величины коррозионного поражения арматуры в зоне поперечных трещин с шириной $a_{срс}=0,20\text{мм}$ и более, данная среда в эксперименте является сильно-агрессивной.

ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ПРОЦЕССА МОДЕЛИРОВАНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ПОПЕРЕЧНЫМИ ТРЕЩИНАМИ

Мигунов В.Н.

ПГУАС, г. Пенза, Россия

Расчётные поперечные трещины в бетоне облегчают доступ внешней среды к поверхности арматуры и способствуют возникновению и развитию её коррозии. При воздействии жидких агрессивных сред, содержащих хлорид – ионы, нормативный документ по защите строительных конструкций от коррозии (СНиП 2.03.11-85) допускает в конструкциях наличие ограниченных по величине ширины раскрытия поперечных трещин $a_{срс}^H$. Значения $a_{срс}^H$ принимаются в зависимости от вида приложенной нагрузки (длительная, кратковременная) и степени агрессивного воздействия среды.

Обоснованием $a_{срс}^H$ является снижение прочностных свойств арматуры до критических значений за счёт уменьшения диаметра арматуры в результате её коррозии (15% от диаметра). Нормы гарантируют, что при скорости коррозии стали в указанных $a_{срс}^H$ минимальное время до наступления критической величины уменьшения диаметра и не появления продольных трещин в железобетоне из-за коррозии арматуры составляют не менее 50 лет. Однако, в хлорид содержащих средах гарантия сохранения нормативной несущей способности железобетонных элементов даётся без учёта двух факторов: влияния профиля арматуры и воздействия переменной ступенчато-повторной нагрузки (снег, ветер, наледь, нагрузка от транспорта на мостовые сооружения и перекрытия).

Данные экспериментальных исследований, проведённых на обычных изгибаемых железобетонных элементах со стержневой арматурой классов А-111 и А-1 диаметром 10мм и более в сильноагрессивной среде, содержащей хлорид – ионы, опубликованные в разные годы с 1998 по 2010 в журнале «Известия вузов Строительство», показывают значительное влияние этих факторов на долговечность конструкций. Из-за ускоренного распространения процесса коррозии по длине арматуры в зоне влияния поперечных трещин продольные трещины в защитном слое бетона возникали уже при средней глубине коррозионного поражения в три раза меньшей критического значения при сроке эксплуатации в два раза и более ниже нормативного.

Существующие подходы к моделированию и прогнозированию поведения железобетонных конструкций в агрессивных средах в научной литературе в основном рассматривают поведения конструкций до начала трещинообразования в условиях статического нагружения. Внедрение процесса моделирования для прогнозирования долговечности железобетонных конструкций является эффективным средством повышения их долговечности. Однако для этого необходимо привлечение значительного количества статистически обработанных результатов экспериментальных исследований.

**О РАСЧЕТЕ ЛЕГКОЙ РАМЫ С РИГЕЛЕМ,
УСИЛЕННЫМ ВАНТОВО-СТЕРЖНЕВОЙ СИСТЕМОЙ,
В ГЕОМЕТРИЧЕСКИ НЕЛИНЕЙНОЙ ПОСТАНОВКЕ
СМЕШАННЫМ МЕТОДОМ**

Нагда С.Ю., Солодковская В.Г., Нагда Ю.А.
СТИ НИТУ МИСиС, г. Старый Оскол, Россия

Конструктивные особенности легких рам, с ригелем, усиленным вантОВО-СТЕРЖНЕВОЙ СИСТЕМОЙ [1], требуют при определении усилий учета геометрической нелинейности: гипотеза о неизменности геометрических размеров рам не может быть использована для провисающих вант.

Во многих работах, посвященных теории расчета арочных систем были развиты алгоритмы смешанного метода. Отличительная черта этих алгоритмов – это введение нового вида матриц «отклоняющих» или «поддерживающих» усилий, которые позволяют учитывать эффекты, связанные с геометрической нелинейностью вантовых систем. Как известно, отличительной особенностью смешанного метода является то, что в рамках единого алгоритма сразу учитываются как кинематические, так и статические граничные условия. Вантовые системы – это, как правило, набор жестких и очень гибких элементов, для которых основная система смешанного метода позволяет создать весьма простую структуру.

Для расчета легкой рамы с ригелем, усиленным вантОВО-СТЕРЖНЕВОЙ СИСТЕМОЙ с одной подвеской, воспользуемся матричной формой смешанного метода. Введем неизвестные метода сил и метода перемещений и запишем параметрические канонические уравнения смешанного метода в матричной форме:

$$\begin{cases} [L_{\alpha}] \{x\} + [L_{\alpha z}] \{z\} + \{\Delta_{\alpha p}\} = 0 \\ -[L_{\alpha}]^T \{x\} + E_y [L_{rz}] \{z\} + N_i [T_{rz}^{(1)}] + [T_{rz}^{(2)}] \{z\} + \{R_p\} = 0 \end{cases}$$

Решение параметрических канонических уравнений получаем при помощи метода последовательных приближений: для первого приближения следует принять N_i (продольные силы в соответствующих элементах) равными нулю, или определить в соответствии с заданными единичными линейными деформациями. В последующих приближениях N_i корректируется в зависимости от полученного уровня деформаций рамы.

Таким образом, следуя описанному алгоритму, можно получить значения внутренних силовых факторов в элементах легкой рамы, усиленной вантово-стержневой системой.

Библиографический список

1. Нагда С.Ю., Лунев Л.А. Новая конструктивная схема легкой рамы с ригелем, усиленным вантами. // Сборник научных и научно-методических докладов международной научно-практической конференции преподавателей, сотрудников и аспирантов. Старый Оскол: СТИ НИТУ МИСиС, 2009. Т. 3

ЧИСЛЕННОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ СОСТАВНЫХ СТЕРЖНЕЙ ИЗ ТОНКОСТЕННЫХ ГНУТЫХ ПРОФИЛЕЙ

Нехаев Г.А., Теличко Г.Н.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Холодногнутые тонкостенные профили приобретают всё большую популярность у строителей малоэтажных сооружений гражданского назначения по целому ряду экономических и технологических причин. Однако обоснованность их прочностного анализа остаётся пока на уровне добросовестности авторов соответствующих проектов, поскольку нормативная база для соответствующих расчётов в России до настоящего времени отсутствует, а применение стандарта Еврокод 3 применительно к отечественным условиям не узаконено.

Ещё более сложная ситуация, не охваченная даже нормами Еврокода, складывается при проектировании из тонкостенных гнутых профилей несущих конструкций промышленного назначения. В этом случае одиночные сечения оказываются неработоспособными, а способ учёта совместной работы профилей составного сечения не раскрывается – просто де-факто представляются принятые решения. Например, на практике стенки профилей составных сечений между собой соединяются только в местах опирания. Между тем учёт совместной работы сечений на всей длине стержня может существенно повысить его устойчивость в форме искажения формы сечений составляющих профилей (*distortional mode*). Именно эта форма потери устойчивости считается критической для работы одиночных и составных сечений стержневых элементов.

Изучение исследований работы составных сечений из тонкостенных профилей показывает, что подобные работы практически отсутствуют. Вместе с тем, опыт исследований одиночных профилей различных очертания в США и Австралии показывает, что плодотворным является подход, который базируется на численном моделировании работы такого профиля с последующей корректировкой результатов, основанной на экспериментальных данных.

Для исследования проблемы прочностного анализа стержней, сечения которых состоят из гнутых профилей, авторы предлагают использование воз-

возможностей хорошо себя зарекомендовавшей программы расчёта CUFSM (B.W. Schafer, США), которая реализует метод конечных полос.

Идея использования этой программы заключается в том, что она позволяет исследовать один из предельных случаев совместной работы сечений. А именно, соединение пластинчатых элементов профилей между собой по одной или нескольким непрерывным линиям вдоль длины стержня. Другим предельным состоянием совместной работы является соединение этих элементов в опорных сечениях.

Таким образом, появляется возможность определения разброса критических напряжений исследуемой формы потери устойчивости с целью выявления характера их зависимости от способа создания условий для совместной работы сечений профилей в составном сечении.

МЕТОДИКА РАСЧЕТА НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ РАМЫ С X-ОБРАЗНЫМИ ОПОРАМИ

Нужный С.Н., Лунёв Л.А.

СТИ НИТУ МИСиС, г. Старый Оскол, Россия

Авторами предлагается новая рамная конструкция [1], направленная на уменьшение материалоемкости, увеличение перекрываемого пролёта с одновременным повышением устойчивости стойки.

Поставленная цель достигается тем, что в известной трёхшарнирной рамной конструкции включающей ригель рамы, стойку рамы и опорный подкос, который в данной конструкции является внутренним переходящим в наружный подкос и образующий со стойкой X-образную опору, тем самым позволяет уменьшить материалоемкость, одновременно увеличить перекрываемый пролёт и повысить устойчивость стойки [2].

В данной статье предлагается методика расчета новой рамной конструкции с X-образными опорами (рис. 1). Основные характеристики рамы: пролет – 15 м, высота от пола до ригеля – 7,2 м, жесткость всех элементов рамы для простоты расчетов принята одинаковой $EJ = \text{const}$; рама рассчитывается на постоянную равномерно-распределенную снеговую нагрузку, которая при шаге колонн 6 м, равна $q=1800 \text{ Н/м}^2 * 6 \text{ м} = 10800 \text{ Н/м}$.

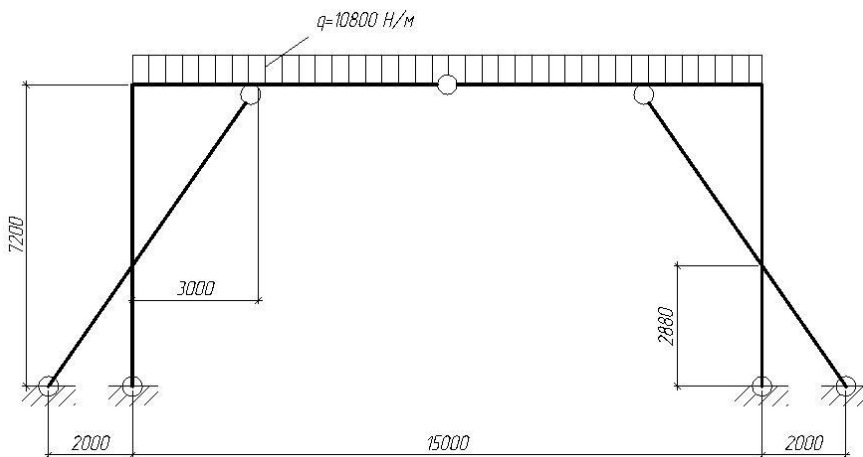


Рис. 1. Рама с X-образными опорами с жестким закреплением ригеля и шарнирным закреплением подкоса

Рама, изображенная на рисунке 1 – 8 раз статически неопределима. Для определения внутренних силовых факторов действующих в данной конструкции воспользуемся методом сил (рис. 2).

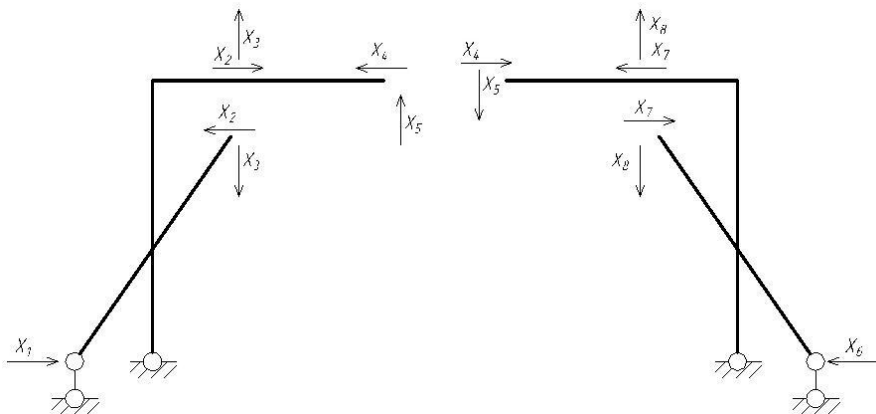


Рис. 2. Эквивалентная схема метода сил.

Так как рама и загрузка симметричны, то $X_5=0$ (как кососимметричный фактор); $X_1 = X_6$, $X_2 = X_7$, $X_3 = X_8$ (симметрия).

Определим неизвестные силовые факторы по формуле: $\{X\} = -[A]^{-1}\{\Delta_p\}$

Построим матрицы:

[A]				{ Δ_p }
17,656	0	0	-32,196	-77,76q
0	59,595	-50,717	-26,874	262,44q
0	-50,717	63,660	27,994	-460,687q
-32,196	-26,874	27,994	95,420	-499,095q

В результате перемножения $[A]^{-1}$ и $\{\Delta_p\}$ эпюра изгибающих моментов показана на рис. 3:

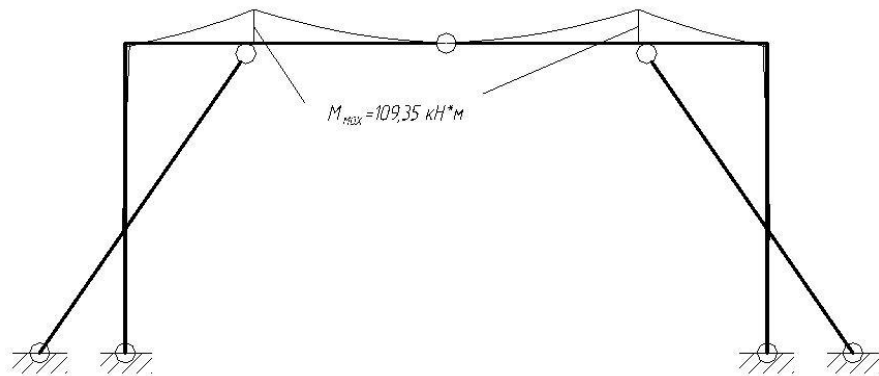


Рис. 3. Окончательная эпюра изгибающих моментов

Как видно из эпюры: максимальные изгибающие моменты будут возникать в ригеле и равны: 109,35 кН*м, а в стойке рамы и внутреннем подкосе максимальные моменты соответственно равны: 17,012 кН*м и 6,059 кН*м.

Для сравнения в обычной шарнирной П-образной раме с жестким защемлением стоек, при аналогичных геометрических характеристиках и с таким же нагружением – максимальный изгибающий момент в ригеле равен: 303,739 кН*м, что в 2,77 раза больше, чем в рассматриваемой конструкции рамы. Максимальный изгибающий момент в стойках П-образной рамы, соответственно равен 303,739 кН*м, что на порядок больше моментов в Х-образной раме.

Библиографический список

1. Патент на полезную модель № 92038. Шарнирная рамная конструкция с Х-образными опорами. // Нужный С.Н., Лунёв Л.А. 2009131877/22; заявл. от 25.08.2009; опублик. 10.03.2010.
3. Нужный С.Н., Лунёв Л.А.. Шарнирная рамная конструкция с Х-образными опорами // Эффективные строительные конструкции: теория и практика: сборник статей IX Международной научно-технической конференции. Пенза: Приволжский Дом знаний, 2009. С. 205-206.

ОСОБЕННОСТИ ВЛИЯНИЯ ВОДОРОДА НА ЭКСПЛУАТАЦИЮ ОБОРУДОВАНИЯ ХИМИЧЕСКОЙ ПРОМЫШЛЕННОСТИ

Овчинников И.Г., Бубнов С.А.

Балашовский институт (филиал) СГТУ, г. Балашов, Россия

Особенностью аппаратов, применяемых в химической промышленности, является то, что их эксплуатация производится в агрессивных средах. Например, реакционные аппараты – устройства для проведения химических реакций для получения определенных веществ. Высокие температуры и давления необходимые для увеличения скорости реакций так же приводят и к более быстрому изнашиванию самого оборудования. Одной из таких сред является водород, выступающий как технологическая среда, так и в виде побочного продукта. Изменение механических свойств материала конструкций под воздействием водорода называется водородной коррозией

Существуют различные методы учета воздействия водорода высоких параметров (воздействие водорода при высоких давлениях и температурах носит несколько иной характер, в отличие от его же воздействия при относительно небольших давлениях и температурах) на конструктивный элемент, а также модели деформирования и разрушения конструкций в условиях водородной коррозии.

В модели И.Г. Овчинникова и А.Ю. Салихова [1] учитывается процесс взаимодействия водородосодержащей среды с материалом конструкции. Для характеристики уровня химических превращений в корродирующем материале введен параметр химического взаимодействия μ , который определяется дифференциальным уравнением:

$$d\mu/dt=k(1-\mu)\mu,$$

где t – время; k – коэффициент, в общем случае зависящий от давления и температуры водорода и времени.

Библиографический список

1. Овчинников И.Г., Хвалько Т.А. Работоспособность конструкций в условиях высокотемпературной водородной коррозии. Саратов: Саратов. гос. техн. ун-т, 2003. 176 с.

**ПУТИ ПОВЫШЕНИЯ ДОЛГОВЕЧНОСТИ
ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ ВОДОПРОПУСКНЫХ ТРУБ,
РАБОТАЮЩИХ В УСЛОВИЯХ ВОЗДЕЙСТВИЯ
АГРЕССИВНЫХ ЭКСПЛУАТАЦИОННЫХ СРЕД**

Овчинников И.И., Калиновский М.И.

СГТУ, г. Саратов, Россия

Так как долговечность железобетонных конструкций (включая водопропускные и канализационные трубы) в агрессивных условиях эксплуатации значительно сокращается, то естественно возникает вопрос о путях повышения долговечности таких конструкций.

Повышение надежности и коррозионной стойкости железобетонных конструкций в агрессивных средах может достигаться различными способами:

- путем применения новых коррозионно-стойких материалов (высокопрочных бетонов и новых видов арматурных сталей высокой надежности); но при этом следует изучить процессы коррозии новых типов бетонов в часто встречающихся агрессивных средах, а также процессы коррозионного разрушения новых видов арматуры при одновременном воздействии на железобетонные конструкции силовых нагрузок и коррозионных воздействий;

- путем разработки и применения защитных покрытий, как для бетона, так и для арматуры; при этом следует изучить работоспособность защитных материалов для бетона и арматуры; разработать критерии и методы прогнозирования их долговечности;

- путем организации мониторинга и научно обоснованной эксплуатации железобетонных конструкций при совместном действии нагрузки, температуры и агрессивной среды.

При этом возникает проблема разработка расчетных методов прогнозирования долговечности конструкций из новых материалов с защитными покрытиями, работающих при воздействии реальных условий эксплуатации.

Применительно же к водопропускным и канализационным трубам повышение долговечности может быть обеспечено:

- использованием фибробетона для изготовления труб;
- применением торкрет бетонирования (в том числе и с использованием фибробетона) для ремонта и тем самым продления срока службы трубчатых конструкций;

- защитой арматуры эпоксидными покрытиями при изготовлении элементов водопропускных и канализационных труб;

- использованием неметаллической арматуры для армирования труб;

- применением гофрированного металла при изготовлении водопропускных труб;

- применением геосинтетических материалов для армирования грунта земляного полотна под телом труб и в пазухах, а также для армирования до-

рожных покрытий в зоне размещения труб, что обеспечит более равномерную передачу нагрузки на тело труб.

О РАСЧЕТЕ КОНСТРУКЦИЙ С ИЗМЕНЯЮЩИМИСЯ ФИЗИКО-ГЕОМЕТРИЧЕСКИМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

Обвинников И.И., Шпранкель М.Ю., Занин А.А.
СГТУ, г. Саратов, Россия

Во многих отраслях народного хозяйства эксплуатируемые конструкции находятся в контакте с эксплуатационными агрессивными средами, которые вызывают либо коррозию, то есть разрушение приповерхностного слоя металла, либо приводят к неоднородному изменению механических свойств материалов, то есть наведенной неоднородности. Объем прокорродировавшего металла при этом может оказаться довольно большим, что может привести к изменению начальных геометрических характеристик конструктивных элементов, а наведенная неоднородность может вызвать значительное перераспределение напряжений. Игнорирование воздействия агрессивных сред может привести к преждевременному, нередко аварийному выходу конструкций из строя. С целью обоснованного назначения сроков и вида ремонтов и иных профилактических мероприятий, обеспечения надежной и безопасной эксплуатации конструкций в течение заданного срока, большое внимание следует уделять учету условий эксплуатации еще на стадии проектирования.

Решение данной проблемы заключается, в первую очередь, в правильном определении рациональных параметров и срока эксплуатации конструкции. В связи с этим, одним из наиболее перспективных, а часто и единственно возможным, является подход, основанный на развитии существующих и создании новых моделей и методов решения задач строительной механики с изменяющимися геометрическими и механическими характеристиками.

Создание моделей и методов, которые позволяют оценить прочность и долговечность конструкций с учетом изменения их геометрических и механических характеристик, вызванного воздействием агрессивной среды, представляется важной задачей. Разработка новых методов расчета долговечности конструкций важна и потому, что экспериментальные исследования в условиях воздействия агрессивных сред обычно длительны, трудоемки и требуют больших материальных затрат. Использование же расчетных моделей и методов позволяет уменьшить объем экспериментальных работ и сократить время проектирования.

Деформирование и разрушение эксплуатируемых в агрессивной среде конструкций вызывается не только приложенными нагрузками, но и физико-химическими процессами, которые происходят на поверхности и в объеме конструктивных элементов. Их интенсивность зависит от вида и уровня напряженного состояния. Поэтому расчет напряженно-деформированного состояния и долговечности конструкций, работающих в контакте с агрессивными средами, а также определение оптимальных размеров их элементов

представляют собой сложные задачи. Они являются составной частью проблемы расчета и оптимизации конструкций с изменяющимися геометрическими и механическими параметрами, которую можно отнести к новому направлению строительной механики конструкций.

Для решения поставленной задачи требуется развитие и повышение эффективности современных математических методов и средств вычислительной техники, которые придадут процессу проектирования необходимую научную обоснованность, и сводят к минимуму субъективность при выборе проектных решений. Поэтому развитие теории деформирования и оптимизации конструкций, эксплуатирующихся в агрессивных средах, разработка новых математических моделей для проведения многоплановых исследований, применение современных методов механики деформируемого твердого тела и оптимального проектирования, использующих средства современной вычислительной техники, является важной общенаучной задачей. Имеющийся опыт решения подобных задач показывает, что непосредственное применение существующих методик к исследованию поведения конструкций с быстро изменяющимися геометрическими и механическими характеристиками часто не только не позволяет достаточно эффективно решать задачи, но и в ряде случаев может не гарантировать получение верного решения. Для успешного и эффективного решения таких задач необходима существенная их адаптация, приводящая в ряде случаев к появлению новых методологий решения задач строительной механики конструкций, взаимодействующих с агрессивными средами.

ВЛИЯНИЕ ЛОКАЛЬНЫХ ПОВРЕЖДЕНИЙ НА УСТОЙЧИВОСТЬ СТЕРЖНЕВЫХ СИСТЕМ

*Петрунина Е.А., Кривошеин И.В., Семенов П.К.,
Семенов К.П., Алексеева О.Н.
СГТУ, г. Саратов, Россия*

Учёт местных повреждений и дефектов (до $1/10$ доли длины l) отдельного стержня осуществляется введением упругих шарниров с коэффициентами жёсткости $c = EJ/\omega l$. Интегральный параметр повреждённости $\omega(\tau_i, \sigma_i)$ определяется по данным натурного обследования конструкций и результатам специально поставленных экспериментов. Он зависит от степени деградации упруго-механических свойств материала конструкций под воздействием определённой агрессивной среды в течение времени τ_i и уровня действующий напряжений σ_i . При этом в каждой точке « i » повреждённого поперечного сечения вводится своя локальная система отсчёта времени τ_i . Пока фронт деградации, отделяющий неповреждённый материал от повреждённого не достиг точки « i » $\tau_i = 0$. При достижении точки « i » (в момент текущего времени t_j) начинается отсчёт времени взаимодействия материала со средой $\tau_i = t - t_j$. Глубина и проникновение фронта деградации $\delta(t)$ принимается в различ-

ных формах, например, $\delta(t) = \beta\sqrt{t}$ (β - параметр). Процесс происходит не только не одновременно, но и по-разному, что связано с дополнительным перераспределением поля напряжений по поврежденному поперечному сечению.

Составлена система фундаментальных функций метода начальных параметров, описывающих продольно-поперечный изгиб стержней с упругими шарнирами. Посредством их выведены формулы реакций на концах обжимаемых стержней, что позволяет вычислить методом перемещений параметры критических нагрузок.

Построен алгоритм вычисления критических нагрузок $P_{кр}(t)$, учитывающий изменение во времени t физико-механических свойств материала лишь в местах локальных повреждений.

Примеры расчёта простейших стоек и рам указывают на существенное снижение во времени t критических нагрузок. Предложенная методика может быть полезной для установления долговечности конструкций.

УСИЛЕНИЕ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ С ПРИМЕНЕНИЕМ СТАЛЕФИБРОБЕТОНА

Плевков В.С., Балдин И.В., Уткин Д.Г., Леонтьев М.П.
ТГАСУ, г. Томск, Россия

Практическое применение эффективных способов усиления и восстановления железобетонных конструкций с применением сталефибробетона позволяет снизить материалоемкость и повысить надежность и живучесть усиливаемых конструкций реконструируемых зданий и сооружений.

Сталефибробетон обладает повышенными прочностными и деформативными характеристиками. Применение сталефибробетона для усиления железобетонных конструкций имеет ряд специфических особенностей. Наибольший эффект при усилении достигается применением зонного армирования из стальной фибры в растянутой, либо в сжатой зоне железобетонного элемента. Данный эффект выявлен на основании анализа экспериментальных исследований изгибаемых и сжато-изогнутых железобетонных элементов с зонным армированием из стальной фибры при статическом и кратковременном динамическом нагружениях.

Результаты экспериментальных исследований изгибаемых железобетонных балок с зонным армированием из стальной фибры в растянутой зоне, при статическом нагружении показали, что применение зонного армирования позволяет значительно повысить трещиностойкость, жесткость и прочность элемента. Эффективность зонного армирования возрастает с увеличением толщины сталефибробетонного слоя.

По результатам экспериментальных исследований сжато-изогнутых сталефиброжелезобетонных элементов при кратковременном динамическом нагружении установлено, что применение зонного армирования из стальной

фибры повышает несущую способность железобетонных элементов на 18...22 % при армировании сталефибробетоном растянутой зоны элемента, и на 27...33 % при армировании сжатой зоны. Наибольший эффект на несущую способность железобетонных элементов оказывает применение зонного армирования из стальной фибры в сжатой зоне сечения, при этом величина такого армирования составляет 0,3 от высоты сечения элемента.

На основе проведенных экспериментальных исследований работы изгибаемых и сжато-изогнутых железобетонных элементов, усиленных зонным армированием из стальной фибры, при статическом и кратковременном динамическом нагружениях и результатов многолетней работы авторов, а также обобщения опыта других организаций и специалистов разработано пособие, посвященное оценке технического состояния, восстановлению и усилению железобетонных конструкций зданий и сооружений с применением фибробетона. Предложены варианты восстановления и усиления инженерных сооружений, железобетонных конструкций и их элементов, с использованием сталефибробетона в виде зонного армирования таких конструкций.

КОМПЛЕКСНЫЕ МЕТОДЫ ВОЛНОВОЙ ДЕФЕКТΟΣКОПИИ

Плотников А.Н., Ежов А.В., Иванов А.И.

ЧГУ, г. Чебоксары, Россия

Обеспечение эксплуатационных характеристик несущих железобетонных и каменных конструкций требует применения эффективных методов дефектоскопии, позволяющих визуализировать внутреннюю структуру конструкции. В последнее время широко пропагандируются для применения в дефектоскопии строительных конструкций новые устройства, основанные на прохождении отраженного импульса ультразвуковой волны (томограф «А1040М Полигон») и электромагнитные (георадары). Однако методики расшифровки и интерпретации визуального ряда полученных сканов не разработано.

Была проведена серия испытаний лабораторных образцов и натуральных конструкций, позволившая установить диапазон действия методов для массивных монолитных конструкций, найти соответствие между контрастными зонами томограмм и ослаблением интенсивности и скоростью прохождения волны.

Ультразвуковой томограф позволяет менять контраст изображения, смещая диапазон ослабления волны, до тех пор, пока след дефекта (пустот в монолите) не исчезнет или не станет значительным, истинные его размеры автоматически не отображаются, хотя выводится средняя скорость волны для сплошного материала. Для привязки изображения к размерам дефекта в лабораторных условиях в массивном бетонном образце была образован искусственный дефект - выбурен цилиндрический шпур $d=70$ мм, $h=180$ мм. Ультразвуковым прибором «Пульсар – 1.0» были измерены значения времени прохождения волны по годографу как продольными, так и поперечными. Использовались рабочие частоты 60 кГц (как у томографа) и 150 кГц. Продоль-

ные волны, рассчитанные в основном на контроль прочности материалов, при указанных значениях частот (низких с точки зрения дефектоскопии) не смогли обнаружить дефект, зато поперечные четко определили искусственный дефект.

Комплексное применение названных методов позволило провести контроль качества бетонирования массивных монолитных конструкций стен онкологической клиники. Контролировалась сплошность слоев бетонирования и отсутствие пустот в швах бетонирования. Четко прослеживался донный ультразвуковой сигнал на глубину 2,4 м. Местные дефекты были отмечены у поверхности: рустованные кромки швов бетонирования и мелкие, до 40 мм, неплотные включения. Магнитная радарография (1,7 МГц) показала неровности на поверхности конструкции, однородность массива на глубину 1,2 м, что на данном этапе исследований явилось границей диапазона. Ранее при аналогичных параметрах удалось зафиксировать дефект в виде сквозной трещины в каменной кладке многослойной конструкции.

Рассматриваемые методы эффективны при одностороннем доступе, но требуют привязки параметров к различным видам дефектов.

НЕЛИНЕЙНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ УЗЛА ЖЕЛЕЗОБЕТОННОГО СБОРНО-МОНОЛИТНОГО КАРКАСА

Плотников А. Н., Семенов А.Ю.

ЧГУ, г. Чебоксары, Россия

Во время монтажа сборно – монолитного каркаса возникают усадочные трещины в узле, особенно при несимметричном примыкании ригеля к колонне, что может привести к снижению несущей способности конструкции.

С целью оценки влияния технологических дефектов была построена модель узла методом конечных элементов (МКЭ) с использованием программы «Лира 9.6». Модель построена как двухмерная система с использованием нелинейных конечных элементов балки – стенки, материалы представлены в виде КЭ 230 (бетон), КЭ 221 (арматура). При реальных размерах конструкции размеры конечных элементов приняты 10 x 10 мм, толщиной 300 мм. Было проведено сравнение напряженно-деформированного состояния (НДС) системы в исправном состоянии и с усадочными трещинами в монолитной части узла. Критерием наступления запроектного предельного состояния принято НДС, при котором математическая модель конструкции потеряет смысл, т.е., диагональные члены общей матрицы жесткости станут настолько малы, что, обусловят резкий рост перемещений.

Наибольшие главные нормальные напряжения отмечены в сечениях, отклоняющихся от линии контакта «ригель – колонна» влево и вправо на 10^0 .

Для напряжений, превышающих R_b и $R_{b\gamma}$, проверяется критерий пластичности Губерт – Генки – Мизеса и, в случае его невыполнения, проверяется наличие прогрессивных разрушений. Количественно оценивается эффект сцепления бетона с арматурой при образовании силовых трещин. Определя-

ются стадии возникновения предельных деформаций. На основании синтеза НДС элементов сечений ригеля и колонны как для растяжения, так и для сжатия определяется предельная нагрузка на колонну. Оценивается снижение несущей способности узла.

В области сжимающих напряжений начало прогрессирующего разрушения происходит при 60% нагрузке от проектной. К этому моменту зона развития прогрессирующих напряжений в области растяжения достигает 36% от количества элементов в сечении. Предельно допустимая нагрузка на колонну с усадочными трещинами в узле составила 120 тс (сечение 300x300 мм).

Рассмотрено влияние усадочных трещин на реальном объекте. Расчетная схема представлена в виде плоской стержневой системы с введением специальных КЭ: 51 и 55 – для задания погонной жесткости связи на растяжение-сжатие вдоль глобальной оси Z – для колонны и на поворот вокруг глобальной оси Y – для ригеля. В расчетной схеме задано наличие усадочных трещин в узле «колонна - ригель» нижнего яруса здания, второго от крайней колонны. Как результат, опорный момент поврежденного узла ригеля снижается на 31,2 %; усилие в колонне узла снижается на 5,6 %. Для повышения надежности каркаса рекомендуется закладывать 30 % запас несущей способности. Рассмотренный метод позволит учитывать при расчете и другие технологические факторы.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОГО СОСТОЯНИЯ ТОЛСТОСТЕННОЙ ТРУБЫ ИЗ ПОЛИМЕРБЕТОНА С УЧЕТОМ ДИФФУЗИИ АГРЕССИВНОЙ ЖИДКОСТИ

Прохорова А.В., Сычева Т.Н.
ТулГУ, г. Тула, Россия

При контакте конструкций из полимерных и композитных материалов с агрессивными средами механические свойства материалов существенно изменяются. Кинетика диффузионных процессов зависит от условий деформирования и разрушения, от вида и уровня напряженного состояния элемента конструкции и других факторов.

Анализ экспериментальных данных показал, что для большинства изученных полимерных материалов характерно неподобное изменение диаграмм деформирования при постепенном насыщении средой. Для учета воздействия среды удобно использовать зависимости, предложенные в работах Овчинникова И.Г. и Петрова В.В. В данном случае материальные коэффициенты, входящие в предложенные зависимости, полагаются функциями концентрации агрессивной среды C .

Рассматривалось равновесие бесконечного толстостенного цилиндра из полимербетона, который находится под действием внешнего и внутреннего давления. Для решения задачи была сформулирована замкнутая система уравнений, описывающая деформирование толстостенной трубы, выполненной из полимербетона и находящейся под действием агрессивной среды.

Задача решалась методом пошаговых нагружений в сочетании с итерационной процедурой “переменных параметров упругости”. Изменение параметров НДС трубы прослеживалось при одновременном постепенном воздействии нагрузки и агрессивной среды. Приращения нагрузки и времени задавались достаточно малыми, чтобы не нарушился процесс сходимости. Такое равномерное увеличение давления и времени позволяет достаточно точно проследить изменение напряженно-деформированного состояния оболочки в условиях агрессивного воздействия среды при плавном повышении нагрузки.

Анализ полученных результатов показывает, что проникновение агрессивной жидкости в объем полимербетона вызывает размягчение этого материала, вследствие чего податливость материала увеличивается. При данной скорости квазистатического нагружения срок службы конструкции до ее выбраковки удлиняется. Этот факт объясняется тем, что в поверхностных слоях, где концентрация агрессивной жидкости максимальна, уровень напряжений снижается на 35-40%. Эти факторы приводят к тому, что трещины в материале трубы образуются при нагрузке, которая на 41% превышает нагрузку трещинообразования для полимербетона в исходном состоянии.

МНОГОКОМПОНЕНТНЫЕ САМОУПЛОТНЯЮЩИЕСЯ БЕТОНЫ С ДИСПЕРСНЫМИ НАПОЛНИТЕЛЯМИ

Прудков Е.Н.

ТулГУ, г. Тула, Россия

Многокомпонентные бетоны противоположность традиционным бетонам можно рассматривать как пяти – и более компонентную систему, состоящую из цемента, воды, дисперсных наполнителей, заполнителей, суперпластификатора.

Многокомпонентные самоуплотняющиеся бетонные смеси отличаются от традиционных повышенным содержанием реологической матрицы, включающей в свой состав вяжущее (с учетом в нем минеральных добавок), дисперсных наполнителей (микронаполнителей, наполнителей), суперпластификатора.

Реологические свойства таких смесей оцениваются не только традиционно, по осадке конуса, сколько по расплыву, способных к самонивелированию бетонной смеси. Расплыв конуса (РК) характеризует удобоукладываемость бетонной смеси марок П4, П5.

К наполнителям относят дисперсные структурные элементы произвольного вида, формы и разной реакционно-активной поверхностью, при этом наполнители могут быть химически активными и химически инертными.

Из химически активных наполнителей следует выделить наиболее реакционно-активные добавки-наполнители: микрокремнезем, микродегидратированный каолин и отдельные виды золы-унос ТЭС, наноструктуры.

В качестве материалов для многокомпонентных самоуплотняющихся бетонов использовали портландцемент, крупный песок, щебень фракции 5 –

10мм, микрокремнезем, наноструктурный углеродный комплекс, суперпластификатор «Реламикс».

Микрокремнезем (средний размер частиц 0,1мкм, удельная поверхность 16 – 22 м²/г) является наполнителем с высокой гидравлической активностью (которая значительно выше, чем у зол ТЭС), ускоряет химические реакции гидратации цемента в начальный период твердения и приводит к возникновению структурного эффекта.

Наноструктурный углеродный комплекс представляет собой графены, нанотрубки, ветвящиеся нанотрубки, нанокольца, нанофракталы. Графены представляют один атомарный углеродный слой, углеродные нанотрубки представляют собой полые трубки из одного или нескольких слоев атомов углерода, они имеют диаметр от одного до нескольких нанометров. Удельная поверхность 2000 м²/г.

Смеси характеризовались содержанием цемента в пределах 450 – 500 кг/м³. Оптимальное соотношение песка и крупного заполнителя находилось в пределах 0,55 – 0,56. Водоцементное соотношение принималось в пределах 0,45 – 0,47. Расход суперпластификатора в количестве 0,8 – 1% от массы цемента. Расплыв конуса (РК) характеризовал удобоукладываемость бетонной смеси марок П4, П5. Прочность бетона на сжатие через 1 сутки составила 30 Мпа, в 7 суток – 42 Мпа, в 28 суток – 55 МПа.

ВЛИЯНИЕ НАНОСТРУКТУРНОГО УГЛЕРОДНОГО КОМПЛЕКСА НА СВОЙСТВА ПОЛИМЕРСИЛИКАТНОЙ КОМПОЗИЦИИ

Прудков Е.Н., Богданчикова А.С., Рыбакова Е.Н.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Целью работы является исследование влияния наноструктурного углеродного комплекса на процесс структурообразования, а также на изменение прочности и других свойств полимерсиликатных композитов.

В состав полимерсиликатных композитов вводился наноструктурный углеродный комплекс, представляющий собой углеродную смесь высокой реакционной способности (УСВР). Наноструктуры, содержащие УСВР, представляют собой графены, нанотрубки, ветвящиеся нанотрубки, нанокольца, нанофракталы. Графены – это один атомарный углеродный слой, углеродные нанотрубки представляют собой полые трубки из одного или нескольких слоев атомов углерода, с диаметром от 1 до нескольких нм и длину от нескольких диаметров до нескольких мкм. Наноструктуры химически инертны, устойчивы к агрессивным средам, экологически чисты. Содержание углерода не менее 99,4%. Удельная поверхность 2000 м²/г.

Введенный в состав композитов до 0,03% от его массы наноструктурный углеродный комплекс армирует его матрицу, превращая в композиционный материал и повышая его прочность. Эффект повышения прочности возникает не только за счет непосредственного армирования, которое по размерам ничтожно, но и за счет направленного регулирования процессов коагуляции и

уплотнения структуры матрицы. Наноструктуры ведут себя в композите как «зародыши» коагуляционных процессов и, т.к. они имеют не точечную, а протяженную форму, коагулянты образуются вытянутые, армирующие.

Применение наноструктурного углеродного комплекса позволяет на 30 – 40% увеличить прочность полимерсиликатной композиции. Образование вытянутых коагулянтов приводит к потере жидкостекольным композитом эластичности, увеличению жесткости, прочности и уменьшению деформативной способности.

ОЦЕНКА И ПРОГНОЗИРОВАНИЕ ОБЛЕДЕНЕНИЯ КАРНИЗНЫХ УЧАСТКОВ СКАТНЫХ КРЫШ

Пучин А.В., Леденев В.И.
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

Скатные чердачные крыши играют важную роль в малоэтажном городском строительстве. При правильной эксплуатации крыши с холодным чердаком могут служить достаточно длительное время.

При эксплуатации таких крыш наиболее актуальным является вопрос обледенения карнизных свесов и образования сосулек. Для устранения данной проблемы используются различные технологичные методы борьбы с обледенением, наиболее распространенным является подогрев карнизных свесов электрическими нагревательными элементами. При незначительных морозах данный способ позволяет эффективно бороться со скопившимся на крыше снегом, но при уменьшении температур воздуха подогрев кровли приводит к еще более многочисленным намерзаниям вокруг нагревательных устройств.

Для более рационального использования антиобледенительных систем или предусмотра необходимых конструктивных мероприятий необходимо разработать математическую модель, учитывающую все возможные факторы, влияющие на тепловой баланс чердачного помещения.

Существующие на данный момент механизмы определения температуры чердачного пространства учитывают только теплопоступления от нижних этажей, потери тепла за счет вентиляции и теплоотдачу через покрытие. Эти факторы позволяют предсказать примерный тепловой баланс чердака. Кроме того для моделирования процесса таяния снега на карнизных участках необходимо учитывать поступления тепла от солнечной радиации, инертности температуры воздуха чердачного помещения и рассматривать слой снега в качестве теплоизолирующего материала.

В настоящее время нами разрабатывается математическая модель, учитывающая все вышеперечисленные факторы. Количество солнечной радиации при безоблачном небе, поступающее в конкретный момент времени при безоблачном небе, было принято по данным таблиц 4 и 5 СНиП 23-01-99* «Строительная климатология» для широты местности. На основании работ К.Я. Кондратьева, З.И. Пивоваровой, М.П. Федорова для учета количества облачности в зимний период введены коэффициенты прозрачности атмосферы

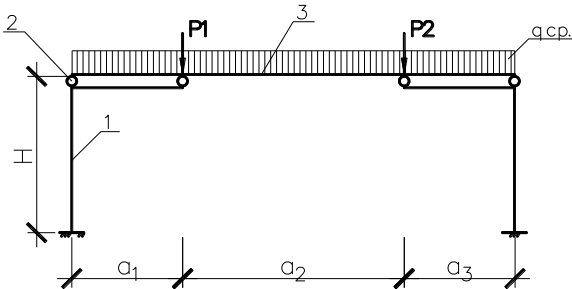
ры. Полученная модель позволяет предсказать для конкретной кровли наиболее опасные временные интервалы холодного периода года, в течении которого возможно наиболее интенсивное обледенение карнизов кровли. Сравнение результатов расчета по предложенной модели с результатами натурных наблюдений для конкретного промежутка времени года показал хорошее согласование периодов начала и конца ледообразования.

КАРКАС РАМНО-БАЛОЧНОГО ТИПА С Г-ОБРАЗНЫМИ ОПОРАМИ

Радаев С.А., Лунев Л.А.

СТИ, г. Старый Оскол, Россия

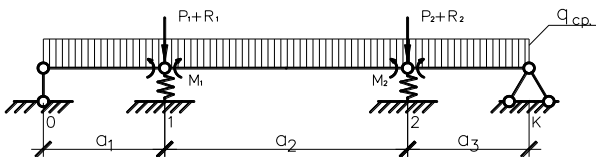
На рис. 1 представлена расчетная схема каркаса рамы с Г-образными опорами.



- 1- Г-образная опора;
- 2- опоры ригеля;
- 3- ригель;
- 4- P1,P2 -сосредоточенные силы от нагрузки кровли и временной нагрузки.

Рис.1. Расчетная схема каркаса рамы с Г-образными опорами:

Расчетную схему каракаса рамы представим в виде балки на упругоподатливых опорах (рис. 2) и Г-образных опорах:



где: P_1+R_1 и P_2+R_2 -сосредоточенные силы и реакции в ригеле рамы от собственного веса ригеля рамы и изгибающих моментов M_1 и M_2 .

Рис. 2. Расчетная схема ригеля

Перемещение ригеля в точках 1и 2 определим из следующих выражений

$$\bar{Y} = C\bar{M} + \bar{Y}_{q_1,p}; \quad (1)$$

где:

$$C = \begin{vmatrix} \left(\frac{\Pi_1}{a_1} + \frac{\Pi_1}{a_2} \right) & \frac{\Pi_1}{a_1} \\ \frac{\Pi_2}{a_2} & \left(\frac{\Pi_2}{a_2} + \frac{\Pi_2}{a_3} \right) \end{vmatrix} \quad (2)$$

$$\bar{Y}_{q_1 P} = \begin{vmatrix} P_1 + \frac{q_{cp}}{2}(a_1 + a_2) \\ P_2 + \frac{q_{cp}}{2}(a_2 + a_3) \end{vmatrix} \quad (3)$$

РЕГУЛИРОВАНИЕ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ В КАРКАСЕ РАМНО-БАЛОЧНОГО ТИПА МАЛЫХ ПРОЛЕТОВ

Радаев С.А., Лунев Л.А.

СТИ, г. Старый Оскол, Россия

Регулирование напряженного состояния в каркасе рамно-балочного типа можно осуществить с помощью стальных профильных листов. Рассмотрим варианты каркаса рамно-балочного типа пролетом 12м. с прогонами, укладываемыми через 3м. и на них закрепляются профильные листы.

A_{zp} – грузовая площадь ригеля равна:

$$A_{zp}^{(4)} = 3 \times 6 = 18m^2 \quad (1)$$

Сосредоточенная нагрузка $P_{(4)}$ на ригель равна:

$$P_{(4)} = A_{zp}^{(4)} \times q = 18q, \quad (2)$$

где: q – нагрузка на плиту покрытия;

Изгибающий момент в ригеле при работе профильных листов по четырехпролетной схеме показан на рис. 1.

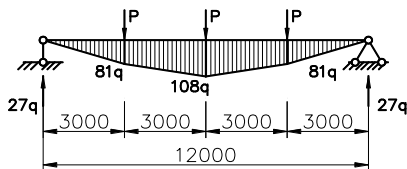


Рис. 1. Эпюра изгибающих моментов в ригеле при расположении прогонов с шагом 3 м

Изменим расположение прогонов на ригеле каркаса рамно-балочного типа. Уберем средний прогон, тогда профильные листы будут работать по трехпролетной расчетной схеме.

Грузовая площадь при таком расположении прогона равна:

$$A_{zp}^{(3)} = (3 + 1,5) \times 6 = 27m^2 \quad (3)$$

Сосредоточенная нагрузка на ригель от действия q – нагрузки на кровлю равна:

$$P_{(3)} = A_{cp}^{(3)} \times q = 27q \quad (4)$$

Изгибающие моменты в ригеле, при работе профильных листов по трехпролетной схеме с неравным шагом прогонов показаны на рис. 2

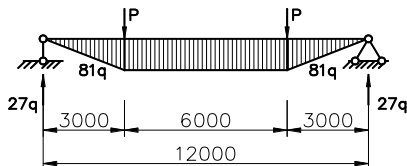


Рис. 2. Эпюра изгибающих моментов в ригеле с неравными шагами прогонов.

Из рисунка 1 и 2 видно, что при неравных шагах прогонов 2 и 6 м изгибающие моменты в 1.33 меньше, чем при одинаковых шагах в 3 м.

О ВЛИЯНИИ КРИТЕРИЯ ТЕКУЧЕСТИ МЕТАЛЛА НА КРИВИЗНУ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ РЕБРИСТОЙ ПАНЕЛИ

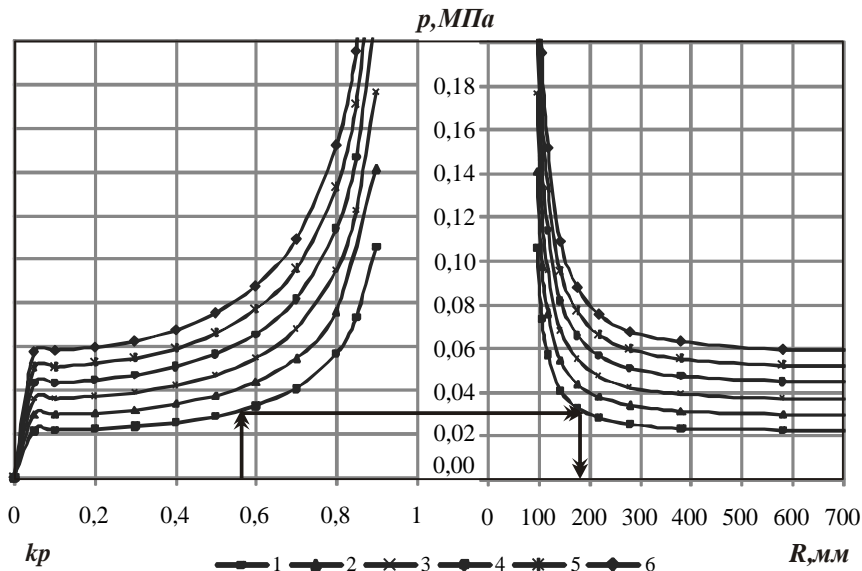
Ращепкина С.А.

ИТТУ СГТУ, г. Балаково, Россия

С целью повышения несущей способности, экономии металла, мобильности емкостных сооружений был разработан новый способ изготовления ребристых цилиндрических панелей [1, 2]. Для анализа изменения кривизны панели в зависимости от различных критериев текучести материала панели проведен численный эксперимент при различных коэффициентах формы kr .

На рисунке приведена зависимость “ $kr - p - R$ ” (ширина заготовки панели 300мм, ширина полос 60мм, толщина пластины и полос 0,3мм, количество ребер – 3), по которой при заданных критериях текучести металла панели определялись исследуемые параметры. Расчеты велись с использованием программы PROG9. На номограмме обозначено: 1... 6 – кривые, построенные при различных критериях текучести металла панели соответственно при $Gt = 150; 200; 250; 300; 350; 400$ МПа. Из анализа номограммы четко просматривается влияние критерия текучести металла на значение давления сжатого воздуха и радиус кривизны создаваемой металлической цилиндрической ребристой панели. Так, при $kr = 0,55$ и $Gt = 150$ МПа давление $p = 0,03$ МПа (кривые 1), а при $Gt = 400$ МПа давление $p = 0,8$ МПа (кривые 6). Следует заметить, что по приведенной номограмме по заданному коэффициенту формы kr и выбранному значению критерия текучести можно найти радиус R кривизны панели и определить давление p сжатого воздуха необходимое для формирования полых ребер и проектной формы панели. Кроме того, может быть решена обратная задача – по заданному радиусу кривизны цилиндрической па-

нели можно определить давление и коэффициент формы kr , позволяющий найти геометрические параметры продольных полых ребер (a , b , r).



Библиографический список

1. Ращепкина С.А. Новые пространственные ребристые конструкции зданий и сооружений // Промышленное и гражданское строительство. 2009. №7. С.48-50.
2. Ращепкина С.А. Экспериментальные исследования металлических панелей с полыми ребрами / Эффективные строительные конструкции: теория и практика. Сб. стат. VII Междунар. конф. / С.А. Ращепкина, С.В. Бойчук. Пенза: ИГАСА. 2008. С.49-52.

**ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНЫЕ ИССЛЕДОВАНИЯ
МЕТАЛЛИЧЕСКОЙ СПИРАЛЬНОЙ ОБОЛОЧКИ**

Ращепкин С.В.

ИТТУ СГТУ, г. Балаково, Россия

На основе анализа конструктивных решений ребристых оболочек предложено для повышения надежности металлических спиральных оболочек усилить их прутковыми элементами. Для этого были выполнены две идентичные модели из листовой латуни Л63 толщиной 0,3 мм, диаметром $D=300$ мм и высотой $H=380$ мм. Модель оболочки по высоте была собрана из пяти обечаек высотой 65мм с помощью двойного фальцевого стыка. Первая модель была выполнена без усиления фальцевых стыков. Во второй модели фальцевые стыки были усилены прутковыми элементами из стальной проволоки, расположенными выше и ниже фальца.

Модели оболочек подвергались следующим видам осесимметричного нагружения: давление сыпучего материала, определяемое формулой Янсена; осевая сжимающая сила, приложенная вдоль образующих; давление сыпучего, определяемое по Янсену и осевая сжимающая сила. Янсеновское давление осуществлялось песком со следующими параметрами: $\gamma=1,6 \text{ т/м}^3$; $\varphi=30^\circ$; $f=0,5$. Продольная сжимающая сила создавалась с помощью винта, фиксировалась динамометром и регистрировалась индикатором часового типа.

Замеры относительных деформаций проводились тензодатчиками с базой 10мм, которые располагались по наружной поверхности оболочки. Вертикальные и горизонтальные перемещения фиксировались индикаторами часового типа с ценой деления 0,01 мм.

На основании полученных графиков зависимости радиальных перемещений от внутреннего давления сыпучего материала и осевого сжатия (при $l/2$) было отмечено, что в оболочке с усилением прутковыми элементами развиваются меньшие горизонтальные перемещения, чем в оболочке без усиления фальцевых стыков.

Сопоставление результатов эксперимента по продольным деформациям оболочки спирального типа с усиленными и неусиленными фальцами показало влияние усиления фальцев прутковыми элементами является существенным, позволяя принципиально решить вопрос герметичности и жесткости стыков.

Следует отметить, что при осевом сжатии радиальные перемещения больше, чем для оболочки, нагруженной только сыпучим материалом. При совместном действии на оболочку давления сыпучего материала и продольного сжатия вдоль образующих радиальные перемещения увеличиваются в сравнении с оболочкой, нагруженной только янсеновским давлением. Усиление прутковыми элементами приводит к увеличению прочности оболочки на 7...14% при всех рассмотренных схемах нагружения моделей.

МЕТАЛЛИЧЕСКИЕ ХРАНИЛИЩА ДЛЯ СЫПУЧИХ МАТЕРИАЛОВ

Романов Д.А.

ИТТУ СГТУ, г. Балаково, Россия

С целью повышения мобильности, снижения массы силосных сооружений нами предлагаются различные способы совершенствования стеновых ограждений хранилищ при рядовом и круговом расположении силосов, собранных из ячеек, формируемых из стальных полос заготовок давлением сжатого воздуха или давлением материала [1, 2].

Анализ данных эксперимента, проведенного в заводских условиях, показал возможность формирования ячеек из листовой стали. Экспериментальные исследования на крупноразмерных моделях [2] показали, что форма поперечного сечения ячеек имеет достаточную сходимость с математической моде-

лю, приведенной в работе [1]. Из ячеек можно скомпоновать хранилища без подсилосного этажа (рис. 1, *а, б*) и с подсилосным этажом (рис. 1, *в*).

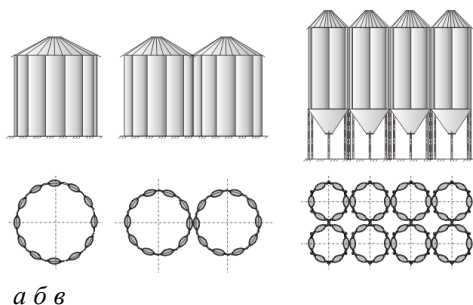


Рис. 1. Виды компоновок силосов: *а* – отдельстоящий силос; *б* – рядовое расположение отдельстоящих силосов; *в* – заблокированный корпус из силосов

В таблице приведен удельный вес силосного корпуса (варианты) скомпонованного из ребристых силосов, выполненных из мини-ячеек.

Количество ячеек	Диаметр, м	Вместимость V , т зерна	Вес силосного корпуса G , т стали	Удельный вес q , кг/т зерна
6	4,58	102,06	2,95	28,9
8	6,11	177,30	4,14	23,40
10	7,63	273,67	5,43	19,80
12	9,17	392,23	6,80	17,30

В результате проведенных экспериментально-теоретических исследований моделей силосов была подтверждена возможность использования конструкций ячеек выполненных из листовой стали в качестве стеновых ограждений ёмкостей для сыпучих материалов. Изготовление полосовых заготовок для создания мини-ячеек характеризуется простотой технологического процесса. Все операции выполняются на полуавтоматическом стане. Это позволяет без больших затрат организовать выпуск металлических ячеек как на заводе, так и на месте строительства сооружения.

Библиографический список

1. Рашепкина С.А. Металлические емкости из легких конструкций повышенной транспортабельности. Саратов: СГТУ, 2007. 288 с.
2. Рашепкина С.А. Романов Д.А. Экспериментальные исследования формообразования металлической полой оболочки // Наука и технологии. Неод-

нородные материалы и конструкции. Краткие сообщения XXVIII Российской школы, Екатеринбург. УрО РАН, 2008. С.81-84.

ДЕФОРМИРОВАНИЕ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПЛАСТИН ИЗ НЕЛИНЕЙНЫХ АНИЗОТРОПНЫХ МАТЕРИАЛОВ, ЧУВСТВИТЕЛЬНЫХ К ВИДУ НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ

Ромашин Д.А.

ТулГУ, г. Тула, Россия

На основе предложенных Трещевым А.А. соотношений между деформациями и напряжениями для нелинейных анизотропных разносопротивляющихся материалов разработана математическая модель поперечного изгиба прямоугольных физических анизотропных пластин, материал которых чувствителен к виду напряженного состояния. Новые соотношения между напряжениями и деформациями учитывают различную по сложности структурную организацию материалов и основаны на методике нормированных пространств напряжениями. Эти соотношения представлены в виде степенных полиномов относительно напряжений, конкретизированы для плоскости упругой симметрии, ортотропного и трансверсально-изотропного тела, а также для общего случая анизотропии.

На основе общего анализа уравнений статики, физических и геометрических зависимостей в рамках теории малых прогибов получены разрешающие дифференциальные уравнения поперечного изгиба тонких прямоугольных пластин, выполненных из рассмотренных анизотропных разносопротивляющихся материалов. В качестве основных гипотез теории пластин были приняты допущения типа Тимашенко. Решение полученных нелинейных дифференциальных уравнений будет строиться методом конечных разностей. Выбор данного метода основан на опыте его широкого применения в нелинейных задачах механики.

Анализ полученных результатов свидетельствует о необходимости учета усложненных свойств материалов прямоугольных плит.

ПОЛУЧЕНИЕ ПОРИСТОЙ СТРОИТЕЛЬНОЙ КЕРАМИКИ С МИНИМАЛЬНОЙ ПУСТОТНОСТЬЮ

Рябов Г.Г., Горохов С.В.

ТулГУ, г. Тула, Россия

В условиях ужесточения теплотехнических требований к строительным материалам и сложности в производстве и реализации пустотелых изделий, изготовление облегченной пористо-полнотелой стеновой керамики (и камней с минимальной пустотностью) – важная задача промышленности строительной керамики.

Целью данной работы является разработка составов керамических масс для условно-эффективной и эффективной (плотностью соответственно 1200-

1400кг/м³ и 1000-1200кг/м³) полнотелой (или с минимальной пустотностью для камней керамических) строительной керамики. Важной задачей является нахождение способа утилизации некондиционного сырья и отходов производств, что способствует улучшению экологии окружающей среды. Так же целесообразным считается разработка масс и способа производства керамики из некондиционной и весьма распространенной пиритизированной глины.

Для реализации задачи в составе масс применялись: суглинки, полукислые глины и другое глинистое сырье с содержанием Al₂O₃ более 20% (каолин и огнеупорная глина), строительный гипс, вермикулит вспученный, торф, опилки, известняковые высевки, зола ТЭЦ (с содержанием п.п.п. 12-14%) и жидкое натриевое стекло.

В ходе проведения аналитического обзора было установлено, что добавкам, снижающим плотность керамики, уделено достаточно научного внимания, в то время как подбору оптимального глинистого соотношения – мало. В связи с этим разработка составов велась в два этапа. На первом этапе рассчитывалась и экспериментально проверялись глиномеси с оптимальным составом из суглинков и глинистого сырья с содержанием Al₂O₃ более 20%, позволяющие получить черепок, обожженный при 1000°С, с прочностью на сжатие не менее 38 МПа. На втором этапе использовались различные способы поризации полученного черепка для производства керамических кирпичей плотностью 1200-1400кг/м³ и маркой по прочности не менее М100 и каменных керамических с плотностью 1000-1200кг/м³ и маркой не менее М35 по ГОСТ 530-2007.

В ходе работы, используя вышеописанную методику с применением кислых суглинков (46-58 мас. %), глинистого сырья (6-24 мас. %) содержанием Al₂O₃ более 20%, известняковой мучки (до 15-18 мас. %), золы ТЭЦ (до 10-12%), торфа (до 5-6 мас. %) и строительного гипса (до 35 мас. %), был получен ряд составов для производства керамического кирпича плотностью 1340-1400 кг/м³, маркой М100, М125 и керамического камня с пустотностью 12%, плотностью 1050-1200 кг/м³, маркой М35, М50 и М75. Цвет образцов кремовый и светло-кремовый без высолов. Предусмотрена утилизация некондиционного сырья типа пиритизированных глин и пылевидной фракции вермикулита. Разработана нетрадиционная технология производства керамических стеновых изделий на основе пиритизированной глины и строительного гипса с очисткой отходящих газов и реализацией вторичных продуктов типа пирита и серной кислоты. На элементы новизны состава масс и способа получения изделий подана заявка на изобретение.

Научная новизна данной работы заключается в том, что был предложен нестандартный способ утилизации пиритизированных глин в производстве стеновой керамики с предложением способа очистки отходящих газов и последующей реализацией вторичных продуктов. Впервые была применена двухстадийная разработка состава масс строительной керамики. Было уста-

новлено, что строительный гипс является лучшим поризатором для керамики по сравнению с известняком.

**НЕСВЯЗАННАЯ ЗАДАЧА ТЕРМОУПРУГОСТИ
ДЛЯ ИЗГИБА ТОНКИХ ПРЯМОУГОЛЬНЫХ ПЛАСТИН,
ВЫПОЛНЕННЫХ ИЗ АНИЗОТРОПНЫХ
РАЗНОСОПРОТИВЛЯЮЩИХСЯ МАТЕРИАЛОВ**

Самсоненко Г.И.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Построена новая математическая модель изгиба тонких прямоугольных пластин из анизотропных разносопротивляющихся материалов. Данная модель рассматривает достаточно тонкие пластины, в рамках гипотез Киргоха-Лява. Полученные разрешающие уравнения изгиба пластин учитывают сложную физическую нелинейность, связанную со свойствами разносопротивляемости материала, и влияние температурного воздействия на общее напряженно-деформированное состояние. Рассматривается несвязанная задача термоупругости, которая распадается на две независимые задачи механики пластин и термодинамики. Такой подход позволяет исследовать температурное поле в твердом теле независимо от деформированного состояния тела. Температурные поля можно исследовать с помощью классического уравнения теплопроводности, для различных граничных и начальных условий. Также можно получать решения задачи теплопроводности для различных вариантов теплопередачи. Для однозначности решения задач об изгибе пластин разрешающая система уравнений дополнена необходимыми начальными и граничными условиями.

Полученная разрешающая система изгиба пластин в декартовых координатах состоит из нелинейных неоднородных дифференциальных уравнений четвертого и второго порядка. Такую систему уравнений удобно решать не аналитически, а численно, с использованием классических методик, применяемых в механике пластин. Целесообразно для решения данной системы применить совместно метод «упругих решений» Ильющина и меток конечных разностей. При реализации метода конечных разностей эффективно использовать конечно-разностные шаблоны достаточно высоких порядков, что позволяет при меньшем количестве точек разбиения пластины получать достоверные результаты с малой погрешностью.

Расчет пластинок с использованием предложенных уравнений, учитывающих влияние температуры и свойств анизотропии и разносопротивляемости материалов, позволяет добиться более точных и реалистичных результатов, по сравнению с классическими и существующими нелинейными методиками расчета на данный момент времени.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ, ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩЕЙ С НЕЛИНЕЙНО ДЕФОРМИРУЕМЫМ ОСНОВАНИЕМ С ОДНОРОДНОЙ НАГРУЗКОЙ

Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.
СГТУ, г. Саратов, Россия

Рассмотрим расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей со слоистой средой, изотропную по координате θ (в цилиндрической системе координат), к которой приложена равномерно распределенная нагрузка интенсивности $q=500\text{кН/м}$ (с шагом 10кН/м). Длина оболочки $L=6\text{м}$, толщина стенки $h_{об}=0,5\text{м}$, радиус оболочки $R=6\text{м}$. Модуль упругости материала оболочки $E_{об}=18000\text{МПа}$, коэффициент Пуассона $\nu_{об}=0,35$. Толщина 1-го слоя основания $h_1=2\text{м}$, 2-го слоя – $h_2=3\text{м}$. Начальный модуль деформации 1-го слоя основания $E_1=35481\text{кПа}$, 2-го слоя – $E_2=9845\text{кПа}$, коэффициент Пуассона основания $\nu=0,35$.

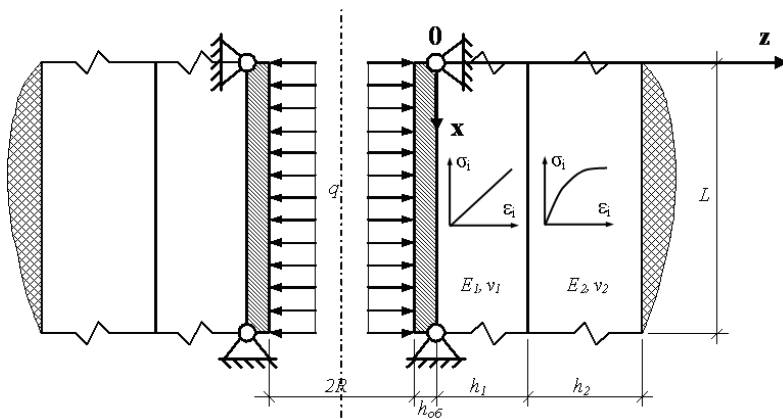


Рис. 1. Однородная цилиндрическая оболочка,
равномерно нагруженная изнутри и взаимодействующая
с нелинейно деформируемой слоистой средой

Диаграмма $\sigma_i \sim \varepsilon_i$ материала основания аппроксимируется экспоненциальной зависимостью $\sigma_i = \sigma_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_s}\right) \right]$, причем $\sigma_s = 600\text{кПа}$.

Графики перемещений срединной поверхности оболочки, поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания, а также изгибающего момента представлены на рисунке.

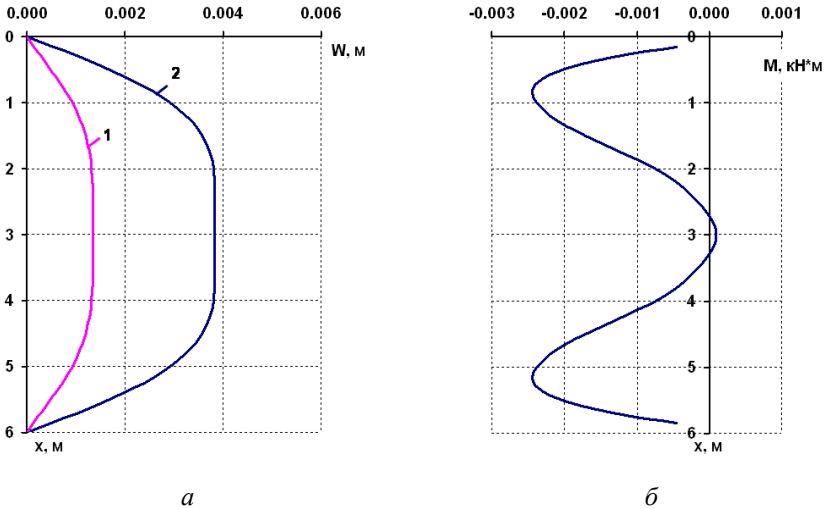


Рис. 2. Графики для однородной цилиндрической оболочки ($q=const$):
 а – перемещений срединной поверхности оболочки (2) и поверхности
 контакта 1-го и 2-го слоев основания (1); б – изгибающего момента.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ, ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩЕЙ С НЕЛИНЕЙНО ДЕФОРМИРУЕМЫМ ОСНОВАНИЕМ С НЕОДНОРОДНОЙ НАГРУЗКОЙ

Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.
 СГТУ, г. Саратов, Россия

Рассмотрим расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей со слоистой средой, изотропную по координате θ (в цилиндрической системе координат), к которой приложена нагрузка интенсивности $q = 500 \text{ кН/м}$ (с шагом 10 кН/м), которая увеличивается от $0(x=0 \text{ м})$ до $500 \text{ кН/м}(x=6 \text{ м})$. Длина оболочки $L = 6 \text{ м}$, толщина стенки $h_{o\sigma} = 0,5 \text{ м}$, радиус оболочки $R = 6 \text{ м}$. Модуль упругости материала оболочки $E_{o\sigma} = 18000 \text{ МПа}$, коэффициент Пуассона $\nu_{o\sigma} = 0,35$. Толщина 1-го слоя основания $h_1 = 2 \text{ м}$, 2-го слоя – $h_2 = 3 \text{ м}$. Начальный модуль деформации 1-го слоя основания $E_1 = 35481 \text{ кПа}$, 2-го слоя – $E_2 = 9845 \text{ кПа}$, коэффициент Пуассона основания $\nu = 0,35$.

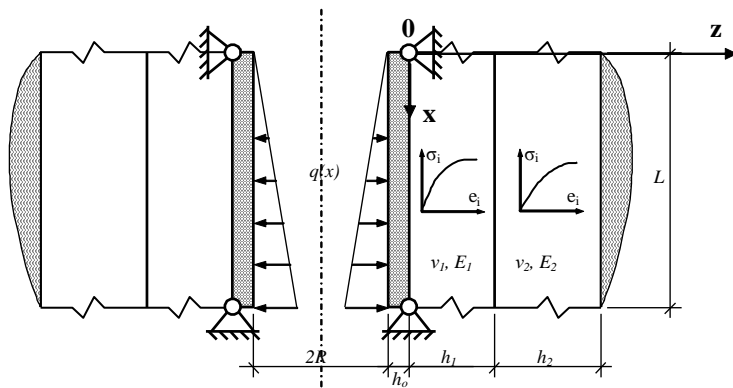


Рис. 1. Однородная цилиндрическая оболочка, равномерно нагруженная изнутри и взаимодействующая с нелинейно деформируемой слоистой средой

Диаграмма $\sigma_i \sim \varepsilon_i$ материала основания аппроксимируется экспоненци-

альной зависимостью $\sigma_i = \sigma_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_s}\right) \right]$, причем $\sigma_s = 600 \text{ кПа}$.

Графики перемещений срединной поверхности оболочки, поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания, а также изгибающего момента представлены на рисунке.

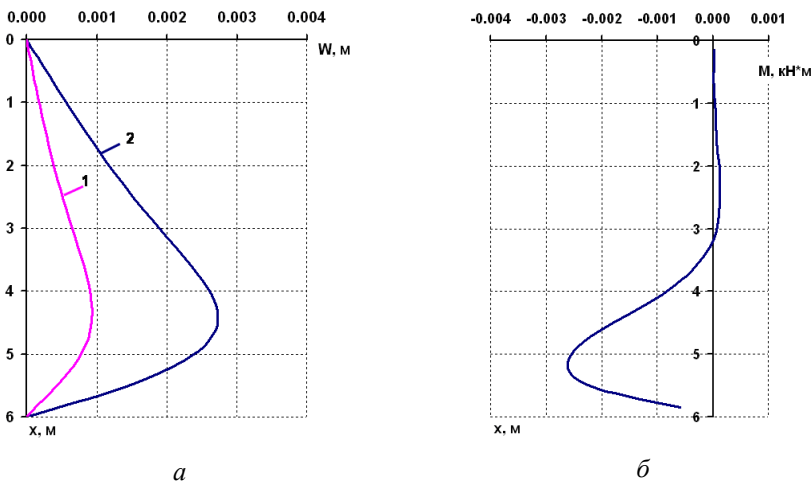


Рис. 2. Графики для однородной цилиндрической оболочки ($q \neq const$):
 а – перемещений срединной поверхности оболочки (2) и поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания (1); б – изгибающего момента.

**КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ
ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ИЗ РАЗНОМОДУЛЬНЫХ
МАТЕРИАЛОВ, ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩЕЙ С НЕЛИНЕЙНО
ДЕФОРМИРУЕМЫМ ОСНОВАНИЕМ С ОДНОРОДНОЙ НАГРУЗКОЙ**

*Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.
СГТУ, г. Саратов, Россия*

Рассмотрим расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей со слоистой средой, изотропную по координате θ (в цилиндрической системе координат), к которой приложена равномерно распределенная нагрузка интенсивности $q=500\text{кН/м}$ (с шагом 10кН/м). Длина оболочки $L=6\text{м}$, толщина стенки $h_{об}=0,5\text{м}$, радиус оболочки $R=6\text{м}$. Модуль упругости материала верхней трети оболочки $E_{об1}=18000\text{МПа}$, нижней трети оболочки $E_{об3}=36000\text{МПа}$, а средней трети оболочки $E_{об2}=27000\text{МПа}$, коэффициент Пуассона $\nu_{об}=0,35$. Толщина 1-го слоя основания $h_1=2\text{м}$, 2-го слоя – $h_2=3\text{м}$. Начальный модуль деформации 1-го слоя основания $E_1=35481\text{кПа}$, 2-го слоя – $E_2=9845\text{кПа}$, коэффициент Пуассона основания $\nu=0,35$.

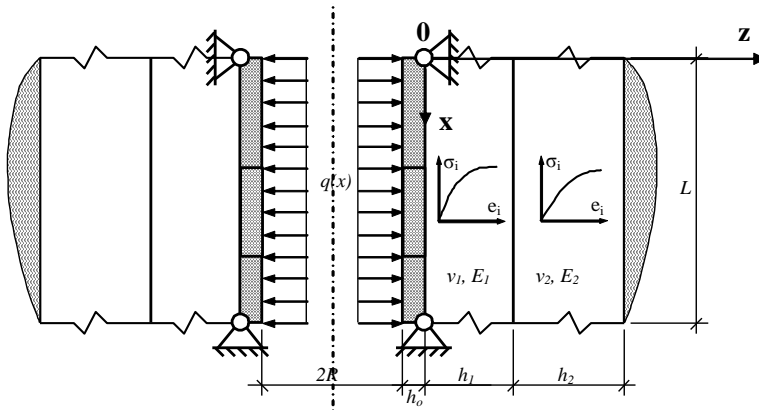


Рис. 1. Неоднородная цилиндрическая оболочка, равномерно нагруженная изнутри и взаимодействующая с нелинейно деформируемой слоистой средой

Диаграмма $\sigma_i \sim \varepsilon_i$ материала основания аппроксимируется экспоненци-

альной зависимостью $\sigma_i = \sigma_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_s}\right) \right]$, причем $\sigma_s = 600\text{кПа}$.

Графики перемещений срединной поверхности оболочки, поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания, а также изгибающего момента представлены на рисунке.

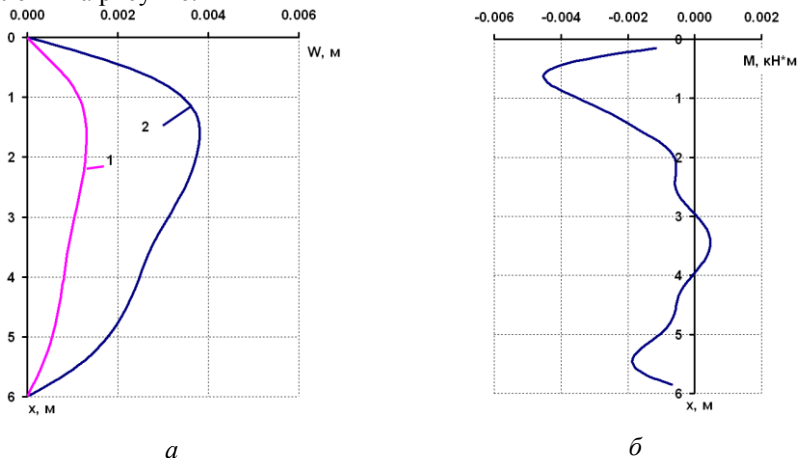


Рис. 2. Графики для неоднородной цилиндрической оболочки ($q=const$):
 а – перемещений срединной поверхности оболочки (2) и поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания (1); б – изгибающего момента.

КОМПЬЮТЕРНОЕ МОДЕЛИРОВАНИЕ И РАСЧЕТ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ИЗ РАЗНОМОДУЛЬНЫХ МАТЕРИАЛОВ, ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩЕЙ С НЕЛИНЕЙНО ДЕФОРМИРУЕМЫМ ОСНОВАНИЕМ С НЕОДНОРОДНОЙ НАГРУЗКОЙ

Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.
 СГТУ, г. Саратов, Россия

Рассмотрим расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей со слоистой средой, изотропную по координате θ (в цилиндрической системе координат), к которой приложена нагрузка интенсивности $q=500\text{кН/м}$ (с шагом 10кН/м), которая увеличивается от $0(x=0\text{ м})$ до $500\text{ кН/м}(x=6\text{ м})$. Длина оболочки $L=6\text{ м}$, толщина стенки $h_{об}=0,5\text{ м}$, радиус оболочки $R=6\text{ м}$. Модуль упругости материала верхней трети оболочки $E_{об1}=18000\text{ МПа}$, нижней трети оболочки $E_{об3}=36000\text{ МПа}$, а средней трети оболочки $E_{об2}=27000\text{ МПа}$, коэффициент Пуассона $\nu_{об}=0,35$. Толщина 1-го слоя основания $h_1=2\text{ м}$, 2-го слоя – $h_2=3\text{ м}$. Начальный модуль де-

формации 1-го слоя основания $E_1 = 35481 \text{ кПа}$, 2-го слоя – $E_2 = 9845 \text{ кПа}$, коэффициент Пуассона основания $\nu = 0,35$.

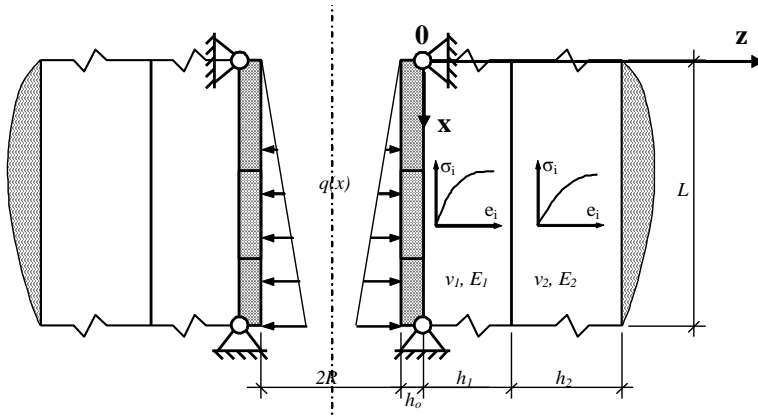


Рис. 1. Неоднородная цилиндрическая оболочка, равномерно нагруженная изнутри и взаимодействующая с нелинейно деформируемой слоистой средой

Диаграмма $\sigma_i \sim \varepsilon_i$ материала основания аппроксимируется экспоненциальной зависимостью $\sigma_i = \sigma_s \left[1 - \exp\left(-\frac{\varepsilon_i}{\varepsilon_s}\right) \right]$, причем $\sigma_s = 600 \text{ кПа}$.

Графики перемещений срединной поверхности оболочки, поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания, а также изгибающего момента представлены на рисунке.

Графики перемещений срединной поверхности оболочки, поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания, а также изгибающего момента представлены на рисунке.

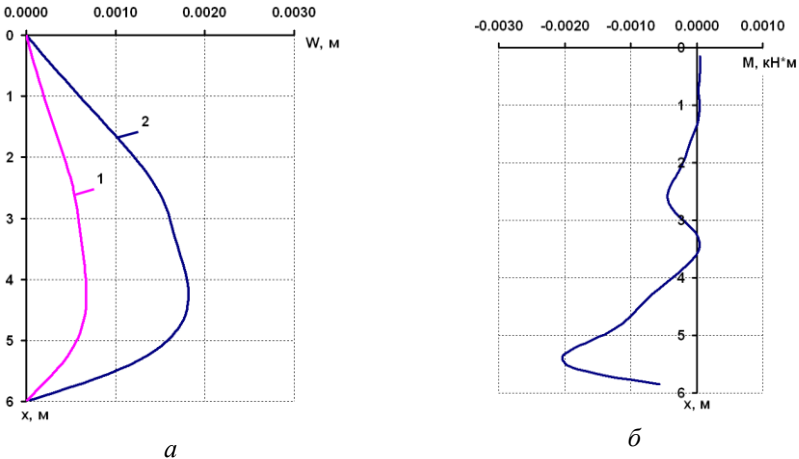


Рис. 2. Графики для неоднородной цилиндрической оболочки ($q \neq const$):

a – перемещений срединной поверхности оболочки (2) и поверхности контакта 1-го и 2-го слоев основания (1); b – изгибающего момента.

АНАЛИЗ КОНСТРУКТИВНЫХ РЕШЕНИЙ И МЕТОДОВ РАСЧЕТА ОПОР МОСТОВЫХ СООРУЖЕНИЙ

Семашкин С.Д., Раткин В.В.
СГТУ САДИ, г. Саратов, Россия

1. Анализ конструктивных решений опор мостов

Опоры мостов и путепроводов предназначены для поддержания пролетных строений на определенной высоте и передачи постоянных и временных нагрузок на основание. В соответствии с местоположением по длине моста различают опоры береговые (устои) и промежуточные. Назначение береговых опор - поддерживать опирающиеся на них пролетные строения, удерживать прилегающие к опорам участки насыпей, участвовать в обеспечении плавного проезда с подавливой насыпи подходов на жесткую конструкцию моста. Стоимость опор (с фундаментами) составляет 25-50% стоимости моста, а трудовые затраты на возведение опор могут достигать 60-70% полных трудовых затрат. Опоры путепроводов, помимо условий прочности долговечности, должны отвечать требованиям обеспечения видимости и пассивной безопасности при наезде транспорта.

Основным материалом для опор мостов и путепроводов является железобетон, несколько реже применяют бетон и бутобетон, в отдельных случаях для опор эстакад и путепроводов используют металл. Опоры из бетона и бутобетона относятся к массивному типу. Опоры из железобетона, как правило, выполняют тонкостенными. Для опор мостов используют тяжелые бетоны класса по прочности на сжатие не ниже В20 с соответствующими требованиями по морозостойкости и водонепроницаемости.

По способу строительства опоры могут быть: *монолитные*, изготавливаемые полностью на месте; *сборные*, монтируемые из заранее изготовленных элементов; *сборно-монолитные*, выполняемые частично из сборных элементов, частично из монолитного бетона или железобетона.

Высота опор определяется назначением мостового сооружения, условиями местности и типом фундамента. На судоходных реках высота опор зависит от размера по высоте подмостового габарита, отсчитываемого от расчетного судоходного уровня. На несудоходных реках высота опор определяется наименьшим возвышением низа пролетных строений или верха опоры над уровнем высоких вод (рис. 1, *a*), при определении которого учтено влияние подпора и высоты волны. На реках с ледоходом верх подферменников должен возвышаться над уровнем высокого ледохода (УВЛ) не менее чем на 500 мм. Высоту опор путепроводов назначают в соответствии с габаритом приближения конструкций. При наличии городского электротранспорта высотный размер габарита приближения может быть увеличен для обеспечения

креплений токопроводящих частей. В горной местности опоры виадуков через ущелья должны обеспечить проектный продольный профиль дороги.

Размеры опор поверху зависят от размеров пролетных строений, количества и конструкции опорных частей, размещаемых на подферменных площадках (см. рис. 1, а, б). Для правильного распределения нагрузки от опорных частей подферменные плиты (оголовки опор) сильно армируют. Ширина и длина оголовков должны обеспечивать размещение подферменных площадок с запасами в каждую сторону $a \geq 15 \div 50$ см в зависимости от размеров пролетов и типов опорных частей. Для мостов с малыми пролетами ширина оголовков опор равна 0,6-0,9 м, для большепролетных мостов с массивными опорами ширина оголовков может достигать 2-3 м и более. Для предотвращения застаивания воды у опорных частей подферменные площадки выполняют с уклоном 1:10. Чтобы уменьшить потеки воды по телу опоры, оголовки выполняют с карнизами, свес которых должен быть не менее 10 см, а по нижним граням устраивают канавку-капельник (слезник).

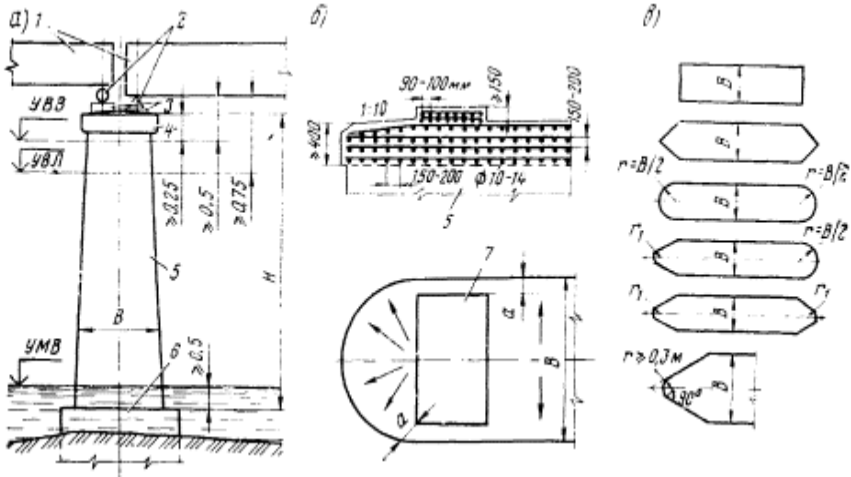


Рис. 1. Основные элементы опор: 1 - пролетные строения; 2 - опорные части; 3 - подферменники; 4 - оголовки опоры; 5 - тело опоры; 6 - обрез фундамента; 7 - подферменная площадка

На суходолах монолитные опоры могут быть выполнены с прямоугольным поперечным сечением (рис. 1, в). На реках и водоемах с ледоходом поперечные сечения опор выполняют обтекаемой формы с радиусами закруглений 0,75 м и более. Для узких опор и опор с ледорезами радиус закруглений может быть уменьшен до 0,3 м. При плохообтекаемых элементах опор происходят большие завихрения водного потока и, как следствие, размывы дна реки возле опор. Боковые грани монолитных опор наиболее часто выполняют с уклоном 30:1-40:1. На реках с мощным ледоходом такие опоры возводят с ледорезами (рис. 2, а). Ледорезы значительно увеличивают объем тела опор и

фундаментов, значительно удорожают строительство. Опыт эксплуатации показал, что во многих случаях верховые ребра опор можно выполнить с уклоном 10:1-8:1 или вертикальными. Такие опоры называют - опоры с водорезами (рис. 2, б). Так как размеры бетонных и бутобетонных опор в большинстве случаев назначают по конструктивным соображениям, прочность их кладки полностью не используется.

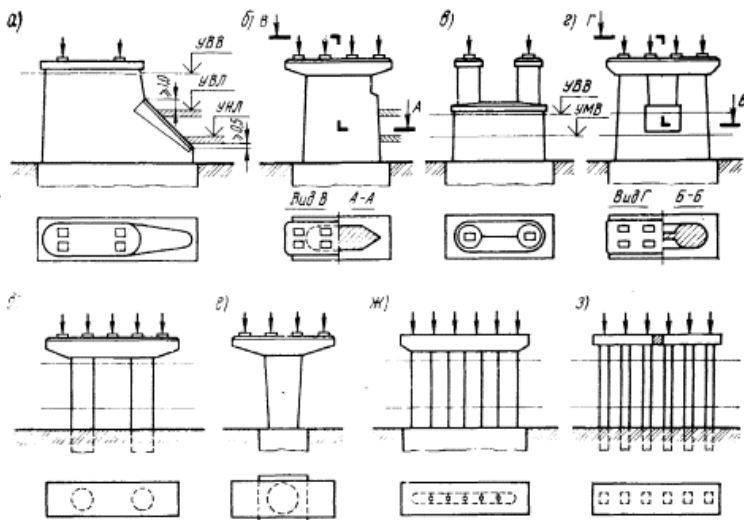


Рис. 2. Промежуточные опоры балочных мостов: а - с ледорезом; б - с водорезом; в - массивная с отдельными столбами выше уровня воды; г - массивная с отдельными столбами, тонкой перемычкой между ними и ригелем; д - с железобетонными столбами, бесплитным фундаментом и ригелем; е - одно-стоечная опора; ж - опора-стенка; з - свайная опора

С целью экономии материала тело опор выполняют меньших размеров с двухконсольными железобетонными оголовками (см. рис. 2, б), устанавливают столбы выше уровня высоких вод (рис. 2, в) или столбы с тонкой перемычкой между ними и ригелем (рис. 2, г). Столбчатые конструкции опор без ригелей (см. рис. 2, в) целесообразны для многопролетных мостов с двумя главными балками (фермами). Такие опоры позволяют свободно двигаться вдоль моста специальной смотровой тележке, чем существенно облегчается осмотр и ремонт труднодоступных элементов пролетных строений.

При нормальных грунтовых условиях и наличии у строительной организации соответствующих механизмов опоры мостов, путепроводов, эстакад выполняют без фундаментов в виде нескольких столбов, объединенных поверху сборными железобетонными ригелями (рис. 2, д). Для столбов используют железобетонные оболочки, частично заполненные бетоном. В городских условиях и для путепроводов при пролетах до 30-35 м применяют одно-

столбчатые опоры (рис. 2, *е*). За счет поворота оси ригеля относительно оси фундамента такие опоры позволяют выполнить прямые (в плане) пролетные строения даже при косом пересечении дороги или реки. Для пролетов до 18-21 м на реках со слабым ледоходом и при отсутствии косоуструйности потока применяют опоры-стенки, которые монтируют из сборных железобетонных вертикально поставленных плит, объединенных поверху сборной насадкой (рис. 2, *ж*). Для путепроводов и эстакад часто применяют многостоечные опоры из сборных элементов. На реках с толщиной льда до 0,3 м и суходолах для мостов с пролетами до 21 м широко применяют свайные опоры (рис. 2, *з*). Опоры этого типа выполняют из призматических или полых круглых свай, объединенных поверху сборными железобетонными насадками. По фасаду моста опоры могут быть одно- и двухрядными.

При насыпях высотой до 7-8 м устои балочных мостов раньше выполняли массивными с дренажом в грунте заустойного пространства, ограниченного передней и обратными стенками (рис. 3, *а*). Наличие стенок существенно ограничивает поперечные деформации уплотненного грунта в заустойном пространстве. Поэтому если в период эксплуатации в местах сопряжения моста с насыпью и образуются небольшие просадки, то они быстро стабилизируются и исправляются, обеспечивая на десятки лет плавность проезда.

Очень редко обратные стенки разворачивают под углом к оси дороги в виде откосных крыльев, делают их переменной высоты, и они служат подпорными стенками для поддержания откосов насыпи.

Уменьшение объема кладки достигают в массивных обсыпных устоях с обратными крыльями (рис. 3, *б*), которые заходят в откосы насыпи. Передняя стенка обсыпного устоя полностью или частично засыпана лобовым откосом насыпи. В таких условиях необходимо предусматривать специальные переходные плиты, обеспечивающие сопряжение проезжей части насыпи с мостовым полотном. Недостатком обсыпных устоев является то, что откосы насыпи оползают, насыпь проседает в заустойном пространстве, что вызывает необходимость непрерывного ухода за конструкцией сопряжения ее с мостом.

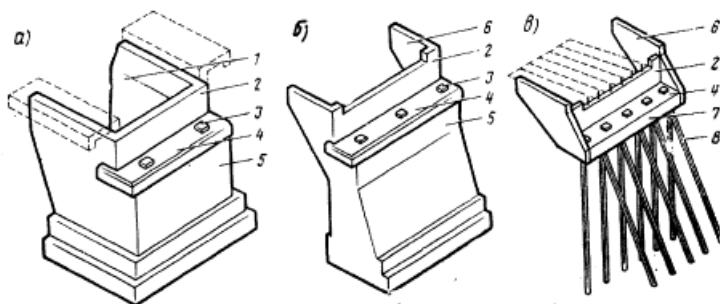


Рис. 3. Устои балочных мостов: *а* - с обратными стенками; *б* - с обратными крыльями; *в* - свайный козловой типа; 1 - обратная стенка; 2 - шкафная стенка; 3 - подферменник; 4 - подферменная площадка; 5 - передняя стенка; 6 - обратное крыло; 7 - насадка; 8 - сваи

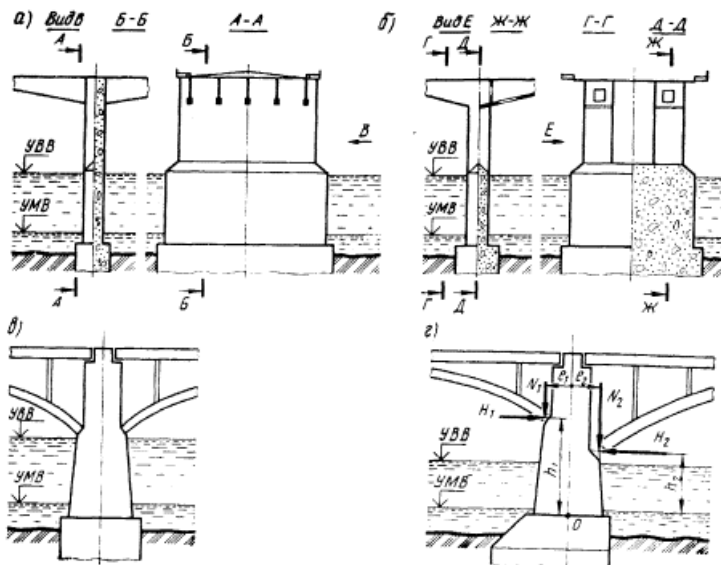


Рис. 4. Опоры мостов: *а, б* - рамно-консольных; *в, з* - арочных

Наиболее экономичны по строительной стоимости обсыпные устои из свай, объединенные поверху сборными насадками, к которым прикреплены шкафные стенки и обратные крылья. При высоте насыпи до 3 м применяют устои с однорядными вертикальными сваями.

При высоте насыпей подходов до 10 м и пролетах до 33 м выполняют обсыпные устои козловой типа (рис. 3, *в*) из вертикальных и наклонных свай. Вместо свай могут быть стойки, опирающиеся на фундамент.

Опоры рамно-консольных и рамно-подвесных мостов выполняют из железобетона в виде массивных или тонкостенных элементов (рис. 4, *а, б*). Для восприятия больших изгибающих моментов такие опоры часто делают предварительно напряженными.

Опоры рамных мостов чаще всего выполняют монолитными из бетона или бутобетона. При арках одинакового пролета их пяты располагают на одном уровне (рис. 4, *в*). Если к опоре примыкают арки разных по размеру пролетов, то для выравнивания изгибающих моментов в сечениях по обрезу и подошве фундамента пяты арок располагают на разных уровнях (рис. 4, *з*):

$N_1 h_1 - N_1 e_1 \approx N_2 h_2 - N_2 e_2$. Такой прием носит название "уравновешивание рас- поров".

Конструкции мостов, путепроводов, эстакад и их элементы, в том числе и опоры, должны гармонировать с ландшафтом местности. В условиях повышенного эстетического восприятия (архитектурные ансамбли, национальные парки, зоны отдыха и др.) к проектированию мостов наряду с инженерами привлекают архитекторов и скульпторов, которые используют опоры и другие элементы мостовых сооружений для соответствующего оформления.

2. Анализ методов расчета опор мостовых сооружений (с учетом воздействия агрессивных эксплуатационных сред)

Железобетон - материал, предназначенный для использования в кон- струкциях с длительными сроками эксплуатации, какими и являются опоры мостов. В течение этого времени конструкции опор мостов подвергаются совместному воздействию нагрузок, температур, различных агрессивных сред. Агрессивные среды, действуя на поверхность конструктивных элемен- тов опор, проникая в их объём, изменяют механические свойства компонен- тов железобетона, условия их взаимодействия, приводя к снижению несущей способности и сокращению долговечности этих конструкций. Вышедшие из строя железобетонные конструкции опор мостов трудно где-либо еще использовать, поэтому разумно проектировать и возводить эти сооружения, рассчитанные на определённый рациональный срок эксплуатации. В связи с этим правильный и своевременный учёт воздействия агрессивных сред необ- ходим ещё на стадии проектирования и расчета конструкций опор мостов из железобетона. Не менее важен и правильный расчёт конструкций опор мо- стов, получивших коррозионные повреждения с целью определения фактиче- ской несущей способности и остаточной долговечности таких конструкций. Объём строительных конструкций из железобетона, эксплуатирующихся в агрессивных средах, весьма велик и составляет от 20 до 70% на предприятиях химической и других отраслей промышленности, а также в транспортном строительстве. Учёт воздействия агрессивных сред на конструкции опор мо- стов обеспечит более безопасные условия для жизни людей, предотвратит за- грязнение окружающей среды, позволит отыскать более экономичное реше- ние инженерной задачи для рассматриваемых условия.

Заметим, что в нормативных документах проблема учёта воздействия агрессивной среды пока отделяется от проблемы расчета конструкций. Например, в СНиП 2.03.11-85 "Защита строительных конструкций от корро- зии", указывается, что: "2.1. При проектировании бетонных и железобетон- ных конструкций, предназначенных для эксплуатации в агрессивной среде, их коррозионную стойкость следует обеспечивать применением коррозион- но-стойких материалов, добавок, повышающих коррозионную стойкость бе- тона и его защитную способность для стальной арматуры, снижением прони- цаемости бетона технологическими приёмами, установлением требований к категории трещиностойкости, ширине расчетного раскрытия трещин, тол-

щине защитного слоя бетона"; а также: "2.46. В случаях, когда защиту от коррозии бетонных и железобетонных конструкций невозможно обеспечить мерами, предусмотренными в настоящих нормах, следует применять конструкции из химически стойких полимербетонов или кислотостойких бетонов". В СНиП 2.03.01-84 "Бетонные и железобетонные конструкции", изданном в 1989 году, содержится специальный раздел "Б", в котором приводятся общие рекомендации по расчёту существующих конструкций с учетом влияния условий эксплуатации. В пункте 6.7 говорится, что "На основании научных обследований должны быть установлены: геометрические размеры сечения, армирование конструкций, прочность бетона и вид арматуры, прогибы конструкции и ширина раскрытия трещин, дефекты и повреждения, нагрузки, статическая схема конструкций". И далее в п. 6.12: "При расчёте должны быть проверены сечения конструкций, имеющие дефекты и повреждения, а также сечения, в которых при натурных обследованиях выявлены зоны бетона, прочность которых меньше средней на 20% и более. Учёт дефектов и повреждений производится путём уменьшения вводимой в расчёт площади сечения бетона и арматуры. Необходимо также учитывать влияние дефекта или повреждения на прочностные и деформативные характеристики бетона, на эксцентриситет продольной силы, на сцепление арматуры с бетоном и т.п. в соответствии с утвержденными в установленном порядке документами".

Как видно, в нормативных документах не отражается вообще кинетика процессов, сопровождающих работу конструкций, в том числе и опор мостов, под нагрузкой в агрессивной среде, не учитывается взаимное влияние коррозионных процессов и напряженно-деформированного состояния конструкций. Поэтому задача разработки методов расчёта конструкций опор мостов, работающих в агрессивных средах, является весьма важной. Эти методы должны учитывать изменение геометрических характеристик конструкций опор мостов, физико-механических характеристик материалов, снижение несущей способности, потерю устойчивости, сокращение долговечности этих конструкций.

Использование отдельных эмпирических коэффициентов, учитывающих отдельные особенности условий эксплуатации железобетона, не учитывает имеющего место изменения свойств бетона и арматуры.

Следует также заметить, что тридцать с небольшим лет тому назад вообще не существовало методов расчёта железобетонных конструкций с учетом воздействия агрессивной внешней среды. И до настоящего времени общепринятого метода расчета долговечности железобетонных конструкций пока не существует. Ниже приведем лишь некоторые подходы к расчету железобетонных конструкций, в том числе и мостовых железобетонных опор, применяемые в России и за рубежом.

Согласно С.Н. Алексееву и Ф.М. Иванову [1] первая и главная задача расчёта - достаточно надёжно определить возможность эксплуатации конструкции без специальной (вторичной) защиты, изолирующей конструкцию от

окружающей среды. Вторичная защита весьма существенно удорожает конструкцию и обычно не обладает стойкостью на весь период эксплуатации, а ремонт поврежденных конструкций и нарушенной защиты обычно сложен и не экономичен.

А.Ф. Полак [2-7] считает, что определение долговечности железобетонных конструкций в коррозионной среде может быть произведено с помощью математического моделирования. Различные подходы к оценке срока службы бетонных конструкций в условиях эксплуатации рассматриваются в работах [9-11].

В статье [11] предлагается следующая процедура для прогноза долговечности бетона в конструкциях:

- устанавливаются эксплуатационные требования и критерии повреждений;
- устанавливаются критические характеристики эксплуатационной пригодности материала, а также ожидаемый вид и степень деградации материала;
- устанавливаются ожидаемый вид и размеры фактора повреждений;
- задаются характеристики материала, для которого делается прогноз долговечности;
- определяется возможный механизм повреждения;
- устанавливаются методы ускорения старения при сохранении подобия старения в эксплуатационных условиях;
- приводятся эксплуатационные требования при испытании;
- выполняется проектирование и проводятся быстрые испытания с целью вызвать быстрое повреждение и определить его механизм;
- организуются испытания при воздействиях разной интенсивности для определения связи между условиями испытаний и скоростью разрушения (потери эксплуатационной прочности);
- организуются длительные испытания в эксплуатационных условиях;
- сравниваются разрушения, полученные при эксплуатации и в режиме ускоренных испытаний;
- выясняется, идентичны ли механизмы разрушений при эксплуатации и при ускоренных испытаниях;
- разрабатывается математическая модель повреждения и сравниваются скорости изменений в натуральных и лабораторных условиях;
- осуществляется идентификация модели с учётом соображений о механизме разрушения и комбинаций факторов разрушения;
- осуществляется прогноз долговечности конструкции.

Как видно, описанная процедура весьма полна и учитывает то, что без знания взаимосвязи различных факторов, характеризующих коррозионный процесс, без проверки модели в натуральных условиях обоснованный прогноз невозможен.

Большой вклад в развитие теории и методики расчёта и проектирования железобетонных конструкций в агрессивных средах внесен Е.А. Гузеевым с сотрудниками [12-25]. Им развиты и экспериментально обоснованы представления об определяющем влиянии внешних воздействий, коррозионных сред и силовых факторов на напряженно-деформированное состояние и перераспределение усилий в железобетонных конструкциях. Установлено, что изменение прочностных и деформативных свойств бетона в пределах высоты сечения элемента вследствие развития коррозионных процессов приводит к изменению уровня напряжения и характера эпюры напряжений, к изменению положения равнодействующих усилий по высоте сечения. Вследствие этого изменяется плечо усилий и момент, а, следовательно, и трещиностойкость и несущая способность сечений. Гузеев Е.А. обосновал применимость послойного изменения прочностных и деформативных свойств бетона в сечениях элементов для оценки состояния конструкций в коррозионных средах. Им разработаны и экспериментально обоснованы основы расчёта железобетонных конструкций на действие коррозионной среды и силовых факторов, предложен способ расчёта конструкций в детерминированной форме, учитывающий изменение свойств бетона и перераспределение внутренних усилий в сечении; предложен метод расчета долговечности железобетонных конструкций с учётом параметров первичной защиты от коррозии для ряда жидких сред.

Первичная защита от коррозии заключается в способности бетона и железобетона сопротивляться воздействию коррозионных сред благодаря химической стойкости вяжущего и заполнителей, арматуры, непроницаемости бетона для агрессивных сред через поры и дефекты в сечениях элементов. Вторичная защита от коррозии состоит в ограничении или исключении воздействия агрессивной среды на бетонные или железобетонные конструкции после их изготовления.

Способ расчета железобетонных конструкций с учётом кинетики коррозионных процессов по Е.А. Гузееву состоит из следующих этапов:

- определение характера коррозионного воздействия, выявление ведущего фактора коррозионного процесса в зависимости от вида среды и концентрации определяющего процесс вещества, нагрузки и назначения конструкции, срока ее службы;

- анализ и выбор параметров первичной защиты конструкции от коррозии (вид вяжущего, количество его, вид заполнителей, состав бетона, плотность бетона, вид арматуры);

- расчёт глубины проникания в бетон агрессивных веществ, определяющих ведущий коррозионный процесс и количества накопленных (вынесенных) веществ в структуре бетона, определяющих его прочностные, реологические и защитные свойства, а также вызывающих коррозионный процесс на поверхности арматуры за заданный срок службы конструкции;

- вычисление глубины возможного разрушения бетона и назначение толщины защитного слоя;
- подбор геометрических размеров сечения, характера армирования, толщины защитного слоя с учётом изменения свойств бетона под влиянием агрессивной среды;
- определение функций условий работы бетона, его послойной прочности и приведенной прочности для всего сечения или его части;
- определение характеристик прочности и деформативности бетона, назначение предельного уровня напряжений в арматуре с учетом возможного его приращения вследствие коррозии;
- расчёт прочности, трещиностойкости, ширины раскрытия трещин, расчёт деформаций;
- затем производится оценка соответствия результатов расчета требованиям проектного задания или нормам проектирования.

Если требования не выполняются, то изменяются параметры первичной защиты (вид вяжущего, плотность бетона, толщина защитного слоя, усилие предварительного обжатия) или конструктивные параметры (размеры сечения, эксцентриситет сжимающей силы и т.п.).

При невозможности обеспечить заданный срок службы средствами первичной защиты, либо сокращается срок эксплуатации, либо проектируется вторичная защита.

При использовании описанного способа для решения задач по оценке несущей способности конструкций, проектированию параметров первичной защиты, прогнозированию коррозионной опасности жидкой среды по отношению к определённым конструкциям используются следующие гипотезы:

- концентрация агрессивных веществ постоянна во времени;
- наиболее интенсивно коррозионные процессы протекают в зоне максимальных концентраций агрессивных веществ и замедляются в глубине сечения, где их концентрация уменьшается;
- сечения железобетонного элемента условно считается состоящим из нескольких слоев бетона (порядка 20) толщиной 1-3 см, различающихся по прочностным и деформативным свойствам, свойства бетона на границах слоев одинаковы, что обеспечивает выполнение условий неразрывности деформаций, плавность эпюр деформаций и напряжений по высоте сечения;
- при расчёте прочности сечений предельные усилия в сечении, нормальном к продольной оси элемента определяются из условия, что сопротивление бетона сжатию равно R и равномерно распределено по высоте сжатой зоны;
- при расчёте деформаций суммарная величина напряжений в слоях бетона от нагрузки и структурных напряжений определяется по соответствующим продольным деформациям и модулю деформаций бетона с учётом взаимодействия слоев и перераспределения напряжений по сечению (смещения осей по эпюрам напряжений и деформаций при оценке напряженно-деформированного состояния не учитываются).

Прогнозирование срока службы железобетонных конструкций в коррозионных средах осуществляется по критериям:

- несущая способность (по нормальному и наклонному сечению) с учётом кинетики коррозионных процессов в бетоне;
- предельная деформативность в наиболее напряженном слое и предельные прогибы элемента;
- условие обеспечения сохранности арматуры в бетоне (расчет проницаемости и накопления агрессивных веществ, вызывающих потерю прочности бетона защитного слоя).

Процедура прогнозирования осуществляется шаговым способом: задается шаг по времени dt и проверяется выполнение указанных критериев в момент t . Если все критерии удовлетворяются, делается следующий шаг по времени. Если же нарушается хоть один критерий, то время t принимается за прогнозируемый срок службы.

Достаточно подробный обзор состояния вопроса оценки долговечности железобетонных конструкций содержится в работе [27]. В статье [28] обсуждаются некоторые аспекты определения долговечности обычных и преднапряженных железобетонных конструкций. По результатам обзора теоретических и экспериментальных методов определения поверхностных и внутренних повреждений предпринята классификация причин, механизмов и признаков деградации железобетона. Учитываются механические нагрузки, химические, физические и комбинированные воздействия окружающей среды. Особое внимание уделено снижению несущей способности железобетонных конструктивных элементов вследствие ускоренной коррозии с учетом влажности в условиях развитого трещинообразования при повышенной температуре. Сопоставляются показатели деградации из-за различных механизмов коррозии под действием импульсивных знакопеременных внешних и внутренних нагрузок. Приведены примеры синергетических эффектов при совместном влиянии механических нагрузок, химических и физических воздействий. Обсуждаются опытные данные, полученные при длительном наблюдении коррозионного состояния железобетонных конструкций для объектов химической промышленности.

Дана оценка долговечности двухопорных балок двутаврового, таврового и прямоугольного поперечного сечения. Экспериментальное исследование отдельных структурных элементов с целью определения ресурса надёжной эксплуатации железобетонных строительных конструкций проведено автором работы [29]. Усталостные показатели железобетонной конструкции регистрировали в лабораторных испытаниях и натурных условиях эксплуатации. Проведено прогнозирование сроков эксплуатации с учетом интенсивности внешних нагрузок.

В статье [30] исследуется предельная несущая способность железобетонных конструкций, подверженных коррозии. Отмечается, что вследствие воздействия агрессивных сред одновременно происходит разрушение бетона,

уменьшение поперечного сечения арматуры и развитие трещин-пустот на поверхности контакта стальной арматуры и бетона. Сформулирована математическая модель, позволяющая описать указанные явления. На примере задачи определения несущей способности плоской железобетонной рамы предложен аналитический метод исследования напряжённого состояния в конструкциях, повреждаемых воздействием коррозии. Рассмотрены случаи разрушения только бетонной массы и разрушение узлов железобетонной конструкции. Сформулированы условия на кинематически допустимые поля перемещений и статически допустимые поля напряжений, позволяющие определять предельно допустимую внешнюю нагрузку.

Авторы работы [31] отмечают, что результаты натурального обследования железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в агрессивных средах, свидетельствуют о том, что:

- имеет место значительное снижение уровня прочности конструкций по сравнению с нормальным значением;
- степень износа продольной арматуры достигает 20-40%, а поперечной 80-90%;
- глубина коррозии бетона достигает 20-30 мм;
- влажность бетона колеблется от 3 до 6%.

Авторы рекомендуют вводить в формулу надёжности бетона дифференцированный в зависимости от условий эксплуатации коэффициент снижения прочности.

В статье [32] предложена расчетная модель, описывающая прогрессирующее разрушение железобетонных поперечных стен зданий. Проведена модификация критерия разрушения Мора-Кулона. Этот модифицированный критерий введён в программу расчёта стен методом конечных элементов. Сравнение с экспериментом показало, что ошибка расчёта составляет 2-4%.

В Рекомендациях [33] приводится перечень признаков, позволяющих отнести состояние сооружения к одной из категорий и прогнозировать возможное поведение конструкций. Согласно этому перечню вводится 5 состояний сооружения: исправное, работоспособное, ограниченно работоспособное, недопустимое и аварийное. Рассмотрим эти состояния.

Исправное - когда выполняются требования действующих норм и проектной документации, а необходимости в ремонтно-восстановительных работах нет. В этом случае на поверхности бетона незащищенных конструкций видимых дефектов и повреждений нет или имеются отдельные раковины, выбоины, волосяные трещины. Антикоррозионная защита закладных деталей не нарушена, поверхность арматуры при вскрытии чистая. Глубина нейтрализации бетона не превышает половины толщины защитного слоя. Ориентировочная прочность бетона не ниже проектной. Антикоррозионная защита конструкций не имеет нарушений.

Работоспособное - когда с учётом фактических свойств материала удовлетворяются требования действующих норм, относящиеся к предельным со-

стояниям первой группы, требования норм по предельным состояниям второй группы могут быть нарушены, но обеспечиваются нормальные условия эксплуатации. Защитные свойства бетона по отношению к арматуре на отдельных участках исчерпаны; требуется их восстановление, устройство или восстановление антикоррозионной защиты. Детальные признаки этой категории состояния следующие. Антикоррозионная защита железобетонных элементов имеет частичные повреждения, на отдельных участках мокрые или масляные пятна, высолы. На отдельных участках в местах с малой величиной защитного слоя проступают следы коррозии распределительной арматуры или хомутов, коррозия рабочей арматуры отдельными точками или пятнами, язв и пластинок ржавчины нет. Антикоррозионная защита закладных деталей не нарушена. Глубина нейтрализации бетона не превышает толщины защитного слоя. Изменен цвет бетона вследствие пересушивания, местами отслоение бетона при простукивании. Шелушение граней и ребер конструкций, подвергшихся замораживанию. Ориентировочная прочность бетона ниже проектной не более чем на 10%.

Ограниченно работоспособное - когда нарушены требования действующих норм, но отсутствует опасность обрушения и угроза безопасности работающих. Требуется усиление и восстановление эксплуатационных свойств. Детальные признаки этого состояния следующие. Пластинчатая ржавчина или язвы на стержнях оголённой рабочей арматуры в зоне продольных трещин или на закладных деталях, вызывающие уменьшение площади поперечных сечений стержней до 15%. Трещины в растянутой зоне бетона, превышающие их допустимое раскрытие. Бетон в растянутой зоне на глубине защитного слоя между стержнями арматуры легко крошится. Снижение ориентировочной прочности бетона в сжатой зоне изгибаемых элементов до 20 в отдельных случаях до 30 %. Провисание отдельных стержней распределительной арматуры, выпучивание хомутов, разрыв отдельных из них, за исключением хомутов сжатых элементов ферм, вследствие коррозии стали (при отсутствии в этой зоне трещин). Уменьшенная против требований норм и проекта площадь опирания сборных элементов при коэффициенте запаса $K=1,6$. Высокая водо- и воздухопроницаемость стыков стеновых панелей.

Недопустимое состояние - когда существуют повреждения, свидетельствующие об опасности пребывания людей в районе обследуемых конструкций. Требуются немедленные страховочные мероприятия: ограничение нагрузок (недопущение складирования материалов, деталей, ограничение грузоподъемности кранов и их сближения); устройство предохранительных сеток и т.п. В этом случае имеются дефекты в средних пролётах многопролетных балок и плит; разрыв хомутов в зоне наклонной трещины; слоистая ржавчина или язвы, вызывающие уменьшение площади арматуры более 15 %; выпучивание арматуры в сжатой зоне; раздробление бетона, выкрашивание крупного заполнителя в сжатой зоне. Уменьшенная против требований норм и проекта площадь опирания сборных элементов.

Аварийное состояние - когда существуют повреждения, свидетельствующие о возможности обрушения конструкции. Требуются немедленная разгрузка конструкции и устройство временных креплений (стоек, подпорок, накладок). Детальные признаки такого состояния следующие. Трещины, в том числе пересекающие опорную зону анкеровки растянутой арматуры; хлопающие трещины в конструкциях, испытывающих знакопеременные воздействия; вызывающие смятие бетона; отходы анкеров от пластин закладных деталей из-за коррозии стали в сварных швах или других причин; деформация закладных и соединительных элементов, расстройство стыков сборных элементов с взаимным смещением последних; смещение опор; значительные (более 1/50 пролета) прогибы изгибаемых элементов при наличии трещин в растянутой зоне с раскрытием более 0,5 мм; разрыв хомутов сжатых элементов ферм; разрыв хомутов в зоне наклонной трещины; разрыв отдельных стержней рабочей арматуры в растянутой зоне, выпучивание арматуры в сжатой зоне; раздробление бетона и выкрашивание заполнителя в сжатой зоне. Уменьшенная против требований проекта площадь опирания сборных элементов.

В работах [34, 35] получены формулы для определения критического времени, в течение которого в защитном слое бетона образуются трещины от коррозии стальной арматуры в морской воде, изменения сечения арматуры в процессе коррозии и ширины раскрытия трещин как на поверхности бетона, так и на поверхности арматуры. Выполнены расчетные исследования влияния различных факторов на долговечность конструкции. Приводятся результаты и выводы с рекомендациями для проектирования морских гидротехнических сооружений при оценке их долговечности.

Наиболее корректным на современном этапе является метод расчета строительных конструкций с учетом действия агрессивных сред, предложенный В.И. Соломатовым и В.П. Селяевым [36-39]. При разработке этого метода расчёта использовались предложения о том, что имеются дефекты структуры, локализирующие разрушение; для нормальных сечений гипотеза плоских сечений применима до появления трещин, после появления трещин гипотеза выполняется для нормальных сечений над трещинами и на участках между ними; модули упругости бетона при сжатии и растяжении имеют различные значения; зависимость между напряжениями и деформациями при растяжении и сжатии описывается нелинейной функцией; при определении напряжений от действия нагрузок и объемных изменений, происходящих вследствие переноса агрессивных сред в бетонном элементе, применим принцип суперпозиции; действие агрессивной среды на механические и геометрические характеристики бетонного элемента учитывается с помощью деградационных функций жёсткости и несущей способности, которые получаются из анализа феноменологических моделей деградации поперечного сечения. Феноменологические модели представляются в виде изохорн модуля упругости или прочности, изменяющихся в плоскости поперечного сечения элемента по

определенному закону. Деградиционные функции выражают изменение какого-либо свойства (прочности, жесткости) в результате деградации материала с течением времени и определяются отношением количественного показателя свойства в рассматриваемый момент времени к таковому в начальный момент времени.

Весьма перспективным является также использование подхода, развитого в работах [40-43]. Согласно этому подходу модель конструкции, взаимодействующей с агрессивной средой представляется в виде совокупности моделей: модели конструктивного элемента, модели материала, модели воздействия среды, модели наступления предельного состояния. В качестве моделей воздействия агрессивной среды используются модели слоистой неоднородности (описывающие кинетику коррозии арматуры), модели наведенной распределенной неоднородности, пригодные для описания кинетики деградации механических свойств бетона. Для описания слоистой неоднородности используется закон движения фронта изменения механических свойств, а для описания распределенной неоднородности - скалярная функция пространственных координат и времени.

Использование рассмотренного подхода позволит достаточно корректно описать поведение железобетонных конструкций, в том числе и опор мостов, в агрессивных средах.

Библиографический список

1. Долговечность железобетона в агрессивных средах. / С.Н. Алексеев, Ф.М. Иванов, С. Модры, П. Шисль. М.: Стройиздат, 1990. 320 с.
2. Полак А.Ф., Ратинов В.Б., Гельфман Г.Н. Коррозия железобетонных конструкций зданий нефтехимической промышленности. М.: Стройиздат, 1971. 176 с.
3. Полак А.Ф., Гельфман Г.Н., Яковлев В.В. Антикоррозионная защита строительных конструкций на химических и нефтехимических предприятиях. Уфа: Башкиргоиздат, 1980. 80 с.
4. Полак А.Ф. Физико-химические основы коррозии железобетона. Уфа: Изд. Уфимск. нефт. ин-та, 1982. 73 с.
5. Полак А.Ф. Расчёт долговечности железобетонных конструкций. Уфа: Изд. Уфимск. нефт. ин-та, 1983. 116 с.
6. Полак А.Ф. Основы коррозии железобетона. Математическое моделирование процесса с применением ЭВМ. Уфа: Изд. УНИ, 1986.
7. Полак А.Ф. Моделирование коррозии железобетона и прогнозирование его долговечности // Коррозия и защита от коррозии (Итоги науки и техники ВИНТИ АН СССР), 1986, 12. с. 136-184.
8. Полак А.Ф. Математическая модель процесса коррозии бетона в жидких средах // Повышение долговечности строительных конструкций в агрессивных средах. Уфа, 1987. с. 29-33.

9. Mullek R.F. The possibility of evolving a theory for predicting the service life of reinforced concrete structures // Mater. et constr. V.18, 1985, № 108, p. 463-472.
10. Pommersheim Clifton I. Prediction of service-life // Mater. et constr. V.18, 1985, № 103, p. 21-30.
11. Wright James, Frohnsdorf G. Durability of buildings materials: durability research in US and the influence of RILEM on durability research // Mater. et constr. V.18, 1985, № 105, p. 205-214.
12. Борисенко В.М., Гузеев Е.А. Метод расчёта несущей способности и деформативности бетонных элементов в условиях действия жидких агрессивных сред // Библиографическая информация ЦНИИС. Строительство и Архитектура. Серия: Проектирование и строительство. 1979г., № 1517, с. 26.
13. Булгакова М.Г., Гузеев Е.А. Прочность и деформация керамзитобетона при воздействии адсорбционно-активных сред // Труды НИИЖБ. Повышение коррозионной стойкости бетона и железобетона. М., 1975. с. 36-43.
14. Железобетонные конструкции для эксплуатации в агрессивных газовых средах / М.Г. Булгакова, Е.А. Гузеев, Н.И. Григорьев и др.// Бетон и железобетон, 1969, № 4, с. 13-15.
15. Булгакова М.Г., Гузеев Е.А., Медведько С.В. Прочность преднапряженных железобетонных изгибаемых элементов в агрессивной среде с высокой влажностью // Труды НИИЖБ. Защита железобетонных конструкций от коррозии. М., 1972, № 6, с. 8-18.
16. Гузеев Е.А. Железобетонные конструкции для эксплуатации в агрессивных газовых средах // Бетон и железобетон, 1969, № 4, с. 8-10.
17. Гузеев Е.А. Железобетонные коррозионно-стойкие конструкции // Бетон и железобетон, 1978, № 8, с. 7-8.
18. Гузеев Е.А. Влияние среды на механические свойства бетона // Прочность, структурные изменения и деформации бетона. М., 1978, с. 223-253.
19. Гузеев Е.А. Особенности процессов деформирования и разрушения бетона и железобетона, подвергающегося действию нагрузки и агрессивной среды // Защита строительных сооружений от коррозии. Материалы 5 Международной конференции. ЧССР, 1976, с. 80-87.
20. Гузеев Е.А. Учёт кинетики коррозионных процессов в теории расчета железобетонных конструкций // Защита строительных сооружений от коррозии. Материалы 6 Международной конференции. ЧССР, 1978, с. 161-163.
21. Гузеев Е.А. Влияние среды на эксплуатационные качества железобетонных конструкций. Обзор. М., 1981.
22. Гузеев Е.А., Медведько С.В., Булгакова М.Г. Исследование совместного действия длительного нагружения и агрессивной среды на деформации предварительно напряженных изгибаемых элементов // Коррозия бетона в агрессивных средах. Труды НИИЖБ. М., 1974, с. 168-177.
23. Москвин В.М., Иванов Ф.М., Алексеев С.Н., Гузеев Е.А. Коррозия бетона и железобетона, методы их защиты. М., 1980. 536 с.

24. Гузеев Е.А., Михальчук П.А., Савицкий Н.В. Прогноз ресурса бетона в условиях воздействия растворов сульфатов по результатам натуральных обследований // Повышение долговечности строительных конструкций в агрессивных средах. Тез. докладов. Уфа, 1987, с. 42-44.
25. Гузеев Е.А., Бондаренко В.М., Савицкий Н.В. Интегральный метод оценки напряженно-деформированного состояния железобетонных элементов в случае воздействия агрессивной среды и силовой нагрузки // НИИЖБ.- М.: Стройиздат, 1984.
26. Москвин В.М., Алексеев С.Н., Гузеев Е.А. О прогнозировании долговечности железобетонных конструкций, эксплуатируемых в агрессивных средах // Коррозия бетона и повышение долговечности железобетонных конструкций. Ростов-на-Дону, 1985, с. 69-73.
27. Durability of concrete structure. State of the art report СЕВ. Bulletin d'Information № 148, Fevrier 1982.
28. Filimon I., Bob C., Clipli T. Aspecte prevind durabilitatea elementelor de beton armat si beton precomprimat // Constructii. 1990. № 6-7. P. 12-15.
29. Szalai Kalman. A vasbetonszerke-zetek idoallosaga // Pollack Mihaly musz forsk tud kozl., 1990. Jubil tud ulessz., 25-26 okt., 1990. Kot.5. Pecs[0.0.90]. P. 6-10.
30. Zubura Adam. Analiza nosnosc graniczney pewnej ramy zelbetowej uszkodzonej korozynie // Zecz. nauk. Bud. W.S.J. Opolu. 1990. № 161. P.85-90.
31. Нугужинов Ж.С., Букин А.П., Абулгазин С.Е. надежность и эксплуатационная пригодность железобетонных конструкций, эксплуатирующихся в условиях воздействия агрессивной среды // Тез. докл. Всес. науч. практ. совещ. Теор. и технол. аспекты создания и применения сил импульсн. систем. 11-13 сент. 1990, ч.2, Караганда. 1990. с. 244-245.
32. Mihalache Nici, Poterasu Victor Florin. Progressive failure model for reinforced concrete shear walls // Bull. Inst. Politehn. Jasi. Sec.5. 1989, 35. № 1-4. P. 7-32.
33. Рекомендации по обеспечению надёжности и долговечности железобетонных конструкций промышленных зданий и сооружений при их реконструкции и восстановлении / Харьковский Промстройиниипроект. М.: Стройиздат, 1990. 176 с.
34. Цой Ен Сам. Проницаемость защитного слоя и долговечность железобетонных конструкций морских гидротехнических сооружений. Автореф. дисс. к.т.н. Одесса, 1983, 22 с.
35. Ароче Л.К. Прогнозирование долговечности железобетонных конструкций морских гидротехнических сооружений по условию коррозии арматуры. Одесс. ин-т инж. мор. флота.- Одесса. 1990. 13 с. Деп. в В/О "Мортехинформреклама" 12.03.90. № 1077 МФ90.
36. Армополимербетоны в транспортном строительстве. Под общ. ред. В.И. Соломатова. М.: Транспорт, 1979. 232 с.

37. Селяев В.П., Соломатов В.И. Расчёт композиционных слоистых конструкций по предельным состояниям второй группы // Известия вузов. Строительство и архитектура. 1981, № 8. С. 16-20.

38. Селяев В.П., Головенкова Г.М., Журавлева В.Н. Анализ надежности железобетонных конструкций с полимерными покрытиями // Композиционные материалы и конструкции для сельского строительства. Саранск, 1983. С. 73-78.

39. Соломатов В.И., Селяев В.П. Химическое сопротивление композиционных строительных материалов. - М.: Стройиздат, 1987. 264 с.

40. Овчинников И.Г. О методологии построения моделей конструкций, взаимодействующих с агрессивными средами // Долговечность материалов и элементов конструкций в агрессивных и высокотемпературных средах. Саратов, 1988. С. 17-21.

41. Овчинников И.Г., Полякова Л.Г. Нелинейная разномодульная модель деформирования армированного бетона / Тольятт. политехн. ин-т. - Тольятти, 1989. 9 с. Деп. в ВИНТИ 17.02.89. № 1073-В89.

42. Ovchinnikov I.G., Chadeev V.M. Regarding to aggressive environment influence in computing of engineering structures // Current problems in civil engineering. Proceedings of the 2 International Scientific Conference. Olsztyn, 1990, p. 103-108.

43. Овчинников И.Г., Хадеев В.М. Расчет инженерных конструкций с учетом коррозии // Теория и практика капитального строительства и подготовка инженерных кадров. Доклады 9 областной научно-технической конференции. Иваново, 1991, с. 83-85.

УЧЕТ СЛУЧАЙНЫХ ФАКТОРОВ, ВЛИЯЮЩИХ НА ХАРАКТЕР ПРОТЕКАНИЯ КОРРОЗИОННЫХ ПРОЦЕССОВ

*Семенов К.П., Семенов П.К., Кривошеин И.В.,
Петрунина Е.А., Воробьев А.А.
СГТУ, г. Саратов, Россия*

Современная вычислительная техника и эффективное программное обеспечение позволяют резко изменить подход к постановке и решению задач моделирования поведения элементов конструкций в реальных условиях эксплуатации. Ранее при разработке математической модели основной упор делался на простоте модели и возможности ее численной реализации. При этом приходилось отказываться от введения в модель ряда параметров, оказывающих влияние на реальный процесс. Результаты, получаемые при расчетах, оказывались весьма неточными и нуждались в корректировке по результатам натуральных испытаний (физического эксперимента).

Различают несколько видов коррозионных процессов, причем в литературе отсутствует единая их классификация. При разделении коррозионных процессов на отдельные виды ученые принимают за основу три основных

признака: механизм протекания процесса, характер коррозионного разрушения и вид коррозионной среды (условия протекания процесса).

Предлагается использовать учитывающую напряженное состояние элемента конструкции модель коррозионного разрушения в виде дифференциального уравнения первого порядка относительно параметра поврежденности:

$$\frac{d\delta}{dt} = f(t, \sigma) \quad (1)$$

с начальным условием

$$\delta(x, y, 0) = 0 \quad (2)$$

Здесь x, y – координаты точек поверхности рассматриваемого элемента конструкции; f – функция, учитывающая влияние времени коррозионного процесса и уровня действующих напряжений. Вид этой функции принимается на основе экспериментальных данных. При построении функции f удобно представлять ее в виде произведения двух функций:

$$f(t, \sigma) = \varphi(t)\phi(\sigma), \quad (3)$$

где безразмерная функция $\varphi(t)$ учитывает изменение действия агрессивной среды на материал во времени, а функция $\phi(\sigma)$ учитывает влияние напряженного состояния на коррозионный процесс. Показано, что $\phi(\sigma)$ можно считать линейной функцией интенсивности напряжений:

$$\phi(\sigma) = \alpha + \beta\sigma_i, \quad (4)$$

Коэффициент α характеризует скорость коррозии ненапряженного элемента материала, коэффициент β учитывает влияние напряженного состояния материала на скорость коррозии. В большинстве случаев задается отношение β/α , которое, следуя для большинства сталей можно принять равным $0,2 \times 10^{-7} \text{ м}^2/\text{кгс}$ (2×10^{-9} при расчетах в СИ). Вид безразмерной функции $\varphi(t)$ определяется в зависимости от свойств агрессивной среды и ее воздействия на материал. Эту функцию приближенно можно задавать в виде:

$$\varphi(t) = a + (1 - a)e^{-Lt} \quad (5)$$

Здесь a – параметр, характеризующий скорость коррозионного процесса при длительном времени протекания, L – параметр, характеризующий изменение скорости коррозионного процесса в начальной стадии протекания.

Такая модель, впервые предложенная В.Г. Карпуниным, имеет достаточно широкий спектр применения и может использоваться для различных пар «материал-среда». В частности, эта модель применяется для расчета элементов конструкций, работающих под воздействием агрессивной среды, известным методом последовательных возмущений параметров и динамическим методом.

Однако такая модель не учитывает случайных факторов, влияющих на протекание коррозионного процесса. Прямое введение в модель коррозии

случайных величин делает невозможным получение разрешающего уравнения в замкнутом виде. Однако расчетная схема метода последовательных возмущений параметров позволяет учесть случайные факторы, влияющие на коррозионный процесс, следующими способами:

1. Параметры α и β уравнения (4) на каждом шаге по времени метода последовательных возмущений параметров рассматриваются как константы, однако от шага к шагу они меняются как нормально распределенные случайные величины с заданными параметрами распределения; это позволяет моделировать влияние случайных факторов во время протекания коррозии.

2. в уравнение (3) вводят третий множитель ξ , представляющий собой нормально распределенную случайную величину, задаваемую для каждой расчетной точки конструкции и не изменяющуюся (для этой точки) во время расчетов; это позволяет моделировать влияние случайных факторов на различных участках конструкции.

3. Комбинацией способов 1 и 2.

Наличие в языках программирования функций генерации случайных величин (чисел) с указанными свойствами делает возможным построение таких расчетных схем и учет в них случайных факторов, влияющих на характер протекания коррозионного процесса.

ВОПРОСЫ РАСЧЁТА НЕЛИНЕЙНО-УПРУГИХ ПЛАСТИН ПРИ ТЕРМОСИЛОВОМ НАГРУЖЕНИИ

*Семёнов П.К., Семёнов К.П., Кривошеин И.В.,
Петрунина Е.А., Фарзальев В.А.
СГТУ, г. Саратов, Россия*

Рассматриваются вопросы построения разрешающих уравнений для прямоугольных нелинейно-упругих пластин, взаимодействующих с температурным полем. Учет зависимости свойств нелинейно-упругого материала от температуры и времени осуществляется в компонентных соотношениях, которые принимаются в форме деформационной теории пластичности:

$$\begin{aligned}\sigma_x &= \frac{4\sigma_i}{3\epsilon_i} \left(\epsilon_x + \frac{1}{2} \epsilon_y - \frac{3}{2} \alpha T \right); \\ \sigma_y &= \frac{4\sigma_i}{3\epsilon_i} \left(\epsilon_y + \frac{1}{2} \epsilon_x - \frac{3}{2} \alpha T \right); \tau_{xy} = \frac{\sigma_i}{3\epsilon_i} \gamma_{xy}\end{aligned}\quad (1)$$

Здесь σ_i , ϵ_i – интенсивности напряжений и деформаций соответственно; α – коэффициент температурного расширения материала; T – температура.

Функциональная зависимость $\sigma_i = \sigma_i(\epsilon_i, T, \tau)$ принимается в виде:

$$\sigma_i = E(T, \tau) \epsilon_i - m(T, \tau) \epsilon_i^3, \quad (2)$$

где τ – время.

Функции $E(T, \tau)$ и $m(T, \tau)$ могут быть построены по результатам численной обработки нелинейных диаграмм деформирования и кривых ползучести при различных температурах и напряжениях, приведенных в справочной литературе для широкого класса конструкционных материалов. Предлагаемая методика численной обработки экспериментальных данных основана на последовательном применении метода наименьших квадратов сначала для мгновенных диаграмм деформирования ($\tau = 0$) при различных температурах, и далее, для кривых ползучести при различных напряжениях и температурах. Показывается, что в определенных справочными данными интервалах рабочих температур (до 500°C) и времени (до 100ч) адекватно могут быть использованы полиномиальные зависимости

$$E(T, \tau) = E_0(\tau) + E_1(\tau)T + E_2(\tau)T^2; \quad m(T, \tau) = m_0(\tau) + m_1(\tau)T + m_2(\tau)T^2 \quad (3)$$

Графики зависимости E и m от температуры в различные моменты времени показывают, что с течением времени функции $E(T)$ и $m(T)$ становятся практически линейными. В этой связи полагается

$$E_2(\tau) = \frac{E_2}{\exp(\tau)}; \quad m_2(\tau) = \frac{m_2}{\exp(\tau)} \quad (4)$$

По результатам численной обработки экспериментальных данных зависимости $E_0(\tau)$, $E_1(\tau)$, $m_0(\tau)$, $m_1(\tau)$ принимаются в виде квадратичных полиномов. Таким образом, зависимость (2) принимает законченный вид, позволяющий получить последующие разрешающие соотношения в замкнутой форме. Отмечается, что пригодность (2) помимо диапазонов T и τ определяется также положением его аналитического экстремума по ε_1 , что реально соответствует значениям $\varepsilon_1 \leq 0,5\%$. В соотношениях (1) необходимо также учитывать зависимость α от T . Учитывая многочисленные справочные данные, принимается линейная зависимость

$$\alpha(T) = \alpha_0 + \alpha_1(T). \quad (5)$$

Построенные соотношения (2) и (4) могут быть эффективно использованы для получения разрешающих уравнений математических моделей (расчетных схем) тонкостенных конструкций, находящихся в условиях термосилового нагружения в течение рассмотренного временного диапазона. Например, для тонких пластинок температура в любой точке объема может быть определена соотношением

$$T(x, y, z) = T_0(x, y) + z\Theta(x, y) \quad (6)$$

Здесь T_0 - температура срединной плоскости; θ - температурный градиент. Для получения полной системы уравнений нелинейного термоупругого равновесия к уравнениям (1) добавляются геометрические и статические уравнения. Полученная система вместе с граничными условиями порождает нелинейный оператор, линеаризация которого осуществляется построением дифференциала Фреше, в соответствии с известными положениями метода последовательных возмущений параметров. Результирующее разрешающее

дифференциальное уравнение в частных производных связывает приращения функций прогиба срединной плоскости пластинки Δw , интенсивности поперечной нагрузки Δq , температуры срединной поверхности ΔT_0 , температурного градиента $\Delta \theta$ и времени Δt . С использованием обозначений операторной символики оно записывается в виде

$$\nabla_A^4 [\Delta w(x, y, z)] = \Delta q + \nabla_T^2 \Delta T_0 + \nabla^2 \Delta \theta + \nabla_T^2 \Delta t. \quad (7)$$

Наличие в правой части (7) приращений четырёх ведущих параметров позволяет путём численного эксперимента исследовать различные программы нагружения, нагревания и разрушения рассматриваемой тонкостенной конструкции.

Далее рассматриваются вопросы построения эффективного высокоточного алгоритма для численной реализации решения уравнения (7). Двумерная краевая задача сводится к одномерной путём использования обобщённого метода Власова-Канторовича. Решение систем линейных обыкновенных дифференциальных уравнений осуществляется методом дискретной ортонормализации С.К. Годунова с модификацией S.D. Conte, предусматривающей выбор оптимального числа и расположения точек ортогональности.

Приводятся результаты расчёта НДС прямоугольных пластинок.

УЧЕТ ВЛИЯНИЯ АГРЕССИВНОЙ ВОДОРОДОСОДЕРЖАЩЕЙ СРЕДЫ ПРИ РАСЧЕТЕ ДИСКОВ ВРАЩЕНИЯ, ВЫПОЛНЕННЫХ ИЗ ТИТАНОВЫХ СПЛАВОВ

Сергеева С.Б., Трещев А.А.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Агрессивные среды, проникая в объем конструктивных элементов, приводят к значительным изменениям механических характеристик и, как правило, к уменьшению несущей способности и сокращению времени эксплуатации.

Для дисков вращения, цилиндрических оболочек, круглых пластин, являющихся элементами приборов, днищами емкостей, и др., в основном рабочими средами оказываются именно активные. Кроме силового нагружения эти детали испытывают и воздействие среды. В таких отраслях промышленности, как нефтеперерабатывающей, химической, металлургической, обычно рабочей средой является водородосодержащая. Водород, проникая в элементы конструкций, выполненных из металлов изначально нечувствительных к виду напряженного состояния, приводит к появлению наведенной неоднородности или другими словами к разносопротивляемости.

В представленной работе предложена математическая модель влияния процесса наводороживания на деформационные характеристики титанового сплава ВТ1-0.

Получены уравнения растяжения дисков вращения постоянной толщины с учетом воздействия агрессивной среды.

Рассматривались диски вращения, как с центральным отверстием, так и без центрального отверстия. Диски с центральным отверстием принимались свободно посаженными на вал и в виде жесткой приклейки по внутреннему радиусу.

Решения проводились методом последовательных нагружений в сочетании с методом переменных параметров упругости. Расчет напряженно деформированного состояния исследуемых объектов велся без учета и с учетом изменения свойств во времени. Исследовалось напряженно деформированное состояние дисков в условиях двухсторонней диффузии водородосодержащей среды.

Полученные результаты приводят к выводу о необходимости учета влияния агрессивной среды на напряженно деформированное состояние конструкций и прослеживанию этого воздействия с течением времени. од воздействием агрессивных сред происходят значительные изменения механических характеристик конструктивных элементов, приводящие, как правило, к уменьшению несущей способности и сокращению времени эксплуатации.

О ПРИМЕНЕНИИ АРМИРОВАНИЯ В КЛЕЕННЫХ ДЕРЕВЯННЫХ КОНСТРУКЦИЯХ

Сортокин В.М.

ТулГУ, г. Тула, Россия

Высокие темпы и уровень современного строительства предъявляют качественно новые требования к строительным материалам и конструкциям.

Клееные деревянные конструкции по ряду технико-экономических показателей превосходит традиционные конструкции из металла и железобетона, имея малую массу, относительно высокую прочность и жесткость при достаточной надежности и долговечности.

Применение клееной древесины в несущих и ограждающих конструкциях позволяет не только снизить их вес, но и благодаря возможности предварительной вырезки участков с пороками (сучки, косослой) с последующим сращиванием пиломатериалов по длине на зубчатый шип, создавать монолитные сечения любой длины и формы, а также организовать поточное производство конструкций и их элементов. В то же время ряд отрицательных свойств древесины (зависимость свойств от пороков и строения, необходимость применения и значительный расход качественного пиломатериала, излишняя массивность сечений, ползучесть при длительном загрузении и др.) ограничивают область применения и ухудшают показатели клееных деревянных конструкций.

Одним из путей устранения указанных недостатков и повышения технико-экономической эффективности является армирование сечений клееных деревянных конструкций и элементов стальной или стеклопластиковой арматурой. Армирование представляет собой новый этап в развитии клееных де-

ревянных конструкций и позволяет уменьшить влияние пороков древесины на их несущую способность и жесткость, уменьшить сечение элементов.

Армирование позволяет существенно сократить расход древесины, повысить качество и надежность деревянных конструкций, использовать в конструкциях древесину более низкого качества.

Армированные деревянные конструкции являются по существу совершенно новыми строительными конструкциями, в которых сочетается материалы с различными свойствами, поэтому их разработке и практическому применению в строительстве должны предшествовать комплексные исследования, решающие широкий круг вопросов.

Высокая прочность и жесткость, малая строительная высота и монтажная масса особенно важны для конструкций, применяемых в рассредоточенном сельскохозяйственном строительстве, строительстве в труднодоступных и отдаленных от магистральных путей районов, а также в строительстве большепролетных зданий и сооружений общественного назначения. Введение стальных стержней в наиболее напряженные рабочие зоны балок дает возможность значительно повысить их несущую способность и жесткость.

ОСОБЕННОСТИ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СУЛЬФАТСОДЕРЖАЩЕЙ СРЕДЫ С ЖЕЛЕЗОБЕТОНОМ

Стихин С.А.

УГТУПС, г. Екатеринбург, Россия

Основное воздействие на физико-механические свойства бетона сульфат-содержащая среда оказывает в процессе ее химического взаимодействия с цементным камнем, в результате которого образуется твердый осадок (сульфат-ион, связанный цементным камнем – SO_3), по объему превышающий объем исходных веществ. Коррозионное же поражение арматуры зависит непосредственно от уровня концентрации сульфат-ионов SO_4^{2-} , проникших в тело бетона, в зоне расположения арматурных стержней. Распределение концентрации SO_4^{2-} по объему железобетонного элемента будем характеризовать параметром: $C = \underline{C}(x, y, z, t) / C_\infty$, (причём $0 \leq C \leq 1$), где $\underline{C}(x, y, z, t)$ - концентрация SO_4^{2-} в точке элемента с координатами x, y, z в момент времени t , C_∞ - равновесная концентрация.

Процесс взаимодействия сульфат-ионов SO_4^{2-} с цементным камнем будем описывать определенным уравнением или зависимостью относительно специально вводимого параметра μ , изменяющегося в пределах $0 \leq \mu \leq 1$. В таком случае кинетика коррозии арматуры будет определяться параметром C , а кинетика деградации бетона - параметром μ . При этом влияние сульфатсодержащей среды на бетон будет отражаться зависимостью коэффициентов модели бетона от параметра μ .

В целом система моделей, описывающих, деформирование нагруженного железобетонного конструктивного элемента с сульфатсодержащей средой будет включать следующие модели:

- модель проникания среды в конструктивный элемент и распределение ее концентрации по объему элемента;
- модель химического взаимодействия проникшей среды с бетоном, приводящей к его деградации;
- модель деформирования бетона и арматуры с учетом деградации под влиянием среды;
- модель коррозионного износа арматуры;
- модель деформирования железобетонного элемента с учетом совместной работы бетона и арматуры;
- модель нагружения железобетонного элемента с учетом особенностей происхождения нагрузки и передачи усилий на опорные устройства.

ВЛИЯНИЕ ОПОРНЫХ РЕБЕР КРУГЛЫХ И КОЛЬЦЕВЫХ ШТАМПОВ НА НЕСУЩЮЮ СПОСОБНОСТЬ И ОСАДКУ ПЕСЧАНОГО ОСНОВАНИЯ

Струлев В. М., Синельников А.Н., Поздняков А.С., Лобачев И.В.
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

Данная работа посвящена экспериментальным исследованиям по влиянию радиальных опорных ребер на несущую способность и осадку песчаного основания для круглых и кольцевых моделей фундаментов с одинаковой горизонтальной площадью контакта. Испытания проводились в металлическом лотке с размерами 2х2,5х1,5м. Основанием служил увлажненный ($\omega=10\%$) пылеватый песок послойно уплотненный до плотности $\rho=1,70 \text{ г/см}^3$. Просеянный песок отсыпали слоями по 15см и уплотняли металлической трамбовкой. После каждого эксперимента песок убирали на глубину 1,5...2 диаметра модели ниже подошвы и укладывали заново. На предварительно уплотненный грунт устанавливалась железобетонная модель. На модели укладывался жесткий металлический диск толщиной 10 мм для равномерной передачи нагрузки. Нагрузка на штампы передавалась с помощью гидравлического домкрата. Для измерения осадки штампа использовались индикаторы часового типа (ИЧ-10). Центральная нагрузка подавалась ступенчато по 0,1 от максимальной нагрузки, с выдержкой по 10 минут на каждой ступени до наступления условной стабилизации перемещений.

Для исследований были использованы 4 плоские железобетонные модели плитной части фундамента с одинаковой горизонтальной площадью контакта с размерами в плане $D=264 \text{ мм}$ (отношение $d/D=0$); $d=52 \text{ мм}$, $D=270 \text{ мм}$ (отношение $d/D=0,2$), $d=115 \text{ мм}$, $D=288 \text{ мм}$ (отношение $d/D=0,4$), $d=198 \text{ мм}$, $D=330 \text{ мм}$ (отношение $d/D=0,6$) и 12, выполненных из дерева, с радиальными опорными ребрами с размерами в плане $D=373 \text{ мм}$ (отношение $d/D=0$); $d=52$

мм, $D=377$ мм (отношение $d/D=0,138$), $d=115$ мм, $D=391$ мм (отношение $d/D=0,294$), $d=198$ мм, $D=423$ мм (отношение $d/D=0,468$), где d - внутренний и D - наружный диаметры кольцевой модели. Модели с радиальными ребрами были выполнены с шестью, восемью и десятью ребрами.

Проведенные эксперименты показали, что применение радиальных опорных ребер приводит к увеличению несущей способности песчаного основания в 1,25...2,18 раза по сравнению с плоскими штампами при центральном действии нагрузки, а также к уменьшению текущих осадок штампов при одинаковой нагрузке во всем диапазоне рассматриваемых отношении внутреннего диаметра штампа к наружному. Оптимальным штампом по несущей способности песчаного основания является штамп с восемью опорными радиальными ребрами.

РАЗРАБОТКА И ИССЛЕДОВАНИЕ СВОЙСТВ МЕЛКОЗЕРНИСТОГО БЕТОНА С ДОБАВКОЙ ДИСПЕРГАТОРА НФ

Суслов С.А., Уруев В.М., Котов С.С.

ТулГУ, г. Тула, Россия

Существующие технологии производства строительных материалов и изделий представляют собой весьма материалоемкий и энергоемкий процесс. Поэтому решение вопросов, связанных с понижением затрат на их производство является задачей актуальной. Одним из эффективных способов модифицирования свойств строительных материалов, к которым и относится мелкозернистый бетон, является применение химических добавок.

Теоретически обоснована возможность получения эффективного мелкозернистого бетона на основе применения ПАВ. Получены зависимости основных свойств вяжущих веществ с применением ПАВ: водопотребности, сроков схватывания, активности. Разработаны составы и исследованы физико-механические свойства мелкозернистых бетонов с добавками ПАВ. Определена оптимальная дозировка ПАВ для введения в мелкозернистый бетон. Она составляет 1% от массы цемента.

Установили, что диспергатор НФ, применяемый как вспомогательное вещество в резиновой, текстильной, кожевенной, анилинокрасочной промышленности, в производстве синтетического каучука и химических волокон может выполнять роль ПАВ в производстве мелкозернистых бетонов.

Дальнейшие исследования влияния добавок поверхностно-активных веществ на свойства цементных вяжущих производились с применением математического моделирования с помощью метода планирования эксперимента.

На основе проведенных расчетов мы получили уравнения регрессии в натуральных значениях, выражающие следующие зависимости:

$$B = 205,97 - 22,6 \cdot x_2 ,$$

$$R_{сж} = 0,08 \cdot x_1 - 13,3 ,$$

$$R_{изг} = 0,0123 \cdot x_1 - 0,39 ,$$

где x_1 - расход цемента, $\text{кг}/\text{м}^3$; x_2 - расход добавки, % от массы цемента.

Сделали вывод, что исследуемая нами диспергирующая добавка НФ положительно влияет на водопотребность мелкозернистой бетонной смеси, т.е. снижает расход воды. Причем относительное снижение водоцементного отношения составляет $\Delta B/C = 27\%$. Установили, что прирост предела прочности при изгибе мелкозернистого бетона с добавкой составляет $\Delta R_{\text{изг}} \approx 27\%$, а при сжатии – $\Delta R_{\text{сж}} \approx 22\%$.

Экономия портландцемента в бетоне составляет $\approx 22,1\%$, что аналогично таким суперпластификаторам, как С-3 и С-4.

О ФОРМАХ ПОТЕРИ УСТОЙЧИВОСТИ СТЕРЖНЯ ИЗ ТОНКОСТЕННОГО ХОЛОДНОГНУТОГО ПРОФИЛЯ

Теличко Г.Н., Нехаев Г.А.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Потеря устойчивости стержнями из тонкостенных холодногнутых оцинкованных профилей рассматривается, исходя из следующей классификации форм, принятой в стандарте Еврокод 3 и нормах AISI (США):

– крутильно-изгибная форма (global mode), которая характеризуется отсутствием искажения геометрии сечения и движением этого сечения как жёсткого целого в пространстве;

– локальная форма (local mode), которая характеризуется деформациями сечения за счёт полуволн потери устойчивости пластинчатых элементов, составляющих сечение, при сохранении в пространстве положения продольных рёбер профиля и отсутствии их искажений;

– форма с искажением сечения за счёт изменения пространственного положения продольных рёбер стержня, которые не примыкают к стенке профиля (distortional mode); эта форма потери устойчивости считается наиболее опасной, так как может происходить при напряжениях, меньших, нежели локальная форма.

Естественно, что между этими формами располагаются многочисленные переходные формы, а выделение упомянутых выше форм является следствием того, что соответствующие им критические напряжения являются локальными экстремумами на кривой «критическая нагрузка – длина полуволны потери устойчивости (оси стержня или пластинчатого элемента профиля)». Эти локальные экстремумы являются глобальными для стержней в определённом диапазоне длин.

Основным современным методом исследования этих форм потери устойчивости является метод конечных элементов (МКЭ), который в случаях сложной формы тонкостенного сечения рекомендуется применять для получения базовых критических напряжений по методике стандарта Еврокод 3. В

рамках методики норм AISI применяется метод конечных полос (finite strip method), реализованный в форме пакета CUFSM (B.W. Schafer).

Собственно метод конечных элементов реализуется в среде пакета ABAQUS, который особенно популярен у исследователей работы тонкостенных профилей. В процессе применения МКЭ к расчёту на устойчивость стержней из тонкостенных профилей обнаружился эффект, который не описывается расчётами по Еврокоду 3 или по нормам AISI.

Эффект заключается в том, что низшие формы потери устойчивости, например, С-образного шарнирно опертого тонкостенного стержня, характеризуются признаками локальной потери устойчивости и возникают только вблизи зоны нагружения, а не вдоль всей длины стержня. Формы же, соответствующие приведенной выше классификации, возникают как высшие и соответствуют нагрузкам, превышающим обнаруживаемым численным методом.

Поскольку расчёты как по Еврокоду 3, так и по методике AISI основаны на упругом поведении материала при малых перемещениях, то объяснить наблюдаемый результат краевым эффектом нагружения оболочки (а именно оболочечный элемент МКЭ используется для численного моделирования) не представляется возможным.

Кроме того, результаты экспериментальных исследования, регулярно проводимых в США и Австралии, показывают, что потеря устойчивости тонкостенных стержней в лабораторных условиях сопровождается большими перемещениями с появлением пластических деформаций.

Таким образом, можно высказать предположение о том, что необходимо проводить расчёт потери устойчивости тонкостенных стержней по нелинейной модели деформирования, в частности, исходя из наличия больших перемещений и углов поворота, поскольку малые перемещения и углы поворота адекватно описывают потерю устойчивости не во всём диапазоне нагрузок.

ИССЛЕДОВАНИЕ НАПРЯЖЕННЫХ СОСТОЯНИЙ ТОНКОЙ ПОЛОГОЙ ОБОЛОЧКИ ПОЛОЖИТЕЛЬНОЙ ГАУССОВОЙ КРИВИЗНЫ ИЗ ДИЛАТИРУЮЩЕГО МАТЕРИАЛА ПРИ КОНЕЧНЫХ ПРОГИБАХ

Трещев А.А., Забелин А.Н.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Экспериментальные исследования достаточно широкого класса материалов, таких как чугун, графиты, полимерные материалы указывают на зависимость деформационных характеристик от вида напряженного состояния. Учет зависимости деформационных характеристик от вида напряженного состояния в основном приобретает актуальность при достаточно высоком уровне напряжений в области пластических деформаций. При учете свойств разносопротивляемости при пластическом деформировании дает наиболее точное описание работы конструкций из таких материалов.

Для описания напряженно-деформированного состояния разносопротивляющихся дилатирующих материалов условие пластичности, придерживаясь работ Трещева А.А., сформулировано в общем виде:

$$\tau \cdot f(\xi) = k_{\tau}$$

Решение задачи изгиба пластин проводится на основе теории малых упруго - пластических деформаций.

При исследовании пластического изгиба оболочек из указанных материалов получены разрешающие нелинейные дифференциальные уравнения, описывающие работу конструкций при конечных прогибах как в упругой, так и в пластической стадии работы.

Линеаризация системы не линейных дифференциальных уравнений выполнялась двухшаговым методом последовательного возмущения параметров В.В. Петрова.

Решение линеаризованных уравнений проводилось методом конечных разностей.

Загружение рассмотрено равномерно распределенной поперечной нагрузкой при шарнирном опирании по контуру и при жестком защемлении. Рассчитаны переменные границы пластических зон, как в плане, так и по толщине, получены зависимости максимальных прогибов оболочки от интенсивности поперечной нагрузки, изменение продольных сил и изгибающих моментов как по длине оболочки, так и для конкретной точки.

Полученные результаты, очевидно, подтверждают тот факт, что описание пластического изгиба пластин из дилатирующих материалов не укладывается в рамки классической теории механики пластин.

Библиографический список

1. Трещев А. А., Божанов П. В., Забелин А. Н., Определение напряженно-деформированного состояния тонкой полой оболочки с учетом пластической дилатансии // Вестник ЧГПУ им. И.Я. Яковлева. Серия Механика предельного состояния. 2008. № 2. С. 56-58.
2. Трещев А. А., Божанов П. В., Забелин А. Н., Исследование упруго-пластических состояний тонкой полой оболочки положительной гауссовой кривизны из дилатирующего материала // Сборник статей VII Международной научно-технической конференции, посвященной 50-летию Пензенского государственного университета архитектуры и строительства. Эффективные строительные конструкции: теория и практика. 2008. С. 23 -27.
3. Трещев А. А., Божанов П. В., Забелин А. Н., Исследование упруго-пластических состояний тонкой полой оболочки положительной гауссовой кривизны из дилатирующего материала // Научно-технические проблемы прогнозирования и долговечности конструкций и методы их решения: Труды Международной конференции RELMAS' 2008. СПб.: Изд-во Санкт-Петербургского политехнического университета. 2008. С. 339-343.

ЧИСТЫЙ ИЗГИБ ПЛАСТИНКИ ИЗ МАТЕРИАЛОВ, СВОЙСТВА КОТОРЫХ ЗАВИСЯТ ОТ ВИДА НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ ПРИ ПОЛЗУЧЕСТИ

Трещев А.А., Захарова И.А.
ТулГУ, г. Тула, Россия

В современной технике получили широкое распространение пластины, изготовленные из материалов, реологические свойства которых не соответствуют классическим представлениям о механике твердых тел. В общепринятых теориях ползучести изначально постулируется реологическая несжимаемость реономных материалов и принимается за основу гипотеза единой кривой деформирования. Однако, как показали эксперименты, проведенные на полимерных и композитных материалах, величина давления может существенно изменить характер и механизмы деформационных процессов, вызывая чувствительность параметров ползучести к виду напряженного состояния. К таким материалам относится полиметилметакрилат (ПММА), политетрафторэтилен (ПТФЭ) и полиэтилен высокой плотности (ПЭВП). Дилатансия для таких материалов является функцией времени, развиваясь в процессе ползучести в зависимости от вида напряженного состояния. Влияние гидростатического давления на деформацию сдвига не может быть учтено классическими теориями ползучести.

В представленном докладе рассматривается задача чистого изгиба тонкой пластинки Кирхгофа, базирующаяся на потенциале ползучести для изотропных дилатирующих разносопротивляющихся материалов. Для описания процесса ползучести указанных материалов при отсутствии упрочнения использовался потенциал скорости деформаций в виде:

$$W = (A + B\xi + C\eta)\tau^n, \quad (1)$$

где A , B , C , n – константы материала, определяемые в результате обработки экспериментальных данных по исследованию ползучести при одноосном растяжении, сжатии и простом сдвиге; $\xi = \sigma/S_0$, $\eta = \tau/S_0$ – нормированные нормальные и касательные напряжения на девиаторной плоскости; $S_0 = \sqrt{\sigma^2 + \tau^2}$ – норма пространства.

Используя методику ассоциированного закона течения на основе потенциала (1) можно установлены зависимости между скоростями деформаций и напряжениями:

$$\dot{\epsilon}_{ij} = \frac{\partial W}{\partial \sigma_{ij}} = \frac{\partial W}{\partial \sigma} \cdot \frac{\partial \sigma}{\partial \sigma_{ij}} + \frac{\partial W}{\partial \tau} \cdot \frac{\partial \tau}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (2)$$

которые положены в основу исследования ползучести пластинки при чистом изгибе. Здесь $\dot{\epsilon}_{ij}$ – компоненты тензора скоростей деформаций.

В результате решения конкретных задач обнаружен ряд количественных эффектов, связанных с разноползучестью материала пластины.

МОДЕЛЬ ДЕФОРМИРОВАНИЯ ПРЯМОУГОЛЬНОЙ ПЛАСТИНЫ В ПРОЦЕССЕ НАСЫЩЕНИЯ ВОДОРОДОМ

Трещёв А.А., Корнеев А.В.
ТулГУ, г. Тула, Россия

В представленной работе на базе известных экспериментальных сведений и определяющих соотношений, принятых в работе [1], исследовано влияние наводороживания на деформирование тонкой гибкой прямоугольной пластины. Рассмотрено упруго-пластическое равновесие пластины, находящейся под действием поперечной равномерно-распределенной нагрузки интенсивностью q и водородосодержащей среды с концентрацией λ . Деформированное состояние пластины определено компонентами перемещений точек срединной поверхности $u_1, u_2, u_3 = w$. Геометрические и физические соотношения приняты нелинейными согласно [1]. В результате была получена система трех нелинейных дифференциальных уравнений относительно функций перемещений, дополненная граничными условиями в виде одного кинематического и трех статических соотношений на границе закрепления пластины для случая свободного опирания. В дальнейшем, полученная система трех уравнений была заменена системой двух уравнений в смешанной форме и линеаризована. Входящие в полученные разрешающие уравнения константы квазилинейной и нелинейной частей потенциала деформаций, а так же показатель степени нелинейности представлены в виде функций от уровня наводороживания λ , где λ – концентрация водородосодержащей среды в теле материала, измеряемая в процентах. Функциональные зависимости констант материала введены на этапе обработки экспериментальных диаграмм деформирования. Вид этих функций установлен в работе [2]

Для решения линеаризованных уравнений использован двухшаговый метод последовательных возмущений параметров В.В.Петрова. При этом для каждого этапа нагружения, приращения искоемых функций уточняются методом упругих решений А.А.Ильюшина [1], на каждом шаге которого решается методом Навье линейная задача определения прогиба прямоугольной пластины, свободно опертой по контуру.

Полученные результаты показывают снижение сопротивления деформированию с повышением содержания водорода.

Библиографический список

1. Трещев А.А. Теория деформирования и прочности материалов, чувствительных к виду напряженного состояния. Определяющие соотношения М.-Тула: РААСН; ТулГУ, 2008. 264 с.

2. Корнеев А.В., Трещев А.А. Учет влияния водородосодержащей среды на напряженно-деформированное состояние материалов на основе титановых сплавов // Известия высших учебных заведений. Строительство. № 3-4. Новосибирск: НГАСУ (Сибстрин), 2009. С. 23-29.

ПЛОСКОЕ НАПРЯЖЕННОЕ СОСТОЯНИЕ БАЛОК-СТЕНОК, ВЫПОЛНЕННЫХ ИЗ НЕЛИНЕЙНО ОРТОТРОПНЫХ МАТЕРИАЛОВ

Трещев А.А., Муравлев А.Б.

ТулГУ, г. Тула, Россия

Известно, что наиболее обширным и практически важным классом задач механики деформируемого твердого тела являются задачи о плоском напряженном состоянии конструкций. Среди задач плоского напряженного состояния особое положение занимает задача о деформировании балок-стенок. Указанные задачи часто служат объектом апробации различных вариантов новых определяющих соотношений.

В представленном докладе рассмотрены задачи деформирования однородных балок-стенок, выполненных из ортотропных композитов 16К9-27/АТJ-S, AR и PR с учетом их нелинейной разносопротивляемости. Для этой цели принята конечно-элементная модель балок-стенок с двумя степенями свободы в узле. Основу этой модели составляют треугольные симплексные конечные элементы. Общая формулировка МКЭ принята на основе вариационного принципа Лагранжа.

При решении задачи принимались технические гипотезы: а) поверхность балок-стенок покрывалась сетью плоских треугольных конечных элементов; б) нагружение считалось простым при активной деформации, поэтому для описания свойств основного материала принимался нелинейный потенциал деформаций, представленный через параметры нормированного пространства.

Решение системы алгебраических уравнений рассматриваемых задач с учетом соответствующих граничных условий производилось методом Гаусса. Исходная нелинейная задача решалась методом пошаговых нагружений с учетом итерационного процесса переменных параметров упругости.

Результаты расчета анализировались на примере деформирования прямоугольных балок-стенок жестко заземленных по вертикальным граням. Загружение принималось в виде равномерно распределенной поперечной нагрузки по верхней грани.

В результате расчета прямоугольных балок-стенок, выполненных из ортотропных композитов, установлено, что учет свойств их нелинейной разносопротивляемости может привести к погрешности в определении основных нормальных напряжений в наиболее напряженных крайних сжатых волокнах до 8 – 48%, а в растянутых – 11 – 51%. Для нормальных напряжений обжатия расхождения с данными классической теории возникают в средних по высоте

зонах эпюр и они незначительны. Погрешность классической теории при определении касательных напряжений находится в пределах 6 – 18%.

ПЛОСКОЕ ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ КРУГЛОЙ ТРУБЫ С ТОЛСТЫМИ СТЕНКАМИ ИЗ ОРТОТРОПНОГО РАЗНОСОПОТИВЛЯЮЩЕГОСЯ МАТЕРИАЛА

Трещев А.А., Муравлев А.Б.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Инженерная практика постоянно требует совершенствования методики расчета элементов строительных конструкций, деталей машин и аппаратов. Очевидно, что решение данной задачи невозможно без совершенствования определяющих соотношений, наиболее точно описывающих процессы упругопластических деформирования конструкционных материалов и разрешающих уравнений полученных с учетом этих соотношений. В настоящее время известен достаточно широкий круг материалов особенностью которых является чувствительность механических характеристик от вида напряженного состояния. Подобная зависимость обнаружена не только у новых материалов, используемых в технике, какими являются различные композитные составы, полимеры, графиты, стеклопластики, но и у традиционных конструкционных материалов типа чугуна, бетонов и керамики. Указанные материалы получили название разносопротивляющихся.

Рассматриваемой задачей является задача Ляме о толстостенной круглой трубе, находящиеся под действием внутреннего P_a и внешнего P_b равномерных давлений. Внутренний радиус трубы равен a , внешний b . Материал, из которого выполнена труба, обладает свойствами ортотропии и разносопротивляемости, а главные оси ортотропии совпадают с осями главных напряжений.

Для решения поставленной задачи, была произведена адаптация определяющих соотношений для ортотропного тела, к полярной системе координат. Уравнения связи между компонентами тензора деформаций и напряжений были представлены в двух формах, в форме «метода переменных параметров упругости, и в форме «метода упругих решений». Далее были получены разрешающие дифференциальные уравнения в перемещениях для обеих форм записи определяющих соотношений.

На последнем этапе проводится решение, разрешающего дифференциального уравнения записанного в форме «метода упругих решений». Для реализации решения, методом конечных разностей, используется вычислительный математический пакет MATLAB 7.8.

Библиографический список

1. Трещев А.А. Муравлев А.Б. Плоское деформированное состояние толстостенной трубы из ортотропного разносопротивляющегося материала //

Социально-экономические и экологические проблемы горной промышленно-сти, строительства и энергетики. Тула: Изд-во ТулГУ, 2009, Т 2. С. 110-112.

**ТРЕЩИНЫ НОРМАЛЬНОГО РАЗРЫВА
В АНИЗОТРОПНЫХ СРЕДАХ С ИЗМЕНЯЮЩИМИСЯ
СВОЙСТВАМИ, НАХОДЯЩИХСЯ В УСЛОВИЯХ ПЛОСКОГО
НАПРЯЖЕННОГО СОСТОЯНИЯ**

Трещев А.А., Неделин А.В.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Зависимость деформационных характеристик от вида напряженного состояния проявляется, прежде всего, в средах, содержащих различного рода дефекты, поры и микротрещины. К таким средам относятся горные породы, конструкционные графиты, бетон, некоторые керамические и композитные материалы. Вблизи трещин вид напряженного состояния меняется существенным образом, поэтому представляется важным исследование напряженно-деформированного состояния в окрестности макротрещин в телах, механические характеристики которых определяются наличием микроповреждений. Среда при этом моделируется сплошной с соответствующими эффективными деформационными характеристиками.

В представленном докладе исследуются трещины нормального отрыва в упругих ортотропных средах, для которых не выполняются соотношения классической теории упругости, обычно принимаемые в линейной механике разрушения. Рассматривается случай плоского напряженного состояния. Для конкретного вида функций, входящих в определяющие соотношения, находятся асимптотические распределения напряжений, деформаций и перемещений в окрестности вершины трещины. Исследуются условия начала роста трещины.

В качестве определяющих соотношений для ортотропного разносопротивляющегося материала приняты квазилинейные зависимости, предложенные в работах Н.М.Матченко и А.А.Трещева, и представленные в нормированных пространствах напряжений. В качестве конкретных материалов были приняты композиты Т300/5208, AR, PR и 16К9-27.

Показано влияние усложненных свойств материалов на критические значения напряжений, определяющих начало роста макротрещины. Установлено, что учет чувствительности механических свойств материала к изменению вида напряженного состояния приводит к существенному снижению величин критических напряжений, при которых происходит рост трещин.

КОЭФФИЦИЕНТЫ КОНЦЕНТРАЦИИ НАПРЯЖЕНИЙ ДЛЯ ОРТОТРОПНЫХ ТЕЛ С ТРЕЩИНОЙ В СРЕДАХ С НЕЛИНЕЙНО ИЗМЕНЯЮЩИМИСЯ ПРИ ДЕФОРМИРОВАНИИ СВОЙСТВАМИ

Трещев А.А., Неделин А.В.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Зависимость деформационных характеристик от вида напряженного состояния проявляется, прежде всего, в средах, содержащих различного рода дефекты, поры и микротрещины. К таким средам относятся горные породы, конструкционные графиты, бетон, некоторые керамические и композитные материалы. Вблизи трещин вид напряженного состояния меняется существенным образом, поэтому представляется важным исследование напряженно-деформированного состояния в окрестности макротрещин в телах, механические характеристики которых определяются наличием микроповреждений. Среда при этом моделируется сплошной с соответствующими эффективными деформационными характеристиками.

В представленном докладе исследуются ортотропные среды с трещиной для случая обобщенного плоского напряженного состояния сдвига, для которых не выполняются соотношения классической теории упругости, обычно принимаемые в линейной механике разрушения. Для конкретного вида функций, входящих в определяющие соотношения, находятся асимптотические распределения напряжений, деформаций и перемещений в окрестности вершины трещины. Определяются коэффициенты концентрации напряжений в области вершины трещины.

В качестве определяющих соотношений для ортотропного разнородного материала приняты квазилинейные зависимости, предложенные в работах Н.М.Матченко и А.А.Трещева, и представленные в нормированных пространствах напряжений.

Показано влияние усложненных свойств ортотропных материалов на критические значения концентраций напряжений, определяющих начало роста макротрещины. Установлено, что учет чувствительности свойств ортотропии материала к изменению вида напряженного состояния приводит к существенному снижению величин критических напряжений, при которых происходит рост трещин и снижение ресурса работы конструкций и массивов до разрушения.

РАСЧЕТ ИЗГИБАЕМОЙ КРУГЛОЙ ТОНКОЙ ПЛАСТИНЫ ИЗ ДИЛАТИРУЮЩИХ МАТЕРИАЛОВ ПРИ КОНЕЧНЫХ ПРОГИБАХ

Трещев А. А., Рыбальченко С.А.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Сопrotивление деформированию достаточно широкого класса материалов, таких как графиты, чугун и различные полимерные материалы зависит от вида напряженного состояния. Результаты многих экспериментальных ис-

следований свидетельствуют о том, что зависимость деформационных характеристик разносопротивляющихся материалов от вида напряженного состояния в большей мере проявляется с ростом деформации в нелинейной области деформирования, где развиваются пластические процессы. Поэтому наиболее чувствительны к виду напряженного состояния характеристики пластичности и прочности.

Для построения условия пластичности дилатирующих изотропных материалов использовалось нормированное пространство Матченко - Трещева, связанное с девиаторной плоскостью.

Для разносопротивляющихся дилатирующих начально изотропных материалов условие пластичности и прочности можно представить в следующем виде (1):

$$\tau \cdot f(\xi) = k_{\tau}, \quad (1)$$

где $f(\xi)$ – функция вида напряженного состояния.

Тогда при чистом сдвиге, когда $\xi = 0$, значение функции $f(0) = 1$. Для условия пластичности $k_{\tau} = \sqrt{\frac{2}{3}} \tau_s$, где τ_s – предел текучести при сдвиге. В условиях изотропного упрочнения величина k_{τ} представляет собой функцию параметра упрочнения.

Вид функции пластичности, учитывающей влияние вида напряженного состояния на пластическое деформирование, определяется в зависимости от фактической формы предельной поверхности индивидуально для каждого материала.

В представленной работе рассматривается решение задачи изгиба тонких круглых пластин, выполненных из дилатирующих разносопротивляющихся материалов, работающих за пределами упругости при конечных прогибах. При исследовании пластического изгиба пластин из указанных материалов получены разрешающие дифференциальные уравнения, описывающие работу конструкций на всех стадиях напряженно – деформированного состояния. Рассмотрена модификация численного метода конечных разностей применительно к решению прикладных задач изгиба круглых пластин из дилатирующих разносопротивляющихся материалов в упруго – пластической области.

К РЕШЕНИЮ СВЯЗАННОЙ ЗАДАЧИ ИЗГИБА ТОНКОЙ КРУГЛОЙ ПЛАСТИНЫ ИЗ НЕЛИНЕЙНЫХ МАТЕРИАЛОВ В УСЛОВИЯХ ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОГО НАГРУЖЕНИЯ

Трещёв А.А., Чигинский Д.С.
ТулГУ, г. Тула, Россия

Предложена математическая модель расчета изгиба круглых пластин, выполненных из нелинейных разносопротивляющихся материалов, свойства которых зависят от изменения температуры. Модель учитывает связанность

задачи и имеет возможность прослеживания процессов изгиба тонких круглых пластин, находящихся в условиях термомеханического нагружения. В задаче рассмотрена жестко защемлённая пластинка под действием равномерно распределенной нагрузки с учетом различных величин температуры. Термомеханическое деформирование пластин имеет двойственный характер, в результате чего наличествует наведённая и меняющаяся во времени чувствительность коэффициентов линейного температурного расширения к виду напряженного состояния.

В работе получена система разрешающих уравнений в цилиндрической системе координат в общем виде. Для вывода основных дифференциальных уравнений поставленной задачи связанной термоупругости использовалась методика, предложенная Н. М. Матченко и А. А. Трещевым [1]. Влияние вида напряжённого состояния на деформационные характеристики материала учитываются на базе методик нормированных пространств напряжений и определяется из термодинамического потенциал Гиббса.

Решение задачи производится методом «упругих решений» с использованием пакета MATLAB (MathWorks, Inc.). При этом прослеживается процесс влияния температуры на механические характеристики материалов и напряженного состояния на распределение температуры по толщине пластинки.

Полученные результаты сравниваются с эталонными, рассчитанными в системе ANSYS (ANSYS, Inc.). Анализ результатов позволяет сделать вывод об адекватности разработанной математической модели и её пригодности для проведения расчетов напряжённо-деформированного состояния пластин в условиях термомеханического нагружения. Моделирование материалов, с учётом разнсопротивляемости и решение задачи термоупругости в связанной постановке позволяет добиться более точных и реалистичных результатов моделирования.

Библиографический список

1. Матченко Н.М., Трещев А.А. Теория деформирования разнсопротивляющихся материалов. Определяющие соотношения. Тула: ТулГУ, 2000. 149 с.
2. Чигинский Д. С. Вывод уравнений состояния для нелинейных материалов, находящихся в условиях термомеханического нагружения // 5-я Международная конференция по проблемам горной промышленности, строительства и энергетики. Материалы конференции. Т. 2. Тула: Изд-во ТулГУ, 2009. с. 128—133.

НЕОБХОДИМОСТЬ ПОВЫШЕНИЯ КАЧЕСТВА ПРИ УСТРОЙСТВЕ ДОРОЖНЫХ ОДЕЖД НА МОСТАХ

Удалов М.В.

УГУПС, г. Екатеринбург, Россия

В настоящее время практически во всех областях строительства происходит ориентирование на улучшение качества. Несмотря на это, многие элементы автодорожных мостов, в частности дорожная одежда, долгое время выполнялись на устаревшем уровне. В последнее время все активнее применяются новые технологии и материалы, применение которых направлено на повышение эксплуатационных свойств, безопасности и экономичности. В качестве дорожной одежды хорошо себя зарекомендовали литой асфальтобетон, щебеночно-мастичный асфальтобетон (ЩМА) и тонкослойные покрытия. Но применение этих материалов не обеспечит должного качества без строгого соблюдения пропорций при проектировании состава асфальтобетонной смеси и технологии укладки. Если рассмотреть зависимость растягивающих напряжений в верхней фибре покрытия от его толщины при изменении модуля упругости материала покрытия (рис. 1), то можно сделать вывод, что при увеличении толщины покрытия, растягивающие напряжения в верхней и нижней фибрах существенно уменьшаются. При толщине слоя покрытия более 40 мм модуль упругости материала покрытия уже практически не влияет на его трещиностойкость, так как максимальные напряжения в верхней фибре не превышают 3 МПа, что значительно ниже возможностей материала. Однако с увеличением толщины покрытия увеличивается и его масса, что нежелательно.

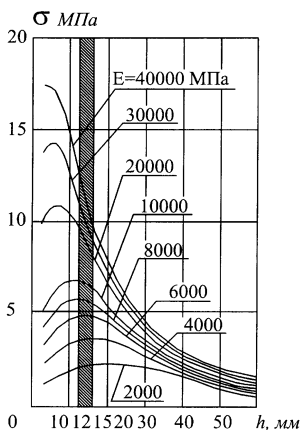


Рис.1 Зависимость растягивающих напряжений в верхней фибре покрытия от его толщины при изменении модуля упругости материала покрытия

При толщине покрытия менее 16 мм, напряжения в покрытии в значительной степени зависят от модуля упругости. Для покрытия толщиной 12 мм, например, растягивающие напряжения в верхней фибре колеблются от 2 до 13 МПа. То есть незначительное изменение модуля упругости, которое может произойти вследствие неверной дозировки составляющих материала покрытия, приведет к значительному увеличению растягивающих напряжений и появлению трещин. Поэтому необходимо уделять особое внимание повышению качества дорожных одежд при проектировании их состава.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЦЕССА ВИБРОПРЕССОВАНИЯ С ТОЧКИ ЗРЕНИЯ ОПТИМИЗАЦИИ ЭНЕРГОЗАТРАТ

Уруев В.М., Фадин А.И., Петрова Н.В.
ТулГУ, г. Тула, Россия

В мировой практике вибропрессования получили наибольшее распространение две системы уплотнение жесткого мелкозернистого бетона:

- система с гармоническими колебаниями (100Гц);
- система с виброударными колебаниями (50Гц).

Также была разработана экспериментальная система вибрации примененная на вибропрессе «ГЕВИТ-БЛОК», где сочетается виброударный способ уплотнения с повышенной частотой вибрации 87Гц.

Эффективность процесса уплотнения при данном способе сопоставима с общераспространенной виброударной 50 Гц системой, что было подтверждено на базе предприятий: Пермь ОАО «МИКМА-БЕТОН» и Пенза ОАО «ИНВЕСТСТРОЙ». Но при этом было получено снижение энергозатрат на 20-25%.

В результате мы имеем 3-ри принципиально разные, работоспособные, системы уплотнения мелкозернистой, жесткой бетонной смеси.

Однако, несмотря на существование различных методик, рекомендаций по подбору режимов формования во всех системах в 9 из 10 случаях требуется трудоемкая и длительная работа по отладке режимов вибропрессования, связанная непосредственно с характеристикой сырьевых материалов и их соотношением в бетонной смеси.

К РАСЧЕТУ ЗАМКНУТОЙ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ НА НАГРУЗКУ, РАСПРЕДЕЛЕННУЮ НА УЧАСТКЕ ВДОЛЬ ОБРАЗУЮЩЕЙ И СОСРЕДОТОЧЕННУЮ В КОЛЬЦЕВОМ НАПРАВЛЕНИИ

Шагивалеев К.Ф., Сурнина Е.К.
СГТУ, г. Саратов, Россия.

Рассмотрена замкнутая цилиндрическая оболочка под действием нагрузки $Z(\alpha, \beta)$, сосредоточенной в кольцевом направлении и равномерно распределенной на отрезке α_1 вдоль образующей. Оболочка имеет по концам шар-

нирные закрепления. Рассматриваемую нагрузку разлагаем в тригонометрический ряд по переменной β [1].

Аналитические выражения для определения перемещений, усилий и моментов в оболочке при действии нагрузок, определяемых членами тригонометрического ряда, получены в работах [2,3].

Расчет оболочек по полученным формулам [2,3] сводится к вычислению гипербола-тригонометрических функций. При выполнении практических расчетов оболочек с использованием гиперболических функций при больших значениях аргументов появляется разность больших чисел. В этом случае в выражениях удобнее перейти от гиперболических функций к показательным функциям. Что и было сделано в настоящей работе. Были выполнены практические расчеты замкнутой цилиндрической оболочки при различных размерах участка нагружения, при разных параметрах оболочки.

Полученные выражения позволяют рассчитать замкнутую цилиндрическую оболочку при любом положении участка нагружения по длине оболочки.

Предназначается для инженеров-проектировщиков, научных работников, аспирантов и студентов.

Библиографический список

1. Справочник проектировщика промышленных, жилых и общественных зданий и сооружений. Расчетно-теоретический. В 2 кн. Кн.1. / Под ред. А. А. Уманского. М.: Стройиздат, 1972. 599 с
2. Шагивалеев К.Ф. Расчет на прочность замкнутой цилиндрической оболочки. Саратов: Изд-во Саратов. ун-та, 1991. 208 с.
3. Шагивалеев К. Ф. Расчет замкнутой цилиндрической оболочки по приближенной теории. Саратов. гос. техн. ун-т. Саратов: СГТУ, 2001. 164 с.

МОДЕЛИРОВАНИЕ ПАРАМЕТРОВ ВЕТРОВОГО ПОТОКА В ЗАДАЧАХ ДИНАМИКИ

Шеин А.И., Земцова О.Г.
ПГУАС, г. Пенза, Россия

Определение совокупности переменных параметров давления ветрового потока на каждое сооружение является весьма сложной задачей динамики.

В рекомендациях СНиП 2.01.07-85* «Нагрузки и воздействия» расчетная нагрузка при помощи ряда коэффициентов сводится к квазистатическому воздействию. Однако при расчете необходимо знать действительный одно-временный отклик сооружения на турбулентное ветровое воздействие, учитывать, что величина и направление скорости ветрового потока непрерывно изменяются, то есть необходимо ставить и решать динамическую задачу.

Ветровую нагрузку в задачах динамики удобнее представлять в виде суммы статической и пульсационной составляющих. Статическая нагрузка под-

считывается с учетом рекомендаций СНиП. Пульсационная составляющая также подсчитывается по СНиП, но без учета коэффициента динамичности ξ .

С учетом пульсации ветрового давления узловая нагрузка может быть представлена в виде:

$$P_n^e = P_{ст,n} + P_{p,n} \cdot \sin(\theta_1 t + \alpha_n), \quad (1)$$

где n – номер яруса, $P_{ст}$ – статическая составляющая ветровой нагрузки, P_p – амплитудное значение динамической составляющей ветровой нагрузки, θ_1 – частота пульсаций, α_n – начальные фазы колебаний пульсационной составляющей ветрового потока, с помощью которых можно приближено учесть его турбулентность и смоделировать формы пульсаций соответственно собственным формам колебаний. Начальные фазы можно определить по вектору соответствующей формы собственных колебаний сооружения:

$$\alpha_n = \arcsin(y_n), \quad (2)$$

где y_n – значение той компоненты собственного вектора, которой соответствует горизонтальное перемещение n -го яруса.

Для того чтобы отразить изменение направления пульсирующего потока в некотором секторе, т.е. повороты пульсирующей составляющей в горизонтальной плоскости, разложим динамическую составляющую

$$F_n = P_{p,n} \cdot \sin(\theta_1 t + \alpha_n), \quad (3)$$

по двум взаимно-перпендикулярным направлениям в горизонтальной плоскости угла наклона потока:

$$F_{nx} = F_n \cdot \cos \varphi; F_{ny} = F_n \cdot \sin \varphi, \quad (4)$$

где φ – половина центрального угла сектора поворотов ветрового потока.

$$\varphi = \varphi_0 \cdot \sin(\theta_2 t), \quad (5)$$

$$\theta_2 = 2\pi / T_2, \quad (6)$$

где T_2 – период горизонтального поворота ветрового потока.

ОПТИМИЗАЦИЯ ВЫБОРА ДОЛГОВЕЧНЫХ СТРОИТЕЛЬНЫХ НЕСУЩИХ КОНСТРУКЦИЙ В ГАЗОВОЗДУШНОЙ СРЕДЕ ПРОИЗВОДСТВЕННЫХ СЕЛЬСКОХОЗЯЙСТВЕННЫХ ЗДАНИЙ

Шишкин С.О.

ПГУАС, г. Пенза, Россия

Согласно технологических норм проектирования зданий крупного рогатого скота (НТП 1-99) и свиноводческих помещений (ВНТП 2-96) и нормативного документа по защите строительных конструкций от коррозии (СНиП 2.03.11-85) степень агрессивного воздействия среды по отношению к металлическим строительным конструкциям оценивается как среднеагрессивная. При этом использование металлических конструкций без вторичной защиты не допускается. Однако применение поверхностной противокоррозионной

защиты является дорогостоящим мероприятием и во многих случаях технологически не эффективным.

Минимальная нормативная долговечность несущих строительных элементов в газозащитной среде производственных сельскохозяйственных зданий (50 лет) может быть получена за счёт использования железобетонных конструкций из тяжёлого бетона. В реальных условиях эксплуатации этот срок уменьшается в два и более раз за счёт не учёта в процессе проектирования конструкций последствий коррозионного поражения арматуры в расчётных поперечных трещинах бетона. Образующиеся коррозионные продукты стальной арматуры в поперечных трещинах бетона способствуют образованию продольных трещин в защитном слое бетона вдоль несущих стержней с одновременным нарушением сцепления бетона с арматурой. Появление продольных трещин является показателем предаварийного состояния железобетонных конструкций.

Результаты, полученные при обследовании 86 железобетонных полурам на свиноводческом комплексе «Тамалинский» в Пензенской области показали, что на одиннадцати из них были зафиксированы продольные трещины вдоль арматурных стержней с раскрытием не менее 50 мкм и длиной более одного метра. Фактический срок эксплуатации этих конструкций составляет 13 лет.

Для получения в процессе эксплуатации указанных зданий нормативных сроков необходимо использовать несущие железобетонные конструкции без расчётных поперечных трещин, то есть предварительно напряжённые железобетонные конструкции. Несмотря на незначительное повышение стоимости строительства (до 10%), применение этих конструкций способствует повышению долговечности зданий до минимальной нормативной величины.

К РАСЧЕТУ БАЛОЧНЫХ МОСТОВЫХ КОНСТРУКЦИЙ С УЧЕТОМ КОРРОЗИОННОГО ИЗНОСА

Шпранкель М.Ю.
СГТУ, г. Саратов, Россия

Сечение многих балочных мостовых конструкций может быть представлено совокупностью прямоугольных компонентов. Однако задача расчета долговечности таких конструкций с учетом коррозионного износа усложняется необходимостью учета изменения не только размеров, но и формы поперечного сечения, что обусловлено неоднородностью напряжений по высоте сечения. В этом случае для определения формы и размеров сечения в некоторый момент времени недостаточно одного параметра, их число может достигать нескольких десятков.

Для уменьшения количества используемых параметров сечение описывается с использованием кусочной аппроксимации линейными или нелинейными функциями. При использовании квадратной параболы для аппроксимации сечения достаточно двух параметров, однозначно определяющих форму и

размеры сечения (рис. 1а), и система дифференциальных уравнений, описывающая процесс коррозионного разрушения имеет вид:

$$\begin{cases} \frac{d\delta_1}{dt} = v_0(1 + k_1\sigma_1 + k_2\sigma_1^2) \\ \frac{d\delta_2}{dt} = v_0(1 + k_1\sigma_2 + k_2\sigma_2^2) \end{cases}$$

С использованием такого подхода можно получить выражения для геометрических характеристик сечений, представимых совокупностью прямоугольных фрагментов. Например, для корродирующей двутавровой балки (рис. 1б), момент инерции сечения имеет вид:

$$I = \frac{1}{12} \left\{ [(H_0 - 2\delta_2)^3 - (H_0 - 2T_0 + 2\delta_1)^3] (B_0 - 0,5v_0t - 1,5\delta_2) + (H_0 - 2T_0 + 2\delta_1)^3 (D_0 - 0,5v_0t - 1,5\delta_1) \right\}$$

ВЛИЯНИЕ УГЛЕРОДИСТЫХ НАНОДОБАВОК (ТАУНИТА) НА ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ БИТУМНЫХ МАСТИК

Ярцев В.П., Полежаева Е.С.
ТГТУ, г. Тамбов, Россия

Битумные мастики широко используются для гидроизоляции и герметизации строительных конструкций. В данной работе исследовали влияние углеродистых нанодобавок (Таунита) на технологические и физико-механические свойства. Исследования проводили на дуктилометре, пенетрометре и разрывной машине при одноосном растяжении. Образцы готовили при плавлении, с различным процентным содержанием Таунита 0,01%, 0,01%, 0,001%. По результатам испытаний установлено, что при содержании Таунита 0,01% растяжимость увеличилась более чем на 20%. При содержании 0,001% Таунита материал становится наиболее пластичным (игла пенетрометра полностью проходит сквозь образец), а при 0,01% Таунита материал охрупчивается (раскалывается при испытании на пенетрацию). При одноосном растяжении прочность максимальная при содержании 0,001% Таунита. Она увеличивается почти в два раза.

Таким образом, установлено, что оптимальными свойствами обладает битумная мастика с содержанием 0,01% Таунита.

СОДЕРЖАНИЕ

<i>Аристов В.В., Будынков В.И.</i> Способ регулирования усилий в стержнях арочной фермы	3
<i>Белов В.В., Образцов И.В., Реунов А.Г., Воробьев Р.В.</i> Оптимизирование зернового состава заполнителя строительного композита.....	4
<i>Бойчук С.В.</i> Узел сопряжения кровли с ребристой стенкой.....	5
<i>Воронов В. И., Рощина С.И., Болотова Е.И.</i> Проектирование комплексного общественного здания с гаражом-стоянкой	6
<i>Воронов В.И., Рощина С.И., Сергеев М.С.</i> Реконструкция производственного корпуса под торговый комплекс «тандем»	9
<i>Гриднев С.Ю.</i> Определение податливости предварительно нагруженных РМОЧ при всестороннем деформировании	13
<i>Гриднев С.Ю., Будковой А.Н.</i> Натурные измерения колебаний пролетного строения сталежелезобетонного моста при движении по нему автоцистерны в режиме торможения.....	16
<i>Евдокимцев О.В., Скокова Т.В.</i> Влияние дефектов монтажа колонн на напряженно деформированное состояние стальных рам каркасов одноэтажных зданий	18
<i>Ерофеев А.В., Ярцев В.П.</i> Исследование водопоглощения декоративно-защитных плит покрытия на ос- нове ЦСП	19
<i>Зиборов Л.А., Теличко В.Г.</i> О прочности бетона В-25 в сложном напряженном состоянии	19
<i>Зубчанинов В.Г., Алексеева Е.Г.</i> О запаздывании векторных свойств материалов.....	21
<i>Искендеров С.Э.</i> «Болевые точки» мостовых сооружений. Опорные части	22
<i>Искендеров С.Э.</i> Виды опорных частей. Характерные слабые места	23
<i>Кафизов Г.Х., Раткин В.В.</i> Модель деформирования конструктивного элемента (опоры моста), учитывающая воздействие агрессивных эксплуатационных сред.....	24

<i>Козлов А.В.</i>	
Об опасности применения стандартных методов расчёта для преднапряжённых железобетонных мостовых балок несимметричного относительно вертикальной оси двутаврового сечения	25
<i>Козлов А.В.</i>	
Исследование аэроупругой устойчивости вантового трубопровода пролётом 150 м в программном комплексе «Лира».....	26
<i>Козлов А.В.</i>	
Особенности расчёта устойчивости откосов против скольжения по круглоцилиндрической поверхности.....	27
<i>Колузанов И.С., Овчинников И.Г.</i>	
Дифференциальное уравнение изгиба армированной пластины	28
<i>Колузанов И.С., Овчинников И.Г.</i>	
Метод конечных элементов и его применение в ANSYS	29
<i>Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.</i>	
Пространственная задача теории идеальной пластичности при условии полной пластичности.....	30
<i>Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.</i>	
О применении легкосбрасываемых стеновых и кровельных конструкций в промышленных зданиях со взрывопожароопасными производствами	31
<i>Костиков И.Е., Кузнецов Е.Е., Матченко И.Н., Матченко Н.М.</i>	
О современном состоянии мониторинга строительных конструкций	32
<i>Кривошеин И.В.</i>	
Об одной методике ускорения сходимости итерационных методов расчета гибких физически нелинейных оболочек.....	33
<i>Кривошеин И.В.</i>	
Об одной методике повышения точности решений по инкрементальным методам расчета гибких физически нелинейных оболочек.....	34
<i>Кривошеин И.В.</i>	
Исследование НДС гибких физически нелинейных оболочек инкрементальным методом с внутришаговой коррекцией жесткостей	36
<i>Кривошеин И.В.</i>	
О решении задач долговечности гибких физически нелинейных оболочек инкрементальным методом с внутришаговой корректировкой жесткостей	38
<i>Кривошеин И.В., Петрунина Е.А., Селиванов Ф.С., Смирнова О.А.</i>	
Метод конечных разностей повышенной точности в теории геометрически и физически нелинейных пластин переменной толщины.....	40
<i>Кривошеин И.В., Семенов П.К., Семенов К.П., Решетников К.Л.</i>	
О скоростях сходимости модификаций метода конечных разностей в задачах расчета гибких нелинейно-упругих оболочек	43

<i>Леденев В.В., Струлев В.М., Азама Нилас, До Ван Мань</i> Влияние наклонной подошвы рамных фундаментов на несущую способность песчаного основания	45
<i>Леденев В.В., Струлёв В.М., Черкашин А.Б., Обидин А.А.</i> Несущую способность песчаного основания круглых и кольцевых штампов с периферийными консольными выступами	46
<i>Марчук Н.И., Палагушкин В.И, Прасоленко Е.В</i> Решение задач оптимизации конструкций с использованием ПЭВМ.....	47
<i>Мигунова К.В.</i> Глубина поражения арматуры в зоне поперечных трещин железобетонных конструкций при действии переменной нагрузки и агрессивной среды.....	48
<i>Мигунов К.В.</i> Прогнозирование процесса моделирования долговечности железобетонных конструкций с поперечными трещинами	49
<i>Нагда С.Ю., Солодковская В.Г., Нагда Ю.А.</i> О расчете легкой рамы с ригелем, усиленным вантово-стержневой системой, в геометрически нелинейной постановке смешанным методом	50
<i>Нехаев Г.А., Теличко Г.Н.</i> Численное моделирование составных стержней из тонкостенных гнутых профилей.....	51
<i>Нужный С.Н., Лунёв Л.А.</i> Методика расчета напряженно-деформированного состояния рамы с X-образными опорами	52
<i>Овчинников И.И., Бубнов С.А.</i> Особенности влияния водорода на эксплуатацию оборудования химической промышленности	55
<i>Овчинников И.И., Калиновский М.И.</i> Пути повышения долговечности железобетонных водопропускных труб, работающих в условиях воздействия агрессивных эксплуатационных сред	56
<i>Овчинников И.И., Шпранкель М.Ю., Занин А.А.</i> О расчете конструкций с изменяющимися физико-геометрическими характеристиками	57
<i>Петрунина Е.А., Кривошеин И.В., Семенов П.К., Семенов К.П., Алексеева О.Н.</i> Влияние локальных повреждений на устойчивость стержневых систем	58
<i>Плевков В.С., Балдин И.В., Уткин Д.Г., Леонтьев М.П.</i> Усиление железобетонных конструкций с применением сталефибробетона	59
<i>Плотников А.Н., Ежов А.В., Иванов А.И.</i> Комплексные методы волновой дефектоскопии	60

<i>Плотников А. Н., Семенов А.Ю.</i> Нелинейное моделирование узла железобетонного сборно-монолитного каркаса	61
<i>Прохорова А.В., Сычева Т.Н.</i> Определение напряженно-деформированного состояния толстостенной трубы из полимербетона с учетом диффузии агрессивной жидкости.....	62
<i>Прудков Е.Н.</i> Многокомпонентные самоуплотняющиеся бетоны с дисперсными наполнителями	63
<i>Прудков Е.Н., Богданчикова А.С., Рыбакова Е.Н.</i> Влияние наноструктурного углеродного комплекса на свойства полимерсиликатной композиции	64
<i>Пучин А.В., Леденев В.И.</i> Оценка и прогнозирование обледенения карнизных участков скатных крыш	65
<i>Радаев С.А., Лунев Л.А.</i> Каркас рамно-балочного типа с г-образными опорами.....	66
<i>Радаев С.А., Лунев Л.А.</i> Регулирование напряженного состояния в каркасе рамно-балочного типа малых пролетов.....	67
<i>Ращепкина С.А.</i> О влиянии критерия текучести металла на кривизну цилиндрической ребристой панели	68
<i>Ращепкин С.В.</i> Экспериментальные исследования металлической спиральной оболочки.....	69
<i>Романов Д.А.</i> Металлические хранилища для сыпучих материалов	70
<i>Ромашин Д.А.</i> Деформирование прямоугольных пластин из нелинейных анизотропных материалов, чувствительных к виду напряженного состояния.....	72
<i>Рябов Г.Г., Горохов С.В.</i> Получение пористой строительной керамики с минимальной пустотностью.....	72
<i>Самсоненко Г.И.</i> Несвязанная задача термоупругости для изгиба тонких прямоугольных пластин, выполненных из анизотропных разносопротивляющихся материалов.....	74

<i>Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.</i> Компьютерное моделирование и расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей с нелинейно деформируемым основанием с однородной нагрузкой	75
<i>Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.</i> Компьютерное моделирование и расчет цилиндрической оболочки, взаимодействующей с нелинейно деформируемым основанием с неоднородной нагрузкой	76
<i>Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.</i> Компьютерное моделирование и расчет цилиндрической оболочки из разномодульных материалов, взаимодействующей с нелинейно деформируемым основанием с однородной нагрузкой	78
<i>Селиванов Ф.С., Синева Н.Ф., Чекурков Н.А., Кузнецова А.В.</i> Компьютерное моделирование и расчет цилиндрической оболочки из разномодульных материалов, взаимодействующей с нелинейно деформируемым основанием с неоднородной нагрузкой	79
<i>Семашкин С.Д., Раткин В.В.</i> Анализ конструктивных решений и методов расчета опор мостовых сооружений	81
<i>Семенов К.П., Семенов П.К., Кривошеин И.В., Петрунина Е.А., Воробьев А.А.</i> Учет случайных факторов, влияющих на характер протекания коррозионных процессов	98
<i>Семёнов П.К., Семёнов К.П., Кривошеин И.В., Петрунина Е.А., Фарзальев В.А.</i> Вопросы расчёта нелинейно-упругих пластин при термосиловом нагружении	100
<i>Сергеева С.Б., Трещев А.А.</i> Учет влияния агрессивной водородосодержащей среды при расчете дисков вращения, выполненных из титановых сплавов	102
<i>Соротокин В.М.</i> О применении армирования в клееных деревянных конструкциях	103
<i>Стихин С.А.</i> Особенности взаимодействия сульфатсодержащей среды с железобетоном	104
<i>Струлев В. М., Синельников А.Н., Поздняков А.С., Лобачев И.В.</i> Влияние опорных ребер круглых и кольцевых штампов на несущую способность и осадку песчаного основания	105
<i>Суслов С.А., Уруев В.М., Котов С.С.</i> Разработка и исследование свойств мелкозернистого бетона с добавкой диспергатора НФ	106

<i>Теличко Г.Н., Нехаев Г.А.</i> О формах потери устойчивости стержня из тонкостенного холодногнутого профиля	107
<i>Трещев А.А., Забелин А.Н.</i> Исследование напряженных состояний тонкой пологой оболочки положительной гауссовой кривизны из дилатирующего материала при конечных прогибах	108
<i>Трещев А.А., Захарова И.А.</i> Чистый изгиб пластинки из материалов, свойства которых зависят от вида напряженного состояния при ползучести.....	110
<i>Трещёв А.А., Корнеев А.В.</i> Модель деформирования прямоугольной пластины в процессе насыщения водородом	111
<i>Трещев А.А., Муравлев А.Б.</i> Плоское напряженное состояние балок-стенок, выполненных из нелинейно ортотропных материалов	112
<i>Трещев А.А., Муравлев А.Б.</i> Плоское деформированное состояние круглой трубы с толстыми стенками из ортотропного разносопотивляющегося материала	113
<i>Трещев А.А., Неделин А.В.</i> Трещины нормального разрыва в анизотропных средах с изменяющимися свойствами, находящихся в условиях плоского напряженного состояния.....	114
<i>Трещев А.А., Неделин А.В.</i> Коэффициенты концентрации напряжений для ортотропных тел с трещиной в средах с нелинейно изменяющимися при деформировании свойствами.....	115
<i>Трещев А. А., Рыбальченко С.А.</i> Расчет изгибаемой круглой тонкой пластины из дилатирующих материалов при конечных прогибах.....	115
<i>Трещёв А.А., Чигинский Д.С.</i> К решению связанной задачи изгиба тонкой круглой пластины из нелинейных материалов в условиях термомеханического нагружения.....	116
<i>Удалов М.В.</i> Необходимость повышения качества при устройстве дорожных одежд на мостах	118
<i>Уруев В.М., Фадин А.И., Петрова Н.В.</i> Исследование процесса вибропрессования с точки зрения оптимизации энергозатрат	119
<i>Шагивалеев К.Ф., Сурнина Е.К.</i>	

К расчету замкнутой цилиндрической оболочки на нагрузку, распределенную на участке вдоль образующей и сосредоточенную в кольцевом направлении	119
<i>Шейн А.И., Земцова О.Г.</i>	
Моделирование параметров ветрового потока в задачах динамики	120
<i>Шишкин С.О.</i>	
Оптимизация выбора долговечных строительных несущих конструкций в газовой среде производственных сельскохозяйственных зданий.....	121
<i>Шпанкель М.Ю.</i>	
К расчету балочных мостовых конструкций с учетом коррозионного износа	122
<i>Ярцев В.П., Полежаева Е.С.</i>	
Влияние углеродистых нанодобавок (таунита) на физико-механические характеристики битумных мастик	123

Научное издание

СБОРНИК МАТЕРИАЛОВ

XI Международной научно-технической
конференции «Актуальные проблемы
строительства и строительной индустрии»

Авторское редактирование

Изд. лиц. ЛР № 020300 от 12.02.97. Подписано в печать
Формат бумаги 60x84 ¹/₁₆. Бумага офсетная
Усл. печ. л. Уч.-изд. л.
Тираж экз. Заказ №

Тульский государственный университет
300600, г. Тула, просп. Ленина, 92

Отпечатано в Издательстве ТулГУ
300600, г. Тула, ул. Болдина, 151