

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

МЕХАНИКА
МУАММОЛАРИ

O‘ZBEKISTON
JURNALI

3
2016

УЗБЕКСКИЙ
ЖУРНАЛ

ПРОБЛЕМЫ
МЕХАНИКИ

Журнал под таким названием издается с января 1992 г.

Ташкент – 2016

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Главный редактор - акад. АН РУз Т.Р. РАШИДОВ
Зам. главного редактора - акад. АН РУз Р.Г. МАХКАМОВ
Зам. главного редактора, и.о. секретаря – докт. техн. наук, проф. Г.Х. ХОЖМЕТОВ

Члены редколлегии: докт. техн. наук, проф. А. АБДУСАТТАРОВ,
докт. физ.-мат. наук Р.А. АБИРОВ, докт. техн. наук, проф. Р.И. БАЙМЕТОВ,
докт. техн. наук Г.А. БАХАДИРОВ, докт. физ.-мат. наук, проф. А.Б. БЕГМАТОВ,
докт. техн. наук А.Д. ДАМИНОВ, докт. техн. наук, проф. А. ДЖУРАЕВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Н.А. КОРШУНОВА, докт. техн. наук, проф. Ш. МАМАТКУЛОВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Б.М. МАРДОНОВ, докт. техн. наук, проф. Э.Ж. МАХМУДОВ,
докт. техн. наук, проф. А.А. РИЗАЕВ, докт. техн. наук, проф. З. СИРОЖИДДИНОВ,
докт. физ.-мат. наук, проф. Б.Х. ХУЖАЁРОВ, докт. техн. наук, проф. А.А. ШЕРМУХАМЕДОВ,
докт. техн. наук, проф. Ш.С. ЮЛДАШЕВ, канд. техн. наук Х.С. САГДИЕВ

В работе редколлегии принимают участие:

докт. техн. наук, проф. А. АБДУЖАББАРОВ,
докт. техн. наук, проф. Е.А. ИСАХАНОВ

Адрес редакции:
100125, Ташкент, Академгородок, Дурмон йули, 31.
Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Телефон: + 99871 262-78-34

Факс: +99871 262-71-52

E-mail: tur.rashidov@list.ru

Web-site: www.jpm.uz

Редактор: Н.А. Нишонов

Технический редактор: Е.В. Ан

Журнал зарегистрирован Агентством по печати и информации Республики Узбекистан 22.12.2006 г.
Регистрационный номер 0050.

ПРЕДИСЛОВИЕ

В соответствии с Распоряжением Кабинета Министров Республики Узбекистан №33-Ф от 20.01.2016 проводится международная научно-техническая конференция **«Прочность конструкций, сейсморемодинамика зданий и сооружений»**.

Основная цель проводимой международной конференции всестороннее обсуждение, обмен опытом и мнениями о практике, достижениях и современных тенденциях развития в области сейсмостойкого строительства, решение вопросов связанных с сейсмостойкостью зданий и сооружений, оснований и фундаментов и широкого круга задач прочности и механики сплошных сред.

Расширение международных, укрепление состоявшихся связей среди участников конференции и сотрудничество в рассматриваемых научных областях позволит определить и решать широкий спектр проблем представляющих интерес на национальном, региональном и международном уровнях для эффективного ведения инновационных проектов, а также для создания условий для гармоничного взаимодействия образования, науки и развития научных коллективов.

Важной задачей конференции является широкое вовлечение молодой талантливой молодежи для решения актуальных задач предъявляемых современным развитием технологии и внедрение этих результатов в практику, обеспечение возможности привлечения и активного участия в научных проектах молодых ученых, студентов магистратуры и бакалавриата.

В текущем номере журнала «Проблемы механики» опубликованы отобранные оргкомитетом материалы, представленные на конференцию, преимущественно зарубежных авторов из Казахстана, Кыргызстана, США, России, Китая, Японии, Украины и Таджикистана. Представленные материалы включают доклады 3 секций конференции: 1 - Сейсмостойкость зданий и сооружений; 2 - Механика сплошных сред; 3 - Машиноведение и машиностроение.

Редколлегия журнала желает плодотворной работы на конференции!

К.Н. АБДУЛЛАБЕКОВ

ИСТОРИЯ РАЗВИТИЯ И СОВРЕМЕННОЕ СОСТОЯНИЕ СЕЙСМОПРОГНОСТИЧЕСКИХ ИССЛЕДОВАНИЙ В УЗБЕКИСТАНЕ

Территория Узбекистана расположена внутри Средиземноморско – Азиатского сейсмического пояса и здесь возможны сильные землетрясения с магнитудой до $M=7.3$. Первые сведения о сильных и разрушительных землетрясениях, возможных их причинах и последствиях содержатся в трудах всемирно известных ученых средневековья Абу Райхана Беруни, Абу Али ибн Сины, Захириддина Мухаммада Бабура и в других источниках. Исследования до середины XVIII столетия, в основном носили макросейсмический характер. Первые инструментальные наблюдения в Узбекистане начаты в 70-е годы XVIII в., однако, они носили эпизодический характер. Достоверные данные инструментальных наблюдений получены за последние 140 – 150 лет.

Первая стационарная сейсмическая станция открыта в Ташкенте 13 июля 1901 г. и с тех пор она функционирует в системе сети сейсмических станций. В последующем сейсмические станции открыли в 1914 г. в Самарканде, в 1929 г. – в Андижане, в 1949 г. – в Фергане и в 1951 г. – в Намангане. В этот период на территории Ферганской долины были проведены также сейсморазведочные работы. В 1959 г. в окрестностях Ташкента Институт математики АН РУз установил еще одну сейсмическую станцию. В начале 60-х годов прошлого века была создана и стала функционировать сеть высокочувствительных станций на Приташкентском полигоне (Табашар, Сукок, Четсу), а рядом с Самаркандом – сейсмостанция Агалык.

Таким образом, в 1960-е годы общее количество станций было около 10. До 1960 г. станции функционировали в системе Академии наук бывшего Союза. С 1960 по 1963 г. они функционировали в Институте математики АН РУз, а с 1963 по 1966 г. – в Институте геологии и геофизики АН Узбекистана.

После разрушительного Ташкентского землетрясения 1966 г. решением правительства Узбекистана от 31августа 1966 г. за № 449 «О мерах по усилению научных исследований в области сейсмологии и сейсмотектоники в Узбекистане» в системе Академии наук РУз 1 октября 1966 г. был открыт Институт сейсмологии (ИС) (Протокол №19 решения Президиума АН Уз от 23сентября 1966 г.).

Основное научное направление вновь организованного института составляла разработка научно- методических основ сейсмического районирования и прогнозирования землетрясений.

С момента организации института прошло 50 лет. За это время он прошел славный путь и превратился в один из крупных научно- исследовательских учреждений Академии наук Республики Узбекистан. В его штате в разные годы работали известные ученые Г.А.Мавлянов, А.Н.Султанходжаев, В.И.Уломов, С.М.Касымов, Х.А.Абдуллаев, М.Х.Бакиев, В.Г.Гафуров, Р.Н.Ибрагимов, Я.У. Саатов, А.И.Захарова, Л.М.Плотникова, А.М. Худайбергенев и мн. др. За этот период в институте получены важные результаты по сейсмическому районированию и микросейсморайонированию, инженерной геологии и гидрогеологии, проблеме прогнозирования землетрясений, техногенной сейсмичности, оценке сейсмической опасности и сейсмического риска и т.д.

Первым крупным научным результатом деятельности института стала регистрация 12 июня 1973 г. в Государственном реестре бывшего Союза научного открытия №129 «**Явление изменения химического состава подземных вод при землетрясении**». Авторами научного открытия являются сотрудники Института сейсмологии АН РУз Г.А.Мавлянов, В.И.Уломов, А.Н.Султанходжаев, Л.А.Хасанова, Б.З.Мавашев, Д.М.Зокиров, Х.К.Касимов, а также группа московских ученых Л.В.Горбушина, В.Г.Тыминский, А.И.Спиридонов, Н.И.Хитаров, И.А.Лучин. Формула открытия: установлено ранее неизвестное явление изменения химического состава подземных вод, связанное с землетрясением, заключающееся в том, что в периоды, предшествующие землетрясению, а также в процессе землетрясения в подземных водах, территориально связанных с эпицентральной зоной, возрастает концентрация микрокомпонентов благородных газов (радон, гелий, аргон), соединений фтора, урана и отмечается изменение их изотопного состава. Зареги-

стрировано Госкомитетом по открытиям и изобретениям СССР 12 июня 1973 г. с приоритетом от 12 февраля 1966 г.

За создание и внедрение в производство цикла карт по общему сейсмическому районированию и микрорайонированию крупных городов Республики Узбекистан Государственной премии им. Абу Райхана Беруни удостоены в 1981 г. Г.А. Мавлянов, В.И. Уломов, С.М. Касымов, Р.Н. Ибрагимов, С.А. Абдурахманов.

Согласно Постановлению Кабинета Министров, 12–14 октября 2016 г., запланировано проведение в Ташкенте крупной международной конференции, посвященной 50-летию Института сейсмологии АН РУз. Полная информация об основных достижениях института будет опубликована в материалах этой конференции. В настоящее время в составе института функционируют 6 крупных научно-исследовательских лабораторий, Комплексная экспедиция, в состав которой входят более 60 сейсмических и сейсмопрогностических станций, уникальные объекты: Центральная сейсмическая станция «Ташкент», Магнитно-ионосферная обсерватория «Янгибазар», Кадастр зон сейсмической опасности и Информационно-аналитический центр. Общая численность сотрудников составляет около 270 человек.

Развитию сейсмологических исследований в республике правительством Узбекистана уделяется постоянное и неослабное внимание. В течение последних лет вышли следующие важные Постановления:

Постановление КМ РУз от 03 апреля 2007 г. №71 «Об утверждении Государственной программы по прогнозированию и предупреждению чрезвычайных ситуаций».

Постановление КМ РУз от 09 июля 2009 г. №191 «Об укреплении материально-технической базы сейсмологических станций Института сейсмологии Академии наук Республики Узбекистан».

Постановление КМ РУз от 19 июля 2011 г. №208 «Об утверждении Комплексной программы по подготовке населения к действиям при землетрясениях».

Постановление КМ РУз от 24 августа 2011 г. № 242 «О дальнейшем совершенствовании Государственной системы предупреждения и действий в чрезвычайных ситуациях Республики Узбекистан» и др.

Предотвратить угрозу сильных землетрясений невозможно, но можно существенно снизить их ущерб. Учитывая это обстоятельство, для устойчивого развития экономики страны и во избежание больших человеческих потерь крайне важным является оценка сейсмической опасности и уменьшение ущерба от сильных землетрясений, решение которых возложено на Институт сейсмологии АН РУз.

Конечной целью сейсмологических исследований является снижение ущерба, наносимого сильным землетрясением. Эта цель достигается путем составления карт разномасштабного сейсмического районирования, т.е. картирования максимальной интенсивности ожидаемых сейсмических событий. На картах указываются место и сила ожидаемых сильных землетрясений.

Сейсмическое районирование делится на общее, детальное и сейсмомикро-районирование. Карта общего сейсмического районирования (ОСР) составляется в масштабах от 1 : 5 млн до 1 : 1 млн на основании анализа и обработки комплекса геолого- геофизических материалов по геологии, тектонике, геофизическим полям, новейшим и современным движениям земной коры, сейсмологии и сейсморазведке. Карты детальное сейсмического районирования (ДСР) составляются в масштабе от 1 : 500000 до 1:200000. Для составления используются те же материалы, что и для ОСР, но в более крупном масштабе. Карты ОСР и ДСР составляются для территорий со средними грунтовыми условиями. Проявление сейсмической интенсивности на поверхности земли в зависимости от инженерно-геологических и гидрогеологических условий в разных местах разное. В местах с большой мощностью лёссовых пород и близости к поверхности подземных вод проявление сейсмичности может повыситься на 1–2 балла, а в местах расположения коренных пород могут снизиться до 1 балла. Карты ОСР через каждые 10–15 лет в связи с появлением новых геолого-тектонических, геофизических, геодезических данных, а также произошедших сильных землетрясений обновляются и в старые карты вносятся коррективы. До последнего времени нормативной считалась карта ОСР-1978, являющаяся основой СНиП 1996 г.

В 2002 г. по заказу МЧС РУз составлена новая карта ОСР в масштабе 1: 1 млн. Последняя карта ОСР Республики Узбекистан составлена Институтом сейсмологии АН РУз в 2011 г. в 4-х

вариантах. Она утверждена «Госкомархитектстроем» 19 декабря 2011 г. к сожалению, она еще не вошла в новый СНиП и используется в ограниченных масштабах и только в научных целях.

Карты ДСР составлены для территории Ташкентской области и Ферганской долины. Для ведения строительных работ на любой территории республики должны пользоваться картами сейсмомикрорайонирования (СМР), составляемыми в масштабах от 1:25000 до 1:5000.

Усовершенствованы методика сейсмического микрорайонирования территории городов с учетом влияний особенностей регионально-геологических, структурно-тектонических и инженерно-геологических факторов на сейсмическую интенсивность. Проведены работы по сейсмическому микрорайонированию территории более 30 крупных городов Узбекистана и для них разработаны карты СМР, которые утверждены «Госкомархитектстроем» РУз как нормативные документы для строительства. В некоторых городах (Ташкенте, Андижане и Намангане) работы по СМР выполнены дважды.

В институте проводятся обширные исследования по проблеме прогнозирования землетрясений. На сети сейсмопрогностических наблюдений проводится постоянный мониторинг за сейсмическими, электромагнитными, гидрогеосейсмологическими, деформометрическими и другими предвестниками землетрясений. За прошедшее время выделены сотни случаев аномального проявления комплекса предвестников землетрясений. Установлены пространственно-временные особенности проявления комплекса предвестников перед сильными землетрясениями. Найдены эмпирические зависимости между характерными временами и магнитудой, между радиусом проявления комплекса предвестников и магнитудой и т.д. На основании установленных эмпирических зависимостей между параметрами предвестников и магнитудой землетрясений разработана геофизическая модель процессов подготовки землетрясений.

Впервые в мировой сейсмологической практике в эпицентре землетрясения с $M=7.3$ получены инструментальные записи ускорений, превысившие в 1.36 раза ускорение силы тяжести g (1976).

Впервые в мировой практике непосредственно над очагом сильнейшего Газлийского землетрясения 17 мая 1976 г. с магнитудой $M=7.3$ были выполнены высокоточные измерения магнитного поля до, в момент и после главного толчка. Новым был результат искажения амплитуды бухтообразных изменений магнитного поля над эпицентром землетрясения до 70–80%. Аналогичные искажения бухтообразных вариаций обнаружены также для Чимионского землетрясения 6 мая 1982 г. с магнитудой $M=5.8$.

Наибольший интерес представляет аномальное изменение, полученное на Андижанской станции на расстоянии 120–130 км от эпицентра Алайского землетрясения 2 ноября 1978 г. интенсивностью 23 нТл. Характерное время – 1 неделя. Землетрясение предсказано на основании этих и других комплексных наблюдений за шесть часов до толчка. Содержание статьи, опубликованной в геофизическом журнале американского Астрономического общества, было подробно прокомментировано в Англии в газете «The Times» 20 января 1982 г.

Установлены ранее неизвестные в природе явления «сейсмоэлектромагнитных излучений» и «аномальной модификации электронной плотности ионосферы» над областью готовящегося землетрясения, выявлены механизмы их возбуждения и созданы научные основы и технологии дистанционной диагностики предвестников землетрясений наземно-космическими радиофизическими средствами.

Лабораторией математического моделирования и автоматизации сейсмологических исследований проводится моделирование сейсмогеодинамических процессов методами математической физики; развитие численно-аналитических методов решения геомеханических задач теории разрушения и концентрации напряжений для физико-механических условий земной коры. Наиболее яркими научными результатами лаборатории в годы её становления было создание математических моделей процесса распространения волн в упруго-пористых средах, насыщенных жидкостью.

В институте функционирует «Прогнозная комиссия», которая один раз в неделю выдаёт прогнозную информацию в вышестоящие инстанции. Эти работы пока носят научный характер. В республике, как и в других странах мира, официальный орган службы прогнозирования землетрясений пока отсутствует. За прошедшее время удалось спрогнозировать место, время и силу около 10 сильных землетрясений.

Сильные землетрясения, которые были научно предсказаны сотрудниками Института:

1. Газлийское землетрясение ($M=7.3$) 17 мая 1976 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии).

2. Алайское землетрясение ($M=6.8$) 1 ноября 1978 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии и геофизики).

3. Чимионское ($M=5.8$) 6 мая 1982 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии, геофизики и деформометрии). В газете «The Times» от 20 января 1982 г. опубликована статья «Force-field 'Lear' aids earthquake prediction», где освещены достижения К.Н.Абдуллабекова и других ученых-сейсмологов Узбекистана в прогнозировании Алайского и Чимионского землетрясений в Узбекистане.

4. Папское землетрясение ($M=5.5$) 17 февраля 1984 г. (предсказано при помощи методов сейсмологии, гидрогеосейсмологии и геофизики).

5. Джиргитальское ($M=6.3$) 26 октября 1984 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии и геофизики).

6. Хамзаабадское землетрясение ($M=4.8$) 28 июня 1985 г. (предсказано при помощи магнитометрического метода).

7. Кайраккумское землетрясение ($M=6.0$) 13 октября 1985 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии и геофизики).

8. Камашинское ($M=5.3$) 18 января 2001 г. (предсказано при помощи методов гидрогеосейсмологии и геофизики).

В институте проводятся также обширные исследования по техногенной сейсмичности. В ряде полигонов выделены аномальные вариации комплекса электромагнитных полей, современных движений земной коры и т.д., связанные с режимом эксплуатации подземных газохранилищ, высокогорных водохранилищ и выработкой газонефтяных месторождений.

Для нефтегазоперерабатывающей промышленности проведена оценка сейсмической опасности территории нефтегазодобывающих месторождений Хаузак-Шады, Кандым.

Разработана методика высокоточных магнитных съемок для прогноза перспективности структур на нефтегазоносность.

В институте созданы известные научные школы:

– Инженерная геология, гидрогеология–генезис лёссовых пород Центральной Азии, инженерно-геологические основы сейсмического микрорайонирования – академик Г.А.Мавлянов.

– Гидрогеосейсмология – гидрогеосейсмологические предвестники землетрясений – академик А.Н.Султанходжаев.

– Геофизика – электромагнитные явления в земной коре – академик К.Н. Абдуллабеков

– Разработка количественных моделей геофизической среды, сейсмического процесса и сейсмических воздействий с целью создания новых методов оценки сейсмической опасности для общего сейсмического районирования и микрорайонирования территорий – профессор Т.У.Артиков и др.

Институт сейсмологии АН РУз имеет Международные связи со многими сейсмологическими организациями мира, основными из которых являются Европейский сейсмологический центр, Центр сейсмологических данных ООН, Азиатская сейсмологическая комиссия, Китайское сейсмологическое Бюро, Институт физики земли РАН, Калифорнийский центр по сейсмическим процессам, сейсмологические центры всех центральноазиатских стран и др.

Выполняется международный научный проект СТВТО-№186 «Организация договора о всеобъемлющем запрещении ядерных испытаний Организации Объединенных Наций» с 2004 г.

Заключен Меморандум о взаимопонимании и научном сотрудничестве в области сейсмологии между германским Центром исследования Земли (GFZ) и ИС АН РУз.

В 2011–2015 гг. выполнен международный научный проект ЕМСА «Модель землетрясений Центральной Азии» в 2011–2012 гг.

В рамках международного проекта "RADIUS" (Международное десятилетие по уменьшению опасности стихийных бедствий – 1990–2000гг.), проведенного под эгидой ООН под научным руководством академика Т.Р.Рашидова, разработана инженерно-сейсмологическая основа прогноза сейсмического эффекта от сценарного землетрясения на территории крупного города. На примере Ташкента составлена схематическая карта распределения сейсмического эффекта от сценарного землетрясения с магнитудой – 6.1 и глубиной 20 км, с учетом региональных геологических и локальных грунтовых условий.

По международному формату выделены наиболее информативные геолого-геоморфологические, сейсмологические, геофизические критерии активности глубинных тектонических разломов территории Узбекистана.

На основе изучения геолого-тектонических особенностей строения, проявления сильных землетрясений в масштабе 1:1000 000 и 1: 500 000 выделены основные сейсмогенные (очаговые) зоны Узбекистана и оценены их энергетические возможности. Выделенные сейсмогенные зоны Узбекистана приняты в качестве пространственной основы при составлении кадастра зон повышенной сейсмической опасности.

Программой Международного Геофизического Года, проводимой под эгидой Международной Комиссии Академии наук по проблеме «Планетарная Геофизика» (КАПГ) принято решение о расширении сферы исследований геофизических обсерваторий и создании сети Магнитно-ионосферных обсерваторий. В 1959 г. Магнитная обсерватория «Келес» переименована в Комплексную магнитно-ионосферную обсерваторию (КМИО) и здесь впервые установлена станция вертикального зондирования ионосферы. Одновременно стала функционировать служба ионосферных наблюдений. В 1962-1964 гг. на территории Паркентского района Ташкентской области построена типовая Комплексная обсерватория, включающая два технических корпуса и четыре магнитных павильона.

Согласно Постановлению Кабинета Министров Республики Узбекистан от 30 июня 2005 г. № 152 (приложение №6, пункт 4) в 2007 г. в Институте сейсмологии АН РУз организована Кадастровая служба, на которую возложено «Создание и ведение кадастра зон повышенной сейсмической опасности» (КЗПСО) территории Узбекистана. Кадастровой группой собраны, систематизированы картографические, табличные и графические информации по районированию и выделению зон повышенной сейсмической опасности территории Узбекистана в масштабе 1:1000000. Собранные картографические материалы приведены в единую топографическую основу и переведены в электронно-цифровой формат в среде Arc Gis и MapInfo. На основе собранных, систематизированных данных в формате Arc Gis составлены следующие тематические слои: слой «Сейсмогенные зоны», зоны сотрясения, активные разломы земной коры, изосейсты сильных землетрясений (>5), эпицентры землетрясений, сейсмические станции. Собраны атрибутивные информации по каждому тематическому слою.

Институт сейсмологии АН РУз

Дата поступления
15.06.2016

*К.Н. Абдуллабеков. Ўзбекистонда сейсмик прогноз қилишнинг ривожланиш тарихи ва замонавий ҳолати
Мақолада сейсмик прогноз қилиш ва сейсмологик тадқиқотларнинг Ўзбекистонда ривожланиш тарихи ва
замонавий ҳолати келтирилган.*

*K.N. Abdullabekov. History and current status seismic prediction research in Uzbekistan
The article describes the history and current status of seismic prediction and seismological studies in Uzbekistan.*

УДК 539.3

Р.А. АБИРОВ

К УЧЕТУ ВЛИЯНИЯ ПРОЦЕССОВ СЛОЖНОГО НАГРУЖЕНИЯ НА ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ КОНСТРУКЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ

Современные требования в строительстве и расчет на прочность современных изделий и элементов конструкций определяются экстремальными значениями их рабочих параметров в условиях сложного напряженного состояния. Многие конструкции находятся в условиях не одноосного как статического, так и динамического нагружения. Это вызывает необходимость изучения особенностей механического поведения материалов при многокомпонентном, в том числе сложном, нагружении.

Следует учитывать, что характер разрушения материалов и конструкций существенно различный в зависимости от вида нагружения. Особенно отчетливо это проявляется, когда нагружение носит ударно-волновой характер и разрушение происходит при взаимодействии волн разрежения, следующих за фронтом ударной волны.

В области взаимодействия волн разрежения могут возникать большие кратковременные растягивающие напряжения, приводящие к разрушению материала. Простейшим примером является отражение плоской ударной волны от свободной плоской поверхности образца.

На рис.1 представлен профиль скорости свободной поверхности образца [1]. На профиле достаточно четко виден выход на свободную поверхность упругого предвестника, затем пластической волны сжатия, последующей волны разгрузки и осцилляции скорости в пластине. Анализ структуры образца проводился в осевом сечении цилиндра, в котором с наибольшей вероятностью можно считать реализацию плоского деформированного состояния.

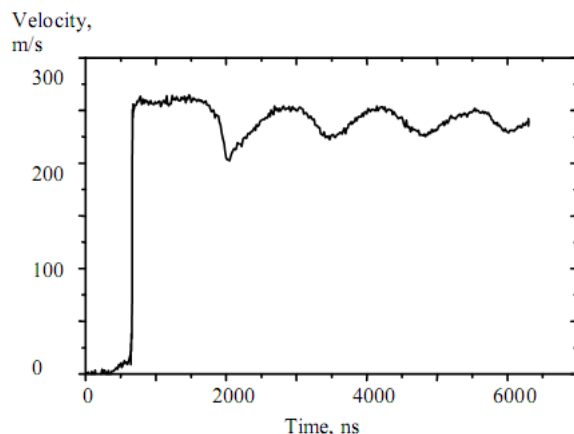


Рис. 1. Профиль скорости свободной поверхности

Как видно, перемещения носят «циклический» характер: скорость перемещений, соответственно и напряжения, также имеют этапы нагружения и релаксации. Изучение закономерностей поведения материалов при динамических нагрузках, распространении ударных волн в конденсированных средах представляет большой интерес, так как до настоящего времени являются открытыми вопросы, связанные с поведением материала и его механических свойств на фронте ударных волн. Теоретическую основу для изучения поведения сдвигов при анализе упругопластического деформирования материалов в широком диапазоне скоростей и интенсивностей нагружения составляют гипотезы феноменологического характера. При изучении прочности конструкций, подвергающихся динамическому нагружению, возникают два аспекта – учет разгрузки и характера циклического деформирования материалов.

Таким образом, представляет интерес исследование процессов циклического нагружения, с разгрузками и повторными пластическими деформациями. Подобные процессы деформирования возникают при воздействии на материал, в том числе и сейсмических нагрузок.

Для обоснования и проверки физической достоверности определяющих соотношений теории пластичности необходимы эксперименты с максимально широким диапазоном кривизны траектории в одном опыте. Особый интерес представляют опыты по изучению процессов сложной разгрузки материала и закономерностей изменения их скалярных и векторных характеристик. В связи с этим актуальны постановка экспериментов по сложному активному нагружению и разгрузке материалов на плоских криволинейных, пространственных многозвенных ломаных траекториях и численный анализ этих процессов.

К настоящему моменту выполнено много экспериментальных исследований по циклическому одноосному деформированию конструкционных материалов [2–5]. Экспериментальные исследования показывают, что непропорциональное циклическое деформирование существенно отличается от пропорционального и эти процессы нельзя описать, пользуясь экспериментальными результатами одноосных или пропорциональных нагружений.

В экспериментах с латуной по двухзвенным траекториям с разгрузкой и повторными пластическими деформациями выявлено, что при первом цикле нагружения площадь петли гистерезиса тем больше, чем больше угол излома (рис. 2) и зависит от степени упрочнения материала. Чем больше угол излома (ближе к простой – чистой разгрузке), тем больше петля гистерезиса.

Аналогичные экспериментальные исследования показали, что материал, почти не проявляющий свойства упрочнения, такой как сталь-3, при пропорциональном деформировании, замет-

но упрочняется за счет развития микроскопических механизмов преобразования структуры материала. Эти опыты показали, что при циклическом нагружении напряжения достигают максимума в точках излома траектории деформаций, причем величина этих максимумов возрастает с числом циклов. Изменение модуля вектора напряжений является следствием совместного влияния уменьшения модуля вектора деформаций и нестационарного процесса, вызванного резким изменением направления вектора скорости деформаций в точках излома траекторий деформаций.

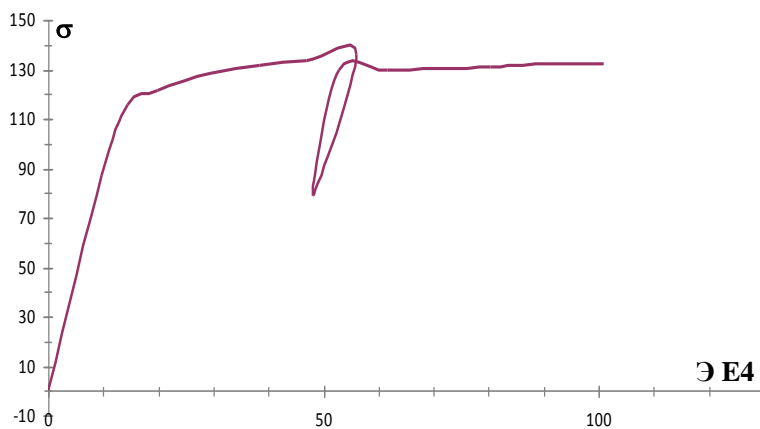


Рис.2. Диаграмма нагружения ЛС-59 при угле излома $\theta=142^0$

Экспериментальные данные показали, что деформирование по плоским замкнутым траекториям непропорционального нагружения позволяет эффективно упрочнять конструкционные материалы. При этом изменения упругих характеристик не существенны для рассмотренных видов материалов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Asay J. R. The use of shock-structure methods for evaluating high-pressure material properties // Int. J. Impact Engng. Vol. 20. 1997. P. 27–61.
- [2] Bayandin Yu. V., Naimark O. B., Leont'ev V. A., Permjakov S. L. Experimental and theoretical study of universality of plastic wave fronts and structural scaling in shock loaded copper // 8th International Conference on Mechanical and Physical Behavior of Materials under Dynamic Loading: J. Phys. IV, France. Vol.134. 2006. P. 1015–1021.
- [3] Волков И. А., Коротких Ю. Г., Тарасов И. С. Моделирование сложного пластического деформирования и разрушения металлов при многоосном непропорциональном нагружении // ПМТФ. 2009. Т.50. №5. С. 193–205.
- [4] Охашин. Неупругое поведение стали 316 при многоосных непропорциональных циклических нагружениях при повышенной температуре // Теоретические основы инженерных расчетов. 1985. Т. 107. № 2. С. 6 – 15.
- [5] Зубчанинов В. Г., Охлопков Н. Л., Гаранников В. В. Экспериментальная пластичность. Кн. 1. Процессы сложного деформирования. Тверь: Изд-во ТГТУ, 2003. – 172 с.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
16.06.2016

Р.А. Абилов Конструкция материалларнинг мустақамлик характеристикаларига мураккаб юкланиш жараёни таъсирини ҳисобга олиш

Мақолада материалларни мураккаб юкланишлардаги механик ҳолати асослари кўриб чиқилган. Материалларга мураккаб юкланишларни таъсирини ўрганиш бўйича назарий ва тажрибавий тадқиқотлар натижалари келтирилган.

R.A. Abirov. To take into account the contribution of the complex loading on the strength characteristics of structural materials

Mechanical behavior of materials under complex loading are considered in this issue. The results of work on the study of theoretical and experimental research on the effect of complex loading materials.

ПОДЪЕМ КОЛОДЦЕВ ПРИ СЕЙСМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ И МЕРЫ ПО ИХ НЕДОПУЩЕНИЮ

Основополагающие результаты динамической теории сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений получены членом-корреспондентом АН РФ А.А. Ильюшиным, академиком АН РУз М.Т. Уразбаевым и академиком АН РУз Т.Р. Рашидовым, считая любые рассматриваемые сооружения удлиненными и разветвляющимися как по протяжению, так и по глубине, а также в зонах разветвления имеющие сложные узлы, которые могут рассматриваться как жесткие сооружения [1]. Результаты этой теории широко используются в строительной практике подземных сооружений, в частности, включены в нормативные документы КМК 2.01.03-96 «Строительство в сейсмических районах», глава IV «Подземные сооружения».

В мире в последнее время произошло много катастрофических землетрясений. Появился ряд исследований по сейсмостойкому строительству [2 – 5], анализ которых показал, что в основном подземные трубопроводы разрушаются при прохождении через активные разломы, территории с обвалами, оползнями, трещинами и водонасыщенные грунты, которые являются последствиями землетрясений.

Имеются случаи подъема подземных труб и колодцев при сильных землетрясениях (рис. 1,2). Исследования, проведенные после землетрясения, показали, что главная причина подъема – разжижение окружающей среды [2 – 5].



Рис. 1. Поднятый колодец в г. Onbetsu при землетрясении Tokachi-oki 2003 г.



Рис. 2. Обнаружена поднятая труба при реставрационных работах в г. Nagaoka

Таким образом, появилась потребность в изучении динамической устойчивости подземных труб и колодцев, уложенных в разжиженных грунтах. Этой проблеме в последнее время уделяется повышенное внимание во всем мире, так как оценка подъема является важным фактором, который следует учитывать при проектировании труб и колодцев. Исследования по устойчивости подземных трубопроводов приведены в работах зарубежных авторов [2 – 5]. Это, в основном, наблюдения и экспериментальные исследования. Нами проводились теоретические исследования [6 – 9], в которых решены задачи устойчивости подземного трубопровода, взаимодействующего с водонасыщенным грунтом, при действии продольной быстро возрастающей и продольной пульсирующей нагрузок. Как отмечалось в отчете [9], после Великого Японского землетрясения 2011 г. актуальной стала проблема устойчивости не только подземных трубопроводов, но и колодцев, расположенных в разжиженных грунтах. В связи с этим в данной статье приведены результаты наших первых исследований по устойчивости подземных колодцев, взаимодействующих с водонасыщенным грунтом.

Рассмотрим подземный трубопровод, ось которого в недеформированном состоянии совпадает с осью x декартовой системы координат (x, y, z) . Концам трубопровода соответствуют координаты $x=0$ и $x=l$. В точке $x=l$ трубопровод соединен с массой, в качестве которой выступает колодец. Введем обозначения: $W(x, t)$ и \bar{W}_{gr} – соответственно поперечное перемещение трубопровода и грунтов; B и K – коэффициенты взаимодействия трубопровода с окружающим водонасыщенным грунтом. Уравнение движения запишется в следующем виде:

$$EJ \frac{\partial^4 W}{\partial x^4} + m_T \frac{\partial^2 W}{\partial t^2} + B \frac{\partial(W - \bar{W}_{gr})}{\partial t} + K(W - \bar{W}_{gr}) = 0. \quad (1)$$

Граничные условия:

$$\begin{cases} W = 0, & \frac{\partial W}{\partial x} = 0 & \text{при } x = 0, \\ EJ \frac{\partial^3 W}{\partial x^3} = m_{kol} \frac{\partial^2 \bar{W}_{kol}}{\partial t^2} + \beta_{kol} \frac{\partial(\bar{W}_{kol} - \bar{W}_{gr})}{\partial t} + k_{kol} (\bar{W}_{kol} - \bar{W}_{gr}) & \text{при } x = l, \\ EJ \frac{\partial^2 W}{\partial x^2} - k_2 \frac{\partial W}{\partial x} = 0 & \text{при } x = l. \end{cases} \quad (2)$$

Введем безразмерные переменные:

$$\xi = \frac{x}{l}; t_1 = \frac{t}{T_0}; W_1 = \frac{W}{D}; W_{gr} = \frac{\bar{W}_{gr}}{D}; W_{kol} = \frac{\bar{W}_{kol}}{D}. \quad (3)$$

Примем следующие обозначения:

$$\begin{aligned} q(t) &= B \frac{D}{T_0} \frac{\partial W_{gr}}{\partial t_1} + K D W_{gr}, \\ \varphi(t) &= m_{kol} \frac{l^3}{T_0^2} \frac{\partial^2 W_{kol}}{\partial t_1^2} + \beta_{kol} \frac{l^3}{T_0} \frac{\partial(W_{kol} - W_{gr})}{\partial t_1} + k_{kol} l^3 (W_{kol} - W_{gr}). \end{aligned} \quad (4)$$

Учитывая введенные обозначения (3) – (4), краевая задача (1) – (2) получит вид

$$EJ \frac{D}{l^4} \frac{\partial^4 W_1}{\partial \xi^4} + m_T \frac{D}{T_0^2} \frac{\partial^2 W_1}{\partial t_1^2} + B \frac{D}{T_0} \frac{\partial W_1}{\partial t_1} + K D W_1 = q(t), \quad (5)$$

$$\begin{cases} W_1 = 0, & \frac{\partial W_1}{\partial \xi} = 0 & \text{при } \xi = 0, \\ EJ \frac{\partial^3 W_1}{\partial \xi^3} = \varphi(t), & EJ \frac{D}{l^2} \frac{\partial^2 W_1}{\partial \xi^2} - k_2 \frac{D}{l} \frac{\partial W_1}{\partial \xi} = 0 & \text{при } \xi = 1. \end{cases} \quad (6)$$

Для решения краевой задачи применим метод конечных разностей. Слагаемые уравнения (5) и граничного условия (6) аппроксимируем центральными разностными схемами второго порядка точности и решаем относительно $W_{i,j+1}$

$$W_{1i,j+1} = \frac{1}{a_1} (\bar{q}_{ij} - b_1 W_{1i,j} - c_1 W_{1i,j-1} - d_1 W_{1i-2,j} - e_1 W_{1i-1,j} - e_1 W_{1i+1,j} - d_1 W_{1i+2,j}),$$

где

$$\begin{aligned} a_1 &= 1 + B \frac{T_0 \tau}{2m_T}; \quad b_1 = -2 + K \frac{T_0^2 \tau^2}{m_T} + 6EJ \frac{T_0^2 \tau^2}{l^4 h^4 m_T}; \quad c_1 = 1 - B \frac{T_0 \tau}{2m_T}; \\ d_1 &= EJ \frac{T_0^2 \tau^2}{l^4 h^4 m_T}; \quad e_1 = -4EJ \frac{T_0^2 \tau^2}{l^4 h^4 m_T}; \quad \bar{q}_{ij} = \frac{T_0^2 \tau^2}{D m_T} q_{ij}. \end{aligned}$$

Граничные условия:

$$W_{10,j} = 0; \quad W_{1-1,j} = W_{11,j},$$

$$W_{1\ N+1,j} = \frac{1}{1 - \frac{k_2 hl}{2EJ}} \left[- \left(1 + \frac{k_2 hl}{2EJ} \right) W_{1\ N-1,j} + 2W_{1\ N,j} \right],$$

$$W_{1\ N+2,j} = \frac{2h^3}{EJ} \varphi_{N,j} + 2W_{1\ N+1,j} - 2W_{1\ N-1,j} + W_{1\ N-2,j}.$$

Начальные условия:

$$W_{1i,0} = 0; \quad W_{1i,-1} = W_{1i,1}.$$

Рассмотрим задачу о поперечных колебаниях подземного трубопровода. В качестве тестового примера приведем результаты расчета для конкретных числовых значений параметров, характеризующих трубопровод и его взаимодействие с окружающим грунтом $E=2 \cdot 10^6$ кГ/см²; $l=600$ см; $R=10$ см; $\delta=1$ см; $T_0=0.3$ с; $R_{kol}=60$ см; $\delta_{kol}=10$ см; $k_x=1$ кГ/см³. Сейсмическое перемещение грунта, действующее на колодец параллельно плоскости (x, y) , задаем в виде гармонического перемещения $\bar{W}_{gr} = \lambda_{gr} \sin \omega t$. Графики изменения поперечных колебаний трубопроводов по координате и времени приведены на рис. 3, 4.

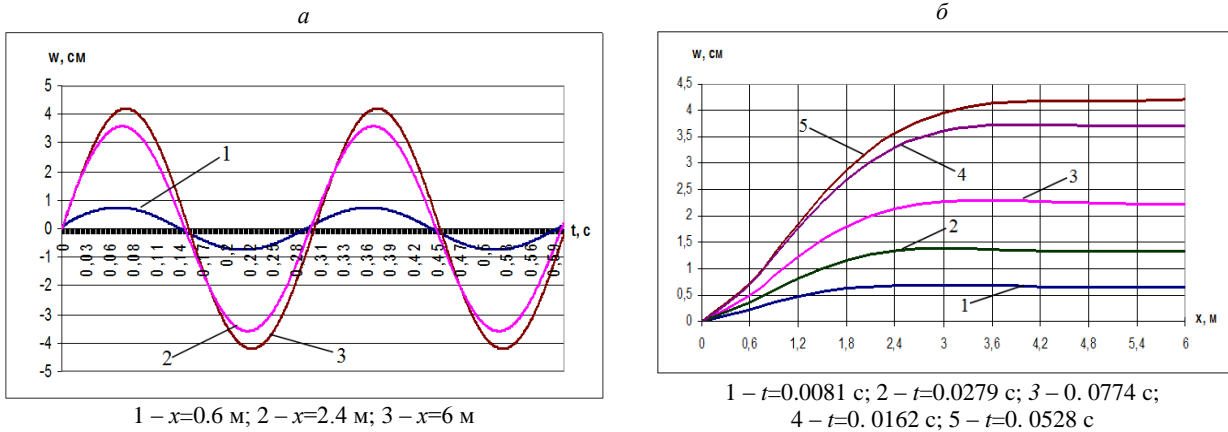


Рис. 3. Изменение поперечных колебаний трубопровода по времени (а) и координате (б)

На рис. 3, а приведены колебания по времени при фиксированной координате, равной 0.6; 2.4 и 6 м. Амплитуда колебаний канализационного колодца больше, чем амплитуда поперечных колебаний трубопровода.

На рис. 3, б колебания по координате при фиксированном времени, равном 0.0081; 0.0279 и 0.0774; 0.0162; 0.0528 с. Максимально возможная амплитуда колебаний канализационного колодца при заданных параметрах может быть 4.3 см.

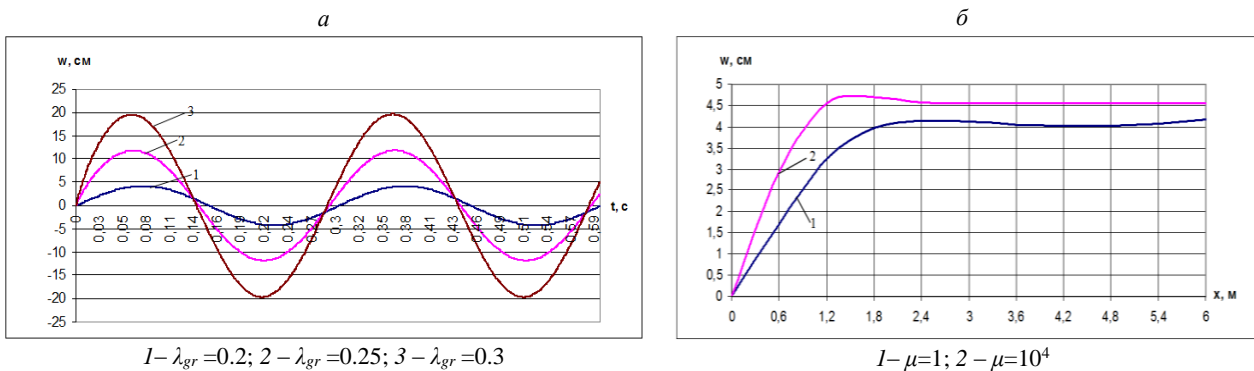


Рис. 4. Изменение поперечных колебаний трубопровода по времени (а) и координате (б)

На рис. 4, а приведено влияние внешней нагрузки, приложенной в конце трубопровода $x=l$ на амплитуду колебаний колодца в зависимости от времени. С увеличением λ_{gr} значительно увеличилась амплитуда поперечных колебаний колодца.

На рис. 4, б представлены амплитуды поперечных колебаний трубопровода при $x=6$ м. На величину амплитуды поперечных колебаний подземного трубопровода также влияют коэффициенты взаимодействия. Чем больше значение коэффициента вязкого взаимодействия, тем больше значение максимальной амплитуды поперечных колебаний колодца.

В материалах [3, 4] описаны результаты исследования, на основе которых были предложены соответствующие методы для предотвращения подъема трубопроводов и колодцев в результате будущих землетрясений. Предложенные методы были следующими: 1. Необходимо уплотнять песок более чем на 90%; 2. Заполнять траншеи гравием, а не песком; 3. Смешивать песок с цементом. Однако эти методы не могут быть применены к существующим колодцам и трубам.

Анализ имеющихся материалов [3, 4] и наши результаты дают основание привести несколько идей, которые можно применять к существующим подземным сооружениям для уменьшения подъема колодцев и труб: метод консолидации и монтаж свай.

Метод консолидации заключается в том, что уровень грунтовых вод понижается за короткое время, затем снова повышается. Во время этого процесса сила разжижения заполненного песка и модуль сдвига разжиженного песка будут увеличиваться за счет увеличения консолидации. А монтаж свай предотвращает движение разжиженного грунта. В результате экспериментальных исследований было установлено, что на подъем подземного сооружения влияют: длина свай, степень разжижения окружающего грунта и время продолжения землетрясения.

Итак, как показывают последствия последних сильных землетрясений, расчет подземных сооружений при сейсмических воздействиях следует производить на прочность, на устойчивость конструкций и по несущей способности грунтовых оснований, что существенно для слабых водонасыщенных грунтов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Рашидов Т. Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. 180 с.
- [2] The 14th World Conference on Earthquake Engineering. Beijing, 2008.
- [3] The 15th World Conference on Earthquake Engineering. Lisbon, 2012.
- [4] Proceeding of International conference on performance-based design in earthquake geotechnical engineering: Performance-based design in earthquake geotechnical engineering. Tokyo, 2009.
- [5] Friedmann I. Debouvy B. Analytical design method helps prevent buried pipe upheaval // Pipe Line Industry. Vol. 76. 1992. IX. № 11. P. 63–69.
- [6] Ан Е. В. Исследование выпучивания подземного трубопровода при продольном динамическом нагружении // Доклады АН РУз. 2012. № 4. С. 38 – 41.
- [7] Рашидов Т. Р., Сибукоев Ш. М., Ан Е. В. Исследование устойчивости подземных трубопроводов при сейсмических нагружениях // Материалы Международной научно-технической конференции «Современные проблемы строительных материалов, конструкций, механики грунтов и сложных реологических систем». Самарканд, 2013. Книга 2 «Современные проблемы механики грунтов и сложных реологических систем». С. 129 – 132.
- [8] Ан Е. В. Динамическая устойчивость трубопроводов, расположенных в водонасыщенных грунтах. Ташкент: Фан ва технология. 2013. – 112 с.
- [9] Отчет о научно-исследовательской работе по гранту фундаментальных исследований Ф4-ФА-Ф047 «Сейсмомоделика подземных трубопроводных систем сложной конфигурации, расположенных в грунтах с нарушенной структурой», промежуточный за 2013 год. – 175 с.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
20.06.2016

Е.В. Ан. Ер ости кувурлариға сеймик юкланишларнинг таъсирида қудуқларни бўртиб чиқиши ва улани олдини олиш тадбирлари

Ушбу мақолада ишлаб чиқилган назария асосида, намланган грунтларда жойлашган қудуқларнинг бўртиб чиқишини назарий ўрганиш тадқиқоти натижалари келтирилган.

E.V. An. The uplifting of the wells under seismic loading of underground pipelines and their countermeasures
On the basis of the theory developed by us in this paper our first theoretical findings of uplifting of the wells located in water-saturated soils are presented.

О ЦЕЛЕСООБРАЗНОСТИ ОСВОЕНИЯ МЕСТОРОЖДЕНИЙ НЕФТЕБИТУМИНОЗНЫХ ПОРОД И ОТХОДОВ ИХ ПЕРЕРАБОТКИ

Неравномерное географическое распределение обуславливают необходимость нефтяных запасов в поиске альтернативных источников углеводородного сырья, каковыми являются нефтебитуминозные породы (НБП).

Ресурсы нефти в мире на сегодняшний день относительно невелики по сравнению с другими энергетическими источниками – углем, горючими сланцами и нефтебитуминозными породами, запасы которых значительно превышают запасы нефти. Нефтебитуминозные породы содержат значительные объемы слабоподвижных или неподвижных сильноокисленных высоковязких нефтей и природных битумов, а их месторождения располагаются на легкодоступных глубинах, что существенно облегчает их поиск, добычу и эксплуатацию. Оперативное и широкомасштабное освоение ресурсов этого альтернативного углеводородного сырья может интенсифицировать развитие топливно-энергетической, химической и сырьевой промышленности [1].

При изучении генезиса и механизма гипергенной деградации нефти установлено, что если тектонический фактор обуславливает концентрационную и пространственную дифференциацию битумов в продуктивной толще, то литологический, физико-химический и микробиологический определяют скорость их преобразования внутри продуктивной толщи и тем самым формируют химический состав, консистенцию и физико-химические свойства [2]. В результате на одних и тех же месторождениях одновременно сосуществуют различные по площади и объему обособленные участки нефтебитуминозных пород с резко контрастными составами битумов: от оксикеритов и асфальтитов на поверхности обнажений до асфальтов, мальт и даже высоковязких нефтей, обязанных степенью своей сохранности условиям залегания содержащих их пластов.

Значительная составляющая нефтебитуминозных пород представлена минеральной частью: мелкозернистым песчаником, полевошпатово-кварцевым (30–98% кварца, 12–65% полевого шпата), глинистым, карбонатным составами. Гранулометрические составы минеральной части пород могут быть многообразны, в основном, мелкопесчаные и супесчано-глинистые и представлены фракциями 0.074 – 0.25мм.

Все частицы минеральных составляющих нефтебитуминозных пород по трещинам и пустотам покрыты битумными пленками различной толщины в зависимости от количества присутствующего битума в породе: чем его больше, тем больше толщина пленки. Пласты полезной толщи подавляющего большинства месторождений нефтебитуминозных пород Западного Казахстана, залегающие на глубинах 20 м и более, как правило, однородны по пористости и процентному содержанию битумов. Битум этих пластов менее вязкий, наблюдается тенденция к снижению вязкости битума с глубиной. Пласты нефтебитуминозных пород, выходящих на дневную поверхность или близко к ней (до 2 – 3 м), обычно менее однородны по пористости. Содержание в них битума по глубине и простираению колеблется в более широких пределах. Характерно наличие покровных слоев из очень твердых пород, содержащих вязкий и твердый битум, что превращает их в кировый песчаник, разработка которого возможна с применением буровзрывных работ. Мощность покровных слоев незначительна: не превышает 0.7 – 1 м. Они, в основном, используются как мелкозернистый асфальтобетон в дорожном строительстве.

На сегодняшний день нефтебитуминозные породы Казахстана используются, главным образом, в дорожном строительстве с целью экономии нефтяных битумов. Использование нефтебитуминозных пород обеспечивает снижение затрат в дорожном строительстве. Кроме того, битум, содержащийся в нефтебитуминозных породах, по своим свойствам лучше нефтяных битумов ряда марок, выпускаемых промышленностью, что повышает качество строительства и срок службы объектов.

Битум считается одним из дефицитных материалов, поэтому подобрать ему заменитель является важной задачей. Нефтебитуминозные породы, служащие продуктами субаэрального изменения излившейся на поверхность малосмолистой метановой нефти, уже несколько десятков лет применяются в качестве строительного материала и сырья для извлечения природных битумов.

Нефтебитуминозные породы не только способны служить нефтяным резервом и удовлетворять возрастающие потребности в битумах, но и представляют собой ценное сырье для нефтехимической, химической, электротехнической, гидрометаллургической и других отраслей промышленности.

Вопросы перспективного практического использования нефтебитуминозных пород решаются недостаточно активно, несмотря на то, что в Западном Казахстане, по последним геологическим данным, известно свыше 120 месторождений с общими запасами природного битума около одного млрд т и нефтебитуминозных пород 15–20 млрд т. Сложившийся острый дефицит нефтепродуктов заставляет более активно осваивать месторождения нефтебитуминозных пород Западного Казахстана для получения дополнительных объемов углеводородного сырья. В изученной части месторождений и проявлений Западного Казахстана на глубине 20 – 50 м природные битумы с высокой концентрацией нефтяных кислот, эфиров, сульфоксидов и циклических углеводородов имеют примерно равное развитие с нефтяными битумами I типа и по своему составу, физико-химическим и механическим свойствам могут быть рекомендованы для дорожного строительства. Природные битумы II – IV типов пригодны как сырье для других отраслей промышленности: нефтяные кислоты, сульфоксиды, эфиры и другие гетероатомные соединения могут использоваться в качестве эмульгаторов и деэмульгаторов при получении эмульсионных масел и обезвоживании нефти, для пластификации полиэфирных смол, в гидромелиоративных и электроизоляционных работах, лакокрасочной промышленности, гидрометаллургии (сульфидные и сульфоксидные экстрагенты для извлечения редких и благородных металлов, солей урана и ниодима) [3]. При этом существенно снижаются себестоимость и дефицит продуктов. В природных битумах и высоковязких нефтях концентрация некоторых металлов иногда достигает промышленной значимости. Наиболее распространены ванадий и никель, содержание которых в природных битумах может достигать 0.8 масс.%. Промысленный интерес могут представлять содержащиеся в нафтидах рений, скандий, бериллий, серебро, галлий, германий, ртуть, лантаноиды и другие металлы, количество которых достигает 15 – 30 %.

Разрабатываются, исследуются и внедряются в производство различные методики извлечения природных битумов из НБП. В частности, практический интерес представляют экстракция, флотация, термокаталитическое крекирование и термическое извлечение [4]. Наиболее эффективное использование минеральной части после переработки нефтебитуминозной породы достигается при термическом методе. Минеральная составляющая представляет практический интерес как сырье для промышленности силикатных строительных материалов.

Вопросы использования минеральных отходов переработки нефтебитуминозных пород в производстве силикатных материалов почти не изучены. Результаты отдельных научно-исследовательских и экспериментальных работ показывают технико-экономическую целесообразность применения нефтебитуминозных пород в строительстве. Перспективно изучение нефтебитуминозных пород как гидрофобной добавки при изготовлении пористых материалов, в частности, ячеистого бетона [5]. Известно, что объемная гидрофобизация введением в смесь гидрофобных добавок (10–15% битума при совместном помоле с песком или с известью) улучшает свойства ячеистого бетона.

Таким образом, комплексное промышленное освоение месторождений нефтебитуминозных пород с использованием содержащихся в них продуктов является актуальным. Специфический состав НБП позволяет считать их новым альтернативным видом химического, топливно-энергетического сырья, а также сырья для производства строительных материалов, в частности, силикатных.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Книгина Г.И., Тацки Л.Н., Кучерова Э.А. Современные физико-химические методы исследования строительных материалов. Новосибирск: Изд-во НИСИ им. В.В.Куйбышева, 1981. – 81с.
- [2] Ахметов А.Р., Бисенов К.А. и др. Современное состояние и перспектива производства ячеистого бетона в Казахстане. Алматы. «Гылым», 1998. – 84с.
- [3] Сычев М.М. Природа активных цементов, методы активации, гидратации и твердения цементов // Цемент. 1992. № 2. С.79 – 88.
- [4] Авакумов Е.Г. Механические методы активации химических процессов. Новосибирск: Наука, 1986. – 303 с.
- [5] Ратинов В.Б., Розенберг Т.И. Добавки в бетон. М.: Стройиздат, 1973. – 207 с.

Б.М. Аубакирова, Т.К. Куатбаева, Р.С. Кекубаев. Нефт битуми жинсларини ва чиқинди қолдиқларини ўзлаштириши уларни қайта ишлашни мақсадга мувофиқлиги

Мақолада зич ва зовакли силикат қурилиш материаллари ва махсулотлари олиши учун органик нефт битуминиқўйилгандан сўнг нефт битуми жинслари ва уларнинг минерал ташкил этувчи қисмларидан фойдаланиши назарияси ва амалиёти бўйича тахлилий материаллар келтирилган ва умумлаштирилган.

В.М. Aubakirova, Т.К. Khatbaeva, Р.С. Kekubaev. On the feasibility of development of deposits of oil and bitumen rocks and waste products of their processing

The article describes and summarizes the analytical materials on the theory and practice of the use of oil and bitumen rocks and mineral component after removal of the organic oil and bitumen to obtain a dense and cellular silicate building materials and products.

УДК 621.01: 675.055.2

Г.А. БАХАДИРОВ

ОСОБЕННОСТИ ВИНТОВОГО ВАЛА С ПОСТОЯННЫМ И ПЕРЕМЕННЫМ ШАГОМ ВИНТА

Часто при механической обработке листовых материалов применяются валы с винтовыми лопастями, расходящимися от середины вала по правому и левому винтам к его краям, где рабочая кромка винтовой лопасти описывает цилиндрическую винтовую линию. Винтовые лопасти могут быть постоянным или переменным шагом винта. При постоянном шаге винта лопасти на обрабатываемый листовой материал действуют одинаково по всей ширине их контакта. При расправке складок с винтовыми лопастями, имеющими постоянный шаг винта, с каждым полным оборотом винта складки перемещаются от середины вала к его краям на один ход винтовой лопасти. Для полной расправки складок листового материала вал должен совершить определенное количество вращений. Для этого требуются и больше времени, и большие угловые скорости вала, которые не всегда отвечают технологическим требованиям определенной механической операции [1 – 3].

С целью повышения эффективности расправления складок листового материала равномерно и одновременно по всей ширине контакта листового материала с ними от середины вала к его краям шаг винтовых лопастей выполняют переменным [1, 4, 5].

При механической обработке листового материала, движущегося на поверхности транспортирующего стола или рабочего вала, винтовым валом, вращающимся с постоянной угловой скоростью, линейные скорости грани лопасти винтового вала и листового материала могут совпадать или быть направлены противоположно. Когда скорости совпадают, траектория грани лопасти имеет вид

$$\begin{cases} y = vt + r \sin \omega t, \\ z = r(1 - \cos \omega t), \end{cases} \quad (1)$$

где v – скорость перемещения листового материала; t – время; r и $\varphi = \omega t$, ω – радиус и угловая скорость винтового вала соответственно. Когда скорости направлены противоположно,

$$\begin{cases} y = vt - r \sin \omega t, \\ z = r(1 - \cos \omega t). \end{cases} \quad (2)$$

При этом, когда шаг винтовых лопастей постоянный, то закон движения точки касания грани лопасти с листовым материалом тоже описывается прямой $x = a_1 t$. Для винтового вала с переменным шагом винтовых лопастей закон движения точки касания грани лопасти с листовым материалом для (1) и (2) имеет следующий вид:

$$x = \frac{a_1 \left[(k_0 + 1)^{\frac{\omega t}{2\pi}} - 1 \right]}{k_0}, \quad (3)$$

где a_1 – первый ход винтовой лопасти, винтового вала, от середины к его краям; k_0 – коэффициент, учитывающий скольжение винтовой лопасти по листовому материалу, в направлении оси вращения винтового вала.

После некоторых преобразований, взяв от обеих частей уравнения (3) натуральные логарифмы, получим

$$\ln\left(\frac{k_0 x}{a_1} + 1\right) = \frac{\omega_1 t}{2\pi} \ln(k_0 + 1),$$

откуда следует, что

$$t = \frac{2\pi \ln\left(\frac{k_0 x}{a_1} + 1\right)}{\omega \ln(k_0 + 1)}. \quad (4)$$

Подставляя (4) в (1), получим уравнения траектории грани лопасти относительно поверхности обрабатываемого полуфабриката, для случая, когда направления линейных скоростей грани лопасти винтового вала и полуфабриката направлены противоположно:

$$y = \frac{2\pi v_2 \ln\left(\frac{k_0 x}{a_1} + 1\right)}{\omega \ln(k_0 + 1)} + r \sin \frac{2\pi \ln\left(\frac{k_0 x}{a_1} + 1\right)}{\ln(k_0 + 1)}, \quad z = r \left[1 - \cos \frac{2\pi \ln\left(\frac{k_0 x}{a_1} + 1\right)}{\ln(k_0 + 1)} \right], \quad (5)$$

или аналогично, подставляя (4) в (2), получим уравнения траектории грани лопастей относительно поверхности обрабатываемого полуфабриката для случая, когда направления линейных скоростей грани лопасти винтового вала и полуфабриката совпадают.

При этом достигаются перемещения точки (площадки) касания лопасти со складкой листового материала независимо от его ширины за $n=K/k_0$ оборотов вала. Здесь K – коэффициент расправляемости складок листового материала; $k_0 \leq 1$ – коэффициент, учитывающий скольжение листового материала по поверхности винтовой лопасти в направлении оси вращения вала.

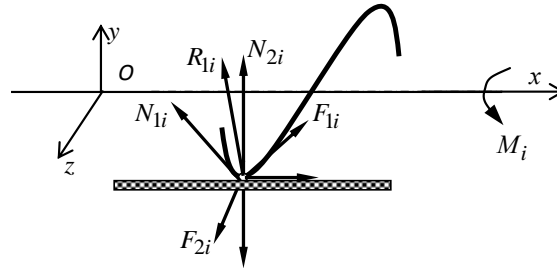


Рис. 1. К определению параметров винтового вала

Рассмотрим силовое взаимодействие лопасти рабочего органа и складок обрабатываемого листового материала (рис. 1). Здесь на боковую рабочую поверхность i -го хода лопасти действуют: сила сопротивления складок листового материала к расправлению \bar{N}_{1i} , направленная нормально к точке (площадке) касания; сила трения \bar{F}_{1i} , возникающая в точке касания поверхности винтовой лопасти, действующая по касательной к поверхности лопасти и направленная противоположно скорости движения лопасти относительно листового материала; осевая сила реакции опор расправочного вала \bar{G}_i , направленная по оси вращения вала; сила прижима \bar{N}_{2i} , направленная перпендикулярно вектору окружной скорости грани лопасти в точке касания с листовым материалом; сила трения \bar{F}_{2i} , возникающая в точке касания грани винтовой лопасти за счет прижима к ней листового материала, направленная противоположно вектору окружной скорости винтовой лопасти; сила сопротивления складок листового материала к расправлению \bar{N}_{1i} , направленная нормально к точке касания; сила трения \bar{F}_{1i} , возникающая в точке касания поверхности (передней грани) винтовой лопасти, действующая по касательной к поверхности лопасти и направленная противоположно скорости движения лопасти относительно листового материала. Из рис. 1 имеем

$$G_i - R_i \cos(\alpha_i + \beta) = 0, \quad (6)$$

$$\frac{1}{2\pi} R_y - F_{2i} - R_i \sin(\alpha_i + \beta) = 0, \quad (7)$$

$$N_{2i} - \frac{1}{2m} (R_z + P) = 0, \quad (8)$$

$$M_i - F_{2i} r - R_i r \sin(\alpha_i + \beta) = 0, \quad (9)$$

где R_i – равнодействующая сил N_{1i} и F_{1i} на переднюю поверхность винтовой лопасти в точке касания; α_i – угол подъема винтовой лопасти или угол между координатной осью Oy и касательной, проведенной в точке касания листового материала с гранью винтовой лопасти; n – количество точек касания листового материала с винтовыми лопастями от середины расправочного вала к его краю; R_y , R_z – реакции опор расправочного вала (на рис. 1 не показаны); P – вес расправочного вала; M_i – крутящий момент, приложенный к оси расправочного вала;

$$\beta = \arctg f - \quad (10)$$

угол трения. Здесь f – коэффициент трения листового материала и поверхности лопасти.

Из рис. 1 с учетом формул (6) – (10) определим силу расправки T_i , которая по величине равна осевой силе G_i и противоположно направлена к ней:

$$T_i = R_i \cos(\alpha_i + \beta), \quad (11)$$

где R_i – равнодействующая сил N_{1i} и F_{1i} на поверхности лопасти, $F_{1i} = f N_{1i}$.

После некоторых преобразований с учетом полученных формул имеем

$$T_i = \frac{2\pi k_o M_i \operatorname{tg} \alpha_i}{a_1 \operatorname{tg}(\alpha_i + \beta)} \left[\frac{1}{(k_o + 1)^{2\pi} \frac{\varphi}{\xi} - 1} - \frac{\frac{\varphi}{\xi} + i - 2}{(k_o + 1)^{2\pi}} \right] - \frac{f N_{2i}}{\operatorname{tg}(\alpha_i + \beta)}. \quad (12)$$

Из графических зависимостей, построенных на основании полученных формул, видно (рис. 2 и 3), что с увеличением шага винтовой лопасти соответственно увеличивается и угол подъема винта, расходящегося от середины вала к его краям. Сила расправки, которая определяется проекцией нормали на ось винтового вала, также уменьшается обратно пропорционально увеличению угла подъема винта. Это отрицательно влияет на технологический процесс механической обработки листового материала с винтовыми лопастями с переменным шагом, так как с увеличением шага уменьшаются точки касания лопастей с листовым материалом по линии контакта. При этом уменьшается величина силы расправки. При расправке складок листового материала за счет воздействия передней грани лопасти винтового вала с увеличением угла подъема лопасти расправочного вала α_i значение силы расправки T_i уменьшается.

Известно, что максимальный эффект при механической обработке листового материала в зависимости от технологических требований достигается при определенном постоянном угле подъема винтовой лопасти [1, 5].

С целью сохранения положительных особенностей валов с винтовыми лопастями с постоянным и переменным шагом лопастей и повышения производительности технологического оборудования нами рекомендован новый рабочий орган с винтовыми лопастями. Рабочий орган выполнен из двух усеченных конусов с винтовыми лопастями, с вершинами в середине и связаны между собой сферическим шарниром. Винтовые лопасти рабочего органа, содержащего соединенные усеченные конусы, расходятся от середины рабочего органа по правому и левому винтам к его краям, где рабочие кромки винтовых лопастей описывают коническую винтовую линию.

Изменения шага винтовых лопастей могут подчиняться различным закономерностям. В частном случае шаг постоянный. В целом шаг винтовых лопастей может быть переменным, увеличивающим или уменьшающим, в зависимости от заданной закономерности. Угол подъема винтовых лопастей также может быть постоянным или переменным по заданному закону.

Усеченные конусы винтового вала могут быть расположены под различными углами меж-

ду собой, а также не связаны сферическим шарниром и расположены раздельно. При необходимости для некоторых разновидностей листового материала, исходя из технологических требований, угол подъема винтовой линии может быть выполнен переменным, зависящим от параметров конуса.

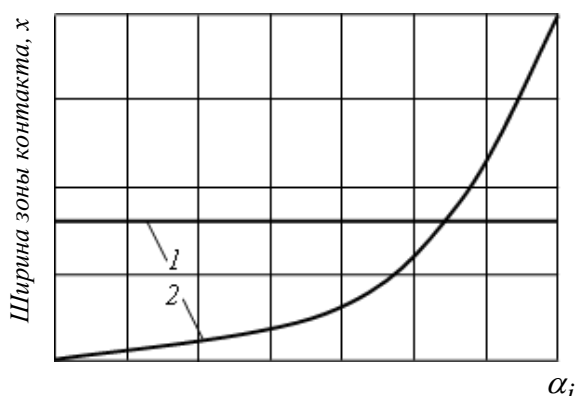


Рис. 2. График изменения угла подъема лопасти в зависимости от ширины зоны контакта:
1 – рабочая кромка лопасти коническая винтовая линия; 2 – рабочая кромка лопасти цилиндрическая винтовая линия

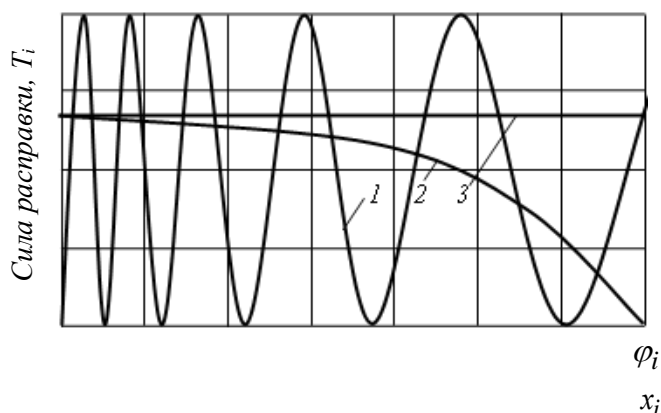


Рис. 3. График изменения силы расправки от угла поворота винтового вала: 1 – изменение шага винтовой лопасти; 2 – рабочая кромка лопасти цилиндрическая винтовая линия; 3 – рабочая кромка лопасти коническая винтовая линия

Полученные результаты позволяют подбирать направления и величины сил расправки, действующих со стороны лопастей рабочего органа, при механической обработке листового материала, исходя из технологических требований.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Бурмистров А. Г. Машины и аппараты производства кожи и меха. М.: КолосС, 2006. – 384 с.
- [2] Игнатьев Ю. Г. Дифференциальная геометрия кривых и поверхностей в евклидовом пространстве. Учебное пособие. Казань: Казанский университет, 2013. – 204 с.
- [3] Литвинец Ю. И. Технологические и энергетические расчеты при переработке полимеров экструзией. Учебное пособие. Екатеринбург: Уральский государственный лесотехнический университет, 2010. – 56 с.
- [4] Жарков В. В., Крюков В. А., Прейс В. В. Математическая модель движения частицы в коническом спиральном питателе-дозаторе роторной фасовочной машины // Известия Тульского государственного университета. Технические науки. Вып. 7. 2015. Ч. 2. С 141–150.
- [5] Зайцев Б. В. Технологическое оборудование для сушки и отделки кож. М.: КолосС, 2009. – 134 с.

Научно-исследовательский центр по проблемам отраслевого машиноведения
при Ташкентском государственном техническом университете

Дата поступления
18.06. 2016

Г.А Бахадиров. Винтинг қадами ўзгармас ва ўзгарувчан бўлган винтли валнинг хусусиятлари

Маълум винтли валларнинг винти қадами ортиши билан бирга унинг кўтарилиши бурчаги ҳам ортиб боради. Винтинг кўтарилиши бурчаги ўзгармас бўлганда ҳам унинг қадами ўзгарувчан бўлиши масаласи ечилган. Тадқиқотлар натижалари винтинг кўтарилиши бурчаги ўзгармас бўлганда ҳам унинг қадами ортиб борадиган винтли вал ишлаб чиқиши имкониятини берди.

G.A. Bahadirov. Features of screw shaft with constant and variable pitch screw

In known screw shafts with increasing screw pitch the helix angle of ascent increases. Assigned and solved a problem providing an increase in pitch screw with a constant angle of ascent. The study results have allowed developing smoothing shaft with screw containing smoothing elements installed with an increasing pitch from the middle to the edges of the shaft. At the same time screw smoothing elements of screw shaft have a constant angle of ascent.

ИССЛЕДОВАНИЕ СЕЙСМОДИНАМИКИ ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ СЛОЖНОЙ НЕОРТОГОНАЛЬНОЙ КОНФИГУРАЦИИ

В сейсродинамике подземных сооружений на первом плане, с одной стороны – конструктивная особенность сооружения, с другой – оценка и учет характера взаимодействия в системе «сооружение–грунт» (рис.1). Трубопроводы в большинстве случаев состоят из деформируемых труб Т-, Г- и V-образной конфигурации (см. рис.1). При сейсмических нагружениях происходит относительное перемещение трубопровода относительно окружающей среды [1].

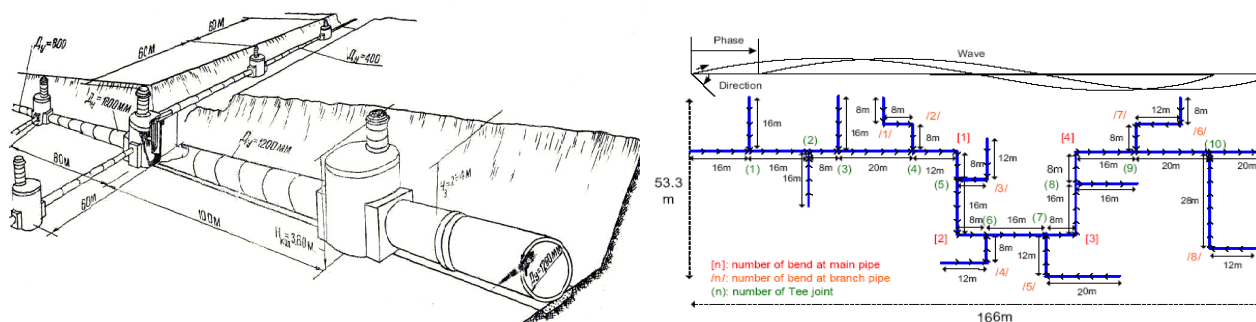


Рис.1. Вариант сложной системы подземных сооружений и модель сети трубопроводов (состоящие из Т-, Г- и П-образных трубопроводов)

Учет взаимного смещения подземной трубы относительно окружающего грунта привел к созданию динамической теории сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений [1]. Предполагается, что любое рассматриваемое сооружение является удлиненным, разветвляющимся как по простиранию, так и по глубине, со сложными и жесткими, и податливыми узлами в зонах разветвления. Подобно динамическим исследованиям авиационных и других конструкций, подземное сооружение рассматривается как совокупность взаимодействующих с грунтом балочно-рамных конструкций и жестких массивных тел. Все линейные элементы (трубопроводы, тоннели, заглубленные фундаменты и др.) подземного сооружения деформируются по схеме бруса (растяжение-сжатие, кручение, пространственный изгиб), все узлы – абсолютно твердые тела с шестью степенями свободы. Учитывается пространственная неоднородность сейсмической волны. В последнее время больше внимания уделяется расчету трубопроводов различной конфигурации (Г-, Т-, П- и V-образные) [2].

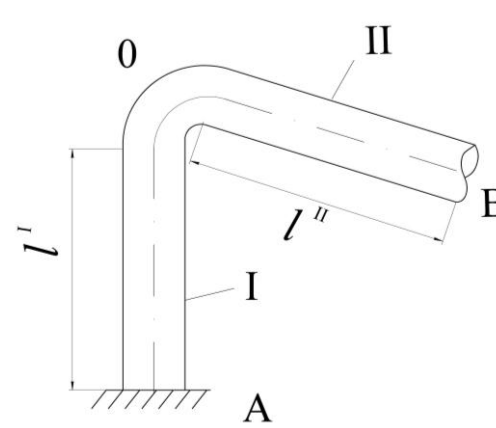


Рис.2. Участок трубопровода V-образной конфигурации: I–трубопровод; II–трубопровод

Постановка задачи и метод решения. Рассматриваются неортогональные присоединения трубопроводов. На рис.2 приводятся расчетные схемы присоединенных трубопроводов.

Система дифференциальных уравнений сложной конфигурации подземных трубопроводов имеет следующий вид [3–5]:

$$\begin{cases} -\rho F \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + EF \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} - \pi D_H k_x (u - u_{0x}) = 0, & \begin{pmatrix} I \rightarrow II \\ x \rightarrow x_1 \end{pmatrix}, \\ -\rho I_z \frac{\partial^2 \alpha_1}{\partial t^2} + EI_z \frac{\partial^2 \alpha_1}{\partial x^2} + GF \frac{\partial v}{\partial x} - GF \alpha_1 - q \left(\alpha_1 - \frac{\partial u_{0y}}{\partial x} \right) = 0, & \begin{pmatrix} I \rightarrow II \\ x \rightarrow x_1 \end{pmatrix}, \\ -\rho F \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} + GF \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} - GF \frac{\partial \alpha_1}{\partial x} - 2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) = 0, & \begin{pmatrix} I \rightarrow II \\ x \rightarrow x_1 \end{pmatrix}, \end{cases} \quad (1)$$

где $q = \frac{5}{\beta p} \left(\frac{l}{D_H} \right)^3 R_H^3 k_x$, $p = (1 + \mu_{грунт})$, $\beta = \left(1 - \frac{D_B^4}{D_H^4} \right)$; $\mu_{грунт}$ – коэффициент Пуассона грунта. Систему уравнения (1) колебания для трубопроводов пишем в виде как на рис.2 ($I \rightarrow x$ для первого трубопровода, $II \rightarrow x_1$ для второго трубопровода уравнения записываются повторно).

Граничные условия имеют вид

$$\begin{cases} \left(-EF \frac{\partial u}{\partial x} + \pi D_H k_x (u - u_{0x}) l'' \cos \varphi + 2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) l'' \sin \varphi \right) \delta u \Big|_x = 0, \\ \left(-EI_z \frac{\partial \alpha_1}{\partial x} + \frac{2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) (l'')^2}{2} \right) \delta \alpha_1 \Big|_x = 0, \end{cases} \quad (2)$$

$$\begin{cases} \left(-GF \left(\frac{\partial v}{\partial x} - \alpha_1 \right) - 2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) l'' \cos \varphi + \pi D_H k_x (u - u_{0x}) l'' \sin \varphi \right) \delta v \Big|_x = 0, \\ \left(-EF \frac{\partial u}{\partial x_1} - \pi D_H k_x (u - u_{0x}) l'' \right) \delta u \Big|_{x_1} = 0, \\ \left(-EI_z \frac{\partial \alpha_1}{\partial x_1} + \frac{2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) (l'')^2}{2} \right) \delta \alpha_1 \Big|_{x_1} = 0, \\ \left(-GF \left(\frac{\partial v}{\partial x_1} - \alpha_1 \right) + 2p \pi D_H k_x (v - u_{0y}) l'' \right) \delta v \Big|_{x_1} = 0. \end{cases} \quad (3)$$

Начальные условия трубопроводов I и II на рис.2 имеют вид

$$\rho F \frac{\partial u}{\partial t} \delta u \Big|_t = 0, \quad \rho I_z \frac{\partial \alpha_1}{\partial t} \delta \alpha_1 \Big|_t = 0, \quad \rho F \frac{\partial v}{\partial t} \delta v \Big|_t = 0. \quad (4)$$

Задается угол воздействия сейсмической нагрузки α и угол между трубами в точке пересечения φ . Здесь искомый α' определяется по формуле

$$\alpha' = \alpha + \varphi, \quad (90 < \alpha' \leq 180, \quad 0 < \varphi < 90). \quad (5)$$

Анализ численных результатов подземных трубопроводов сложной неортогональной конфигурации. *Задача.* Рассматривается колебание подземных трубопроводов неортогональной конфигурации вида рис.2, заземленного на точке А и свободного на точке В, со следующими геометрическими и механическими данными: $E = 2 \cdot 10^5$ МПа; $\rho = 7.8 \cdot 10^3$ кг/м³; $D_H = 0.3$ м;

$$D_B = 0.292 \text{ м}; \quad F = \frac{\pi(D_H^2 - D_B^2)}{4} \text{ м}^2; \quad I_y = \frac{\pi(D_H^4 - D_B^4)}{64} \text{ м}^4; \quad l^I = l^{II} = 50 \text{ м}; \quad k_x = 1 \cdot 10^4 \text{ кН/м}^3;$$

$$u_0(x, t) = a_0 e^{-\varepsilon \left(t - \frac{x}{C_p} \right)} \sin \omega \left(t - \frac{x}{C_p} \right); \quad a_0 = 0.005 \text{ м}; \quad \varepsilon = 0.5 \text{ с}^{-1}; \quad \omega = \frac{2\pi}{T}; \quad T = 0.3 \text{ с}; \quad C_p = 1000 \text{ м/с};$$

$$\mu_{грунт} = 0.3; \quad \mu_{труба} = 0.3, \quad \alpha = 120; \quad \alpha' = 70; \quad \varphi = 50.$$

Здесь система дифференциальных уравнений вида (1) с соответствующими граничными и начальными условиями в векторной форме (2)–(4) решается методом конечных разностей второго

порядка точности. Сейсмическая нагрузка падает под углом α' на первый трубопровод (I) и под углом α – на второй трубопровод (II).

Результаты решения задачи приводятся в виде графиков. Изменения значения нормальных напряжений в точке пересечения трубопроводов O приводятся на рис.3,а и б. Здесь фазы колебания противоположные. Всплеск на трубопроводе I больше, чем на трубопроводе II (см.рис.3,а и б).

Изменение значения нормального напряжения на заземленном конце трубопровода I показано на рис.3,а. Как видно, фазы колебания в точке A смещены, чем в точке O. Значения нормальных напряжений в обеих точках по абсолютному значению почти совпадают.

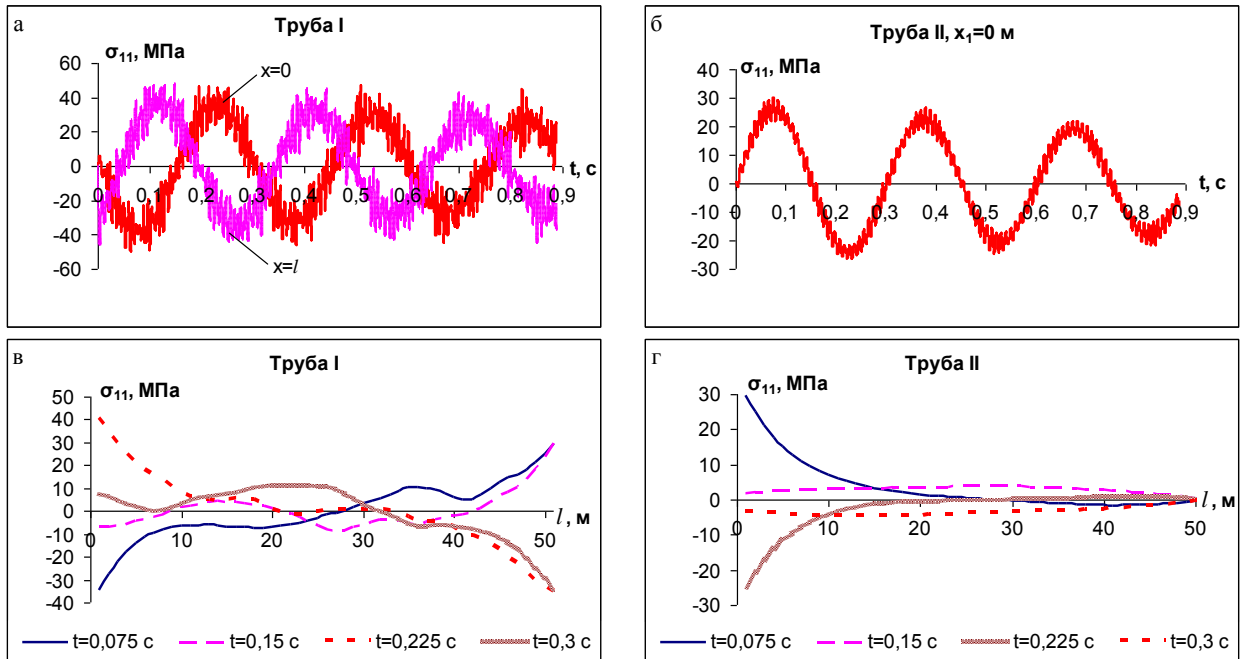


Рис.3. Изменение нормальных напряжений по времени и вдоль осей трубопроводов при заданном времени

Изменения значения касательных напряжений по времени в точке пересечения трубопроводов I и II в точке O приведены на рис.4,а и б. Периоды этих колебаний совпадают. Трубопровод I имеет большие всплески, чем трубопровод II.

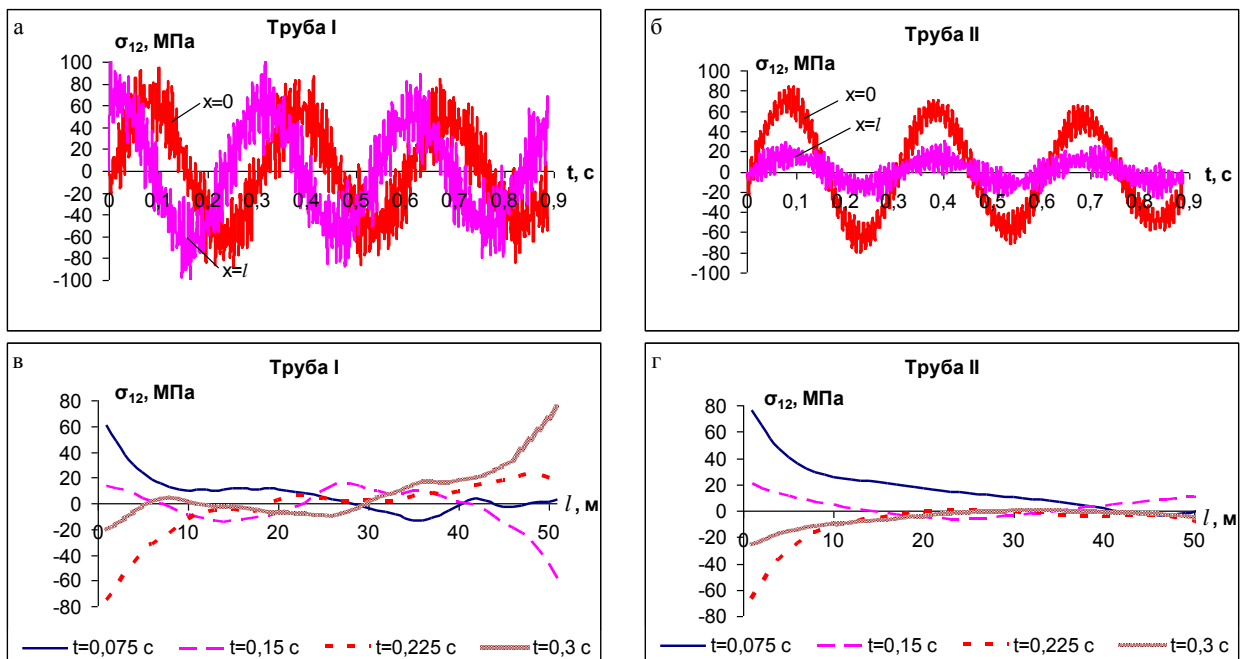


Рис.4. Изменения касательных напряжений по времени и вдоль осей трубопроводов при заданном времени

Численные значения касательных напряжений по амплитуде на трубопроводе I больше, чем в трубопроводе II. Здесь также рассматривается колебание касательных напряжений I трубопровода на заземленном конце (в точке А). Фазы колебаний касательных напряжений в точках А и О смещены (см. рис.4,а). Но значения амплитуды ориентировочно равны.

Таким образом, создана схема исследования НДС сложных систем подземных сооружений с ортогональной и неортогональной стыковкой в узлах в условиях землетрясения. Система подземных сооружений рассматривается как совокупность балочно-рамных конструкций и жестких массивных тел, взаимодействующих с грунтом. Проведенные теоретические и вычислительно-экспериментальные исследования решают проблемы оценки напряженно-деформируемого состояния Г-, V-образных трубопроводов при сейсмических нагрузениях, направленных произвольно относительно главных осей трубопровода. Решены новые задачи, связанные с исследованием НДС трубопроводных систем сложной конфигурации при воздействии сейсмических нагрузок в произвольном направлении. На основе разработанных алгоритмов созданы универсальные программы расчета НДС трубопроводных систем сложной конфигурации на воздействие сейсмической нагрузки при различных углах к оси трубопровода. Сделаны конкретные расчеты, построены графики изменения перемещений и напряжений в разных сечениях трубопроводов и узлах пересечения. Получены результаты по исследованию НДС трубопроводных систем для значений интенсивности, нормальных и касательных напряжений, что позволяет рекомендовать их для конкретных расчетов и проектирования подземных систем жизнеобеспечения в сейсмических условиях. Универсальность разработанного расчетного алгоритма и программы позволили получить новые результаты, которые являются основой широких исследований НДС трубопроводов сложной конфигурации ортогональной и неортогональной стыковки.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Рашидов Т.Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. –180 с.
- [2] American Lifelines Alliance. Guidelines for the Design of Buried Steel Pipe, 2001. P. 76.
- [3] Рашидов Т.Р., Бекмирзаев Д.А. Сейсродинамические задачи подземных трубопроводов сложной конфигурации // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. М., 2015. № 3. С. 33–37.
- [4] Rashidov T. R., Bekmirzaev D. A. Seismodynamics of pipelines interacting with the soil // Soil mechanics and foundation engineering. Vol. 52. New York. 2015. № 3. July. P. 149–153.
- [5] Бекмирзаев Д. А., Рашидов Т.Р. Решение задачи сейсродинамики подземных трубопроводов при нагрузениях произвольного направления // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2014. № 3–4. С. 8 – 13.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
18.06.2016

Д.А. Бекмирзаев. Мураккаб ортогонал бўлмаган конфигурацияли ер ости қувурлари сейсродинамикаси тадқиқотлари

Гамильтон–Остроградский принципи асосида V кўринишидаги қувурларни дифференциал тенгламалари, чегаравий ва бошланғич шартлари келтириб чиқарилди. Олинган тенгламалар системаси иккинчи тартибда аниқликдаги чекли айирмалар усули билан ечилди. Тузилган алгоритмнинг компьютер реализацияси Delphi 7 дастурий муҳитида дастурлаштирилди. V кўринишидаги ер ости қувурларни динамик масаласи ечимининг натижалари график кўринишида келтирилди. Олинган натижаларни амалиётда қўллаш мақсадида қувур тизимларини КДХ баҳолашни соддалаштирилган схемасини яратишга ҳаракат қилинди

D.A. Bekmirzaev. Study seismodynamics underground pipelines nonorthogonal complex configuration

Differential equations and appropriate boundary and initial conditions of V-shaped pipelines are derived on the basis of Hamilton-Ostrogradskiy variation principle. Derived system of equations is solved by Finite Difference Method of the second order of accuracy. The program is formed on the basis of the algorithm of computer realization in oriented Delphi 7. Results of solution of dynamic problems of underground V-shaped pipelines are presented in the form of graphs. The authors are constantly striving to bring the results to the simplified assessment schemes Stress-strain state of the test pipeline systems must be used for practice.

ИССЛЕДОВАНИЕ ПРОЧНОСТИ ЖЕЛЕЗОБЕТОННЫХ КОНСТРУКЦИЙ, УСИЛЕННЫХ ФИБРОАРМИРОВАННЫМИ ПЛАСТИКАМИ, ПРИ ДИНАМИЧЕСКИХ НАГРУЗКАХ

Современные методы усиления и восстановления железобетонных конструкций основаны на применении полимерных материалов, армированных фиброволокнами, которые могут непосредственно наклеиваться на бетонные поверхности усиливаемых элементов. Поверхностное усиление может повысить прочность элементов до двух раз, отличается долговечностью, коррозионной стойкостью и малой трудоемкостью исполнения. Основной составляющей фибропластиковых материалов являются фиброволокна, получаемые из углерода (С), базальта (В), арамида (А) или стекла (G), обладающие высокой прочностью и упругим характером деформирования.

Такое усиление обычно применяется в следующих случаях:

- при необходимости усиления растянутой зоны изгибаемых элементов;
- для повышения прочности наклонных сечений по поперечной силе;
- для увеличения несущей способности сжатых элементов.

В АО «КазНИИСА» проведены исследования поведения железобетонных элементов, усиленных фиброармированными пластиками, при динамических нагрузках. Изучение работы изгибаемых элементов производилось на железобетонных балках сечением 120x200 мм, длиной 2200 мм, в которых усиление нормальных сечений обеспечивалось наклеиванием на растянутую грань ламината. Опытные образцы были усилены слоями фиброармированных пластиков, ограничивающих развитие поперечных деформаций бетона, тем самым создавая эффект трехосного сжатия бетона. Для этого они обклеивались слоями карбоновых сеток S&P C Sheet 240 производства «BASF» The Chemical Company (ФРГ), которые имели однонаправленные фиброволокна с суммарной площадью волокон 0.117 мм² на 1000 мм ширины, с модулем упругости $E_f=230$ ГПа и пределом прочности при растяжении $f_{ti}=3800$ Н/мм².

Изучение работы нормальных сечений производилось на опытных железобетонных образцах балок прямоугольного сечения размерами 120x200 мм и длиной 2200 мм, усиленных в растянутой зоне либо в растянутой и сжатой зонах поверхностным наклеиванием лент ламината сечением 50x12 мм с карбоновыми волокнами марки S&H Laminate CFR 150/200 производства «BASF» the Chemical Company (ФРГ). Ламинат имел модуль упругости $E=150$ ГПа, предел прочности на разрыв $f_{ti}=2500$ Н/мм², растягивающие усилия при деформациях 0.6 и 0.8%, соответственно 58 кН и 77 кН, диаграмма деформирования имеет линейный характер.

Опытные образцы балок испытывались по схеме шарнирно-опертой балки, загруженной в третях пролета двумя равными сосредоточенными силами. Динамические нагрузки создавались с помощью гидравлической машины МВГ-1 и гидравлического домкрата двойного действия и имели коэффициент асимметрии изменения усилий от +0.046 до -0.28 при частоте нагружений 1.0 герц. Регистрация динамических параметров осуществлялась с помощью регистрационного комплекса «ПРИС-1000» на компьютере с шагом цифровки 0.006 с.

Образцы балок, не имевших усиления, разрушились при 12–26 циклах повторных динамических нагружений с максимальной амплитудой усилий, составляющей 75–88% от прочности образцов-близнецов, испытанных при кратковременном статическом нагружении. Разрушение образцов вызывалось разрушением сжатой зоны бетона при увеличении вертикальных прогибов балок на 30–40% и напряжений в растянутой арматуре на 25–30%.

Образцы балок, усиленные лентами ламината, выдержали 15–65 циклов повторных динамических нагружений при максимальной амплитуде, составляющей 75–88% от статической прочности усиленных образцов-близнецов. В процессе динамических нагружений вертикальные перемещения увеличились на 30–40%, а деформации стальной арматуры – на 25–30%. В то же время динамическая прочность усиленных образцов превышала динамическую прочность неусиленных образцов в среднем на 45%, что заметно меньше разницы прочности усиленных и неусиленных образцов при статическом нагружении, для которых разница составляла около 64%.

Анализ результатов исследований показывает, что расчет нормальных сечений элементов, усиленных наклеиванием фиброармированных пластиков на растянутую грань изгибаемых железобетонных элементов, должен рассматривать следующие схемы разрушения:

а) разрушение сжатой зоны бетона до достижения напряжений текучести в растянутой стальной арматуре при напряжениях в фибропластиковой арматуре, значительно меньших расчетных (переармированная растянутая зона сечения);

б) достижение напряжений текучести в растянутой стальной арматуре и последующий разрыв арматуры FRP без разрушения сжатой зоны бетона;

в) достижение напряжений текучести в растянутой стальной арматуре и последующее разрушение фибропластиковой арматуры и разрушение сжатой зоны бетона;

г) отслоение арматуры FRP от бетона или отрыв защитного слоя бетона растянутой фибропластиковой арматурой.

Изгибаемые железобетонные элементы, усиленные внешним армированием растянутой зоны, рекомендуется проектировать на случаи разрушения «б» и «в». Подбор площади сечения фибропластиковой арматуры проводится итерационным методом путем задания некоторой площади фибропластиковой арматуры и затем корректированием последней по результатам расчета по прочности в нужную сторону.

При расчете прочности нормальных сечений, усиленных в растянутой зоне лентами ламината, рекомендуется динамическую прочность при повторных нагрузках оценивать полулогарифмической зависимостью между величиной разрушающей нагрузки и количеством нагружений с учетом динамического упрочнения бетона и металлической арматуры без учета упрочнения фибропластиковой арматуры.

Изучение работы наклонных сечений производилось на опытных железобетонных балках, усиленных в приопорной зоне вертикальными и наклонными лентами из однонаправленных сеток производства «BASF» The Chemical Company (ФРГ) марки S&P C Sheet 240 шириной 50мм, имеющих суммарную площадь волокон 0.585 мм^2 , модуль упругости $E_f=230 \text{ ГПА}$, предел прочности при растяжении $f_u=3800 \text{ Н/мм}^2$.

В процессе увеличения поперечной силы после образования нормальных трещин в зоне чистого изгиба балок наблюдалось появление наклонных трещин в приопорной зоне балок, а после этапа ускоренного увеличения раскрытия наклонных трещин при ширине их раскрытия около 3-3.5 мм происходило разрушение приопорной зоны. При этом деформации растянутой продольной арматуры составляли около 1.5%, сжатой арматуры – 1.5%, ширина раскрытия нормальных трещин достигала 0.2 мм.

Наклеивание в приопорной зоне вертикальных или наклонных полос фиброармированных сеток привело к увеличению прочности наклонных сечений по поперечной силе почти в два раза

Разрушение усиленных пластиковой арматурой наклонных сечений сопровождалось откалыванием защитного слоя бетона под наклеенными полосами сеток усиления, что сопровождалось резким звуком и выключением из работы сеток усиления. За этап до разрушающей нагрузки деформации растяжения волокон фиброармированных сеток достигали 3–4%.

Анализ картины развития наклонных трещин в процессе увеличения поперечной силы для образцов, не имеющих усиления, а также усиленных вертикальными и наклонными полосами полимерных сеток, свидетельствует об уменьшении ширины раскрытия трещин в усиленных сечениях, но разрушение последних носит хрупкий характер.

Для изучения работы сжатых элементов, усиленных обоями из фиброармированных пластиков, испытано несколько серий бетонных призм и цилиндров стандартных размеров, различающихся количеством слоев сеток усиления. Опытные образцы усиливались карбоновыми однонаправленными сетками S&P C Sheet 240, пропитанными слоем эпоксидной смолы.

Испытания образцов производились на гидравлических прессах ИПС-200 и ALPHA 3-3000S. Разрушение усиленных образцов происходит постепенно. Сначала появляется треск, вызванный разрывом отдельных фиброволокон, с увеличением нагрузки треск увеличивается и происходит хрупкое раздавливание бетона в зоне разрыва сетки, сопровождающееся резким звуком.

Обклеивание бетона карбоновыми фиброволокнами привело к увеличению прочности и предельных деформаций бетона. Усиление образцов одним слоем сетки привело к увеличению прочности на 23%, предельной сжимаемости бетона – на 39% и поперечных деформаций – в 8.3 раза. В образцах, усиленных двумя слоями сеток, прочность увеличилась на 87%, продольные деформации бетона – на 52%, а поперечные деформации – в 10 раз. В образцах, усиленных тремя слоями сеток, прочность увеличилась в 2.21 раза, продольные деформации бетона – в 1.37 раза, а поперечные деформации – в 16.5 раза.

Испытания бетонных цилиндров диаметром 150 мм и высотой 300 мм призм производились аналогично испытанию бетонных призм и характер разрушения их был подобен разрушению призм.

Усиление бетонных цилиндров путем обвертывания (обклеивания) материалом серии S&P C Sheet 240 привело к значительно большему повышению прочности бетона и деформаций, чем призм. Так, однослойные сетки вызвали увеличение прочности в среднем на 83%, а двухслойные – в 2.51 раза, трехслойные – в 3.56 раза соответственно. При этом существенно возросли деформации бетона, причем продольные деформации увеличились, соответственно, в 2 и 2.5 раза, достигнув значений 5.6 и 6.6%, а поперечные деформации бетона увеличились в 5 и 15 раз, соответственно, при однослойных и двух-, трехслойных сетках. В целом усиление цилиндрических образцов сетками почти в 1.5 раза повысило прочность бетона, чем прямоугольных призм, а продольные и поперечные деформации цилиндрических образцов почти на 20% больше, чем бетонных призм.

Для оценки масштабного фактора в размерах образцов проведены испытания образцов бетонных призм размерами 200×200×800 мм.

Усиление путем обвертывания (обклеивания) материалом серии S&P C Sheet 240 бетонных призм увеличенного размера привело к значительно меньшему повышению прочности и деформативности бетона. Так, однослойные сетки вызвали увеличение прочности в среднем на 8%, а двухслойные – на 32%. При этом продольные деформации увеличились незначительно, а поперечные – в 3 и 6 раз, соответственно, при однослойных и двухслойных сетках.

Для оценки влияния наружного оклеивания сетками на прочность внецентренно сжатых элементов проведены испытания образцов призм при внецентренном приложении продольной сжимающей силы. Продольная сила прикладывалась через ножевые опоры на границе ядра сечения ($h/6$), что обеспечивало эпюру сжимающих напряжений в сечении, близкую к треугольной.

Внецентренное приложение нагрузки привело к снижению прочности образцов в среднем на 30%, а усиление сетками привело к повышению прочности внецентренно сжатых элементов, причем коэффициент упрочнения близок к коэффициенту упрочнения образцов-близнецов, испытанных при осевом сжатии.

Характеризуя процесс накопления повреждений в бетоне при повторных динамических нагружениях, можно выделить два случая. При числе повторных нагружений, превышающих 50 циклов, после первых циклов нагружения диаграмма деформирования бетона мало меняется на протяжении значительного количества следующих нагружений, и лишь за несколько циклов до разрушения бетона наблюдается ускоряющееся нарастание неупругих деформаций, заканчивающееся исчерпанием прочности бетона. При величине максимальных сжимающих напряжений более 90% от прочности бетона, которые приводят к разрушению бетона за несколько циклов, с каждым следующим циклом нагружения происходит ускоряющееся нарастание неупругих деформаций бетона. Величина продольных деформаций бетона в процессе повторных нагружений составляла $146 \cdot 10^{-5}$ – $175 \cdot 10^{-5}$ относительных единиц, а величина остаточных деформаций бетона– $100 \cdot 10^{-5}$. Наибольшая величина поперечных деформаций бетона составляла $33 \cdot 10^{-5}$ – $56 \cdot 10^{-5}$ относительных единиц.

Методом наименьших квадратов получена эмпирическая полулогарифмическая зависимость величины максимальных напряжений и количества динамических нагружений:

$$\sigma_b^n = 1.25R_b(1 - 0.11 \lg n).$$

Коэффициент динамического упрочнения бетона при принятом режиме нагружения составил 1.25, т.е. прочность бетона на сжатие при динамическом нагружении превышала при статическом нагружении на 25%.

Таким образом, расчет нормальных сечений элементов, усиленных наклеиванием фиброармированных пластиков на растянутую грань изгибаемых железобетонных элементов, должен рассматривать следующие схемы разрушения:

а) разрушение сжатой зоны бетона до достижения напряжений текучести в растянутой стальной арматуре при напряжениях в арматуре FRP, значительно меньших расчетных (переармированная растянутая зона сечения);

б) достижение напряжений текучести в растянутой стальной арматуре и последующий разрыв арматуры FRP без разрушения сжатой зоны бетона;

в) достижение напряжений текучести в растянутой стальной арматуре и последующее разрушение арматуры FRP и сжатой зоны бетона;

г) отслоение арматуры FRP от бетона или отрыв защитного слоя бетона арматурой FRP.

При расчете прочности нормальных сечений, усиленных в растянутой зоне лентами ламината FRP, связь бетона и внешней FRP принимается жесткой, т.е. до разрушения сохраняются условия совместности деформаций. Увеличение прочности наклонных сечений по поперечной силе обеспечивается наклеиванием полос FRP в поперечном направлении к оси элемента или наклонно, перпендикулярно направлению потенциальным наклонным трещинам в опорном сечении. Для балок применяется, в основном, наклеиванием FRP с трех или двух сторон. Прочность наклонного сечения, усиленного FRP, определяется как сумма прочности сечения без усиления и дополнительной поперечной силы, которая воспринимается поперечной арматурой FRP.

Повышение несущей способности колонн на действие продольной сжимающей силы может быть обеспечено наклейкой композита FRP в продольном или поперечном направлении колонны:

а) усиление колонны наклейкой композита FRP в продольном направлении равноценно увеличению площади сечения продольной арматуры;

б) усиление колонны обертыванием композитом FRP поперечного сечения колонны повышает несущую способность последней на действие сжимающей силы за счет создания композитом FRP эффекта обоймы, ограничивающего поперечные деформации бетона и создающего в бетоне трехосное сжатие.

АО «Казахский научно-исследовательский и проектный институт строительства и архитектуры», Алматы, Казахстан

Дата поступления
02.06.2016

А.А. Беспяев, У.С. Куралов, У.Б. Алтигенов. Фиброарматураланган пластик билан кучайтырилган темір бетон конструкцияларнинг динамик юкланишларда мустаҳкамлиги тадқиқотлари

Мақолада фиброарматураланган пластикни сиртига ёпиштириб кучайтырилган темір бетон конструкциясини сиқилиш ва эгилишга ишлашни, кўп сонли такрорий динамик юкланишлардаги тажрибавий тадқиқотлари натижалари келтирилди. Мустаҳкамликка ҳисоблашни тавсия қилинади.

A.A. Bespayev, U.S. Kuralov, U.B. Altigenov. Research strength of reinforced concrete structures, Wuxi-represented fiber reinforced plastics under dynamic loads

The article presents the results of an experimental study of the work of compressed and bent iron-concrete structures, reinforced surface gluing fiber reinforced plastics, not numerous at-governmental repeated dynamic loads. Recommended prerequisites strength calculation.

УДК 539.374

В.С. БОНДАРЬ

ТЕРМОВЯЗКОПЛАСТИЧНОСТЬ. ВАРИАНТЫ ТЕОРИИ

Проблемы надежного функционирования и снижения материалоемкости конструкций современной техники, работающих в условиях высокого уровня силовых и температурных нагрузок, делают весьма актуальной задачу математического моделирования неупругого поведения и разрушения конструкций. Реальные процессы нагружения таких конструкций приводят к тому, что в материале конструкций возникают неупругие (вязкопластические) деформации. При этом нагружение является сложным неизотермическим и характер его изменения может быть самым произвольным в условиях повторности и длительности воздействия температурно-силовых нагрузок.

Разработка определяющих уравнений описания процессов термовязкопластического деформирования в настоящее время идет двумя основными направлениями. К первому направлению относятся различные варианты теории упругопластических процессов, базирующиеся на общей математической теории пластичности А.А. Ильюшина [1,2]. Ко второму направлению относятся различные варианты теории течения при комбинированном упрочнении, базирующиеся на концепции микронапряжений, выдвинутой В. В. Новожиловым [3]. В статье рассматриваются достаточно простые варианты второго направления—частные варианты и обобщение теории неупругости [4,5]. В [5] показано, что теория неупругости является конкретным вариантом общей матема-

тической теории пластичности А.А. Ильюшина [1,2] при полном сохранении всей структуры уравнений этой теории. Рассматриваемая для таких процессов теория неупругости (термовязкопластичности) [4,5] относится к классу одноповерхностных теорий течения при комбинированном (трансляционно-изотропном) упрочнении. Смещение (трансляция) поверхности нагружения описывается на основе модели Новожилова–Шабоши [6,7], подразумевающей, что полное смещение есть сумма смещений, для каждого из которых имеет место свое эволюционное уравнение. Здесь в качестве первого эволюционного уравнения, описывающего смещение первого типа, принимается уравнение Ишлинского–Прагера [8,9], обобщенное, согласно принципу симметрии циклических свойств [10], на процессы вышагивания (ratcheting). В качестве второго эволюционного уравнения, описывающего смещение второго типа, принимается уравнение Амстронга–Фредерика–Кадашевича [11,12]. Последующие эволюционные уравнения, описывающие смещения третьего типа, соответствуют простейшему аналогу модели Оно–Ванга [13–15]. Гипотеза Новожилова–Шабоши совместно с эволюционными уравнениями Ишлинского–Прагера и Амстронга–Фредерика–Кадашевича эквивалентны эволюционному уравнению с трехчленной структурой, применяемому в теории неупругости [4,5]. Для описания процесса накопления повреждений формулируются [4,5,14,15] кинетические уравнения накопления повреждений, где в качестве энергий, расходуемых на создание повреждений в материале, принимаются работы добавочных напряжений (остаточных микронапряжений) первого, второго и третьего типов на поле неупругих деформаций. Ответственность остаточных микронапряжений за процесс накопления повреждений следует из гипотезы Новожилова–Рыбакиной [16] о пропорциональности скорости накопления повреждений интенсивности остаточных микронапряжений. Основным вариантом теории неупругости, описывающий неизотермическую пластичность, первую, вторую и третью стадии ползучести, разрушение в условиях охрупчивания и залечивания, замыкает 17 материальных функций. Для определения материальных функций достаточно следующего основного (базового) набора экспериментальных данных при различных уровнях температуры:

- а) упругие параметры, которые определяются традиционными методами;
- в) диаграммы пластического деформирования при одноосном растяжении и одноосном растяжении после предварительного сжатия;
- с) данные по циклическому одноосному растяжению–сжатию при постоянном размахе пластической деформации: число циклов до разрушения и зависимость максимальных значений напряжений на цикле от числа циклов нагружения;
- д) данные по ползучести при постоянном напряжении растяжения: зависимость минимальной скорости ползучести от напряжения во всем диапазоне изменения напряжений от кратковременной до весьма длительной ползучести;
- е) данные по длительной прочности: кривая длительной прочности при растяжении, включающая все три участка, и кривая длительной прочности при сжатии, соответствующая только второму участку.

Разработана [4,5] методика идентификации материальных функций и программный комплекс, позволяющий на основе результатов базовых экспериментов проводить определение материальных функций.

Для материалов, чувствительных к виду напряженного состояния, т.е. имеющих различные деформационные характеристики и характеристики разрушения при растяжении, сжатии и сдвиге, принимается, что эволюционное уравнение для радиуса поверхности нагружения зависит от параметра вида активного напряженного состояния и первого инварианта тензора напряжений, а эволюционные уравнения для добавочных напряжений и накопления повреждений зависят от параметра вида добавочного напряженного состояния и первого инварианта тензора напряжений. Зависимость поверхности нагружения от первого инварианта тензора напряжений впервые рассмотрена в работах [17, 18]. Для определения материальных функций здесь проводятся такие же базовые эксперименты как, и ранее, но дополнительно к одноосному растяжению–сжатию проводятся испытания при кручении.

Для материалов, обладающих эффектом дополнительного изотропного упрочнения при непропорциональных (сложных) циклических нагружениях, принимается, что эволюционные уравнения для радиуса поверхности нагружения и накопления повреждений зависят от параметра непропорциональности (сложности) нагружения. В качестве параметра непропорциональности принимается [5] параметр Кадашевича–Мосолова [19], равный квадрату синуса угла между векто-

рами скоростей напряжений и скоростей деформаций. В работе [20] проведено обоснование выбора этого параметра на широком спектре эффектов дополнительного изотропного упрочнения. Для определения дополнительных материальных функций необходим и дополнительный базовый эксперимент [5] при циклическом нагружении по круговым траекториям деформаций.

В случае описания своеобразных эффектов (посадка и вышагивание петли пластического гистерезиса, увеличение и уменьшение суммарной долговечности при стационарных и нестационарных, симметричных и несимметричных, мягких и жестких циклических нагружениях) в уравнениях теории учитываются и эволюционные уравнения для смещений третьего типа. Тогда для определения материальных функций дополнительно требуются циклические диаграммы при симметричном и несимметричном жестком растяжении-сжатии, а также данные по малоцикловой усталости при мягком несимметричном нагружении.

На широком спектре конструкционных сталей и сплавов и программ экспериментальных исследований проведена [4,10,14,15,20] верификация разработанных вариантов теории неупругости как по компонентам напряженно-деформированного состояния, так и по характеристикам разрушения. Упругопластические процессы в условиях сложного нагружения как по плоским, так и по пространственным траекториям в большом объеме проанализированы в работах [4,20]. Анализируются также процессы сложного нагружения в условиях термовязкопластического деформирования [4].

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ильяшин А. А. Пластичность. Основы общей математической теории. М.: Изд-во АН СССР, 1963. – 271 с.
- [2] Ильяшин А. А. Механика сплошной среды. М.: МГУ, 1990. – 310 с.
- [3] Новожилов В. В., Кадашевич Ю. И. Микронапряжения в конструкционных материалах. Л.: Машиностроение, 1990. – 223 с.
- [4] Бондарь В. С. Неупругое поведение и разрушение материалов и конструкций при сложном неизотермическом нагружении: Дис... докт. физ.-мат. наук. М., 1990. – 314 с.
- [5] Бондарь В. С. Неупругость. Варианты теории. М.: Физматлит, 2004. – 144 с.
- [6] Новожилов В. В. О сложном нагружении и перспективах феноменологического подхода к исследованию микронапряжений // ПММ. Вып. 3. 1964. Т.28. С. 393–400.
- [7] Chaboche J.L., Dang-Van K., Cordier G. Modelization of the strain memory effect on the cyclic hardening of 316 stainless steel // Trans. 5th Int. Conf. Struct. Mech. Reactor Technol., Berlin.. V.L.P.L 11.3/1.L.113/10. 1979.
- [8] Ишлинский А. Ю. Общая теория пластичности с линейным упрочнением // Укр. мат. ж. Вып. 3. 1954. Т.6. С. 314–324.
- [9] Prager W. The theory of plasticity: A survey of recent achievements // Proc. Inst. Mech. Engrs, London. Vol. 169. 1955. P. 41–57.
- [10] Бондарь В. С. Некоторые новые результаты исследования пластичности материалов при сложном нагружении // Упругость и неупругость. М.: ЛЕНАНД, 2006. С. 94 – 109.
- [11] Armstrong P.J., Frederick C.O. A mathematical representation of the multiaxial bausinger effect // CEGB Report No. RD/B/N 731, 1966.
- [12] Кадашевич Ю. И. О различных вариантах тензорно-линейных соотношений в теории пластичности // Исследования по упругости и пластичности. Л.: ЛГУ. 1967. Вып. 6. С. 39 – 45.
- [13] Ohno N., Wang J.-D. Kinematic hardening rules with critical state of dynamic recovery. P.1: Formulations and basic features for ratcheting behavior // Int. J. Plasticity. Vol. 9. 1993. № 3.P. 375 – 390.
- [14] Bondar V.S., Danshin V.V. Low cycle fatigue under asymmetrical rigid and soft cyclic loadings // Proc. Int. Conf.: SPb.: Polytechnic Univ. Publ., 2008. P. 58 – 62.
- [15] Бондарь В. С., Бурчаков С. В., Даншин В. В. Пластичность и разрушение материалов при нестационарных и несимметричных циклических нагружениях // Современные проблемы ресурса материалов и конструкций: Тр. 3-й школы-семинара. М.: МАМИ, 2009. С.177 – 190.
- [16] Новожилов В. В., Рыбакина О. Г. О перспективах построения критерия прочности при сложном нагружении // Прочность при малом числе циклов нагружения. М.: Наука, 1969. С. 71 – 80.
- [17] Новожилов В. В. О пластическом разрыхлении // ПММ. 1965. Т. 29. Вып. 4. С. 681 – 689.
- [18] Кадашевич Ю. И. Теория пластичности, учитывающая эффект Баушингера и влияние среднего нормального напряжения на границу текучести // Тр. Ленингр. технол. ин-та целлюлозно-бум. пром-ти. Вып.18. 1965. С. 234–235.
- [19] Кадашевич Ю. И., Мосолов А. Б. О соотношениях эндохронной теории пластичности с «новой» мерой внутреннего времени при сложном циклическом нагружении // Технология легких сплавов. 1990. № 3. С. 32 – 36.
- [20] Бондарь В. С., Даншин В. В. Пластичность. Пропорциональные и непропорциональные нагружения. М.: Физматлит, 2008. – 176 с.

В.С. Бондарь. Термоқовушқоқластиклик. Назария вариантлари

Пластиклик назариясининг турли вариантлари оқувчанлик, ноэластиклик ва шикастланишларни йиғилишида мавжуд бўлган зояларни ривожлантирилиши ва умумлашгани ҳисобланадиган термоқовушқоқластиклик (ноэластиклик) назариясининг вариантлари кўриб чиқилган. Турли кўринишдаги юкланиш режимида пўлат конструкциялари ва қотишмаларини ноэластик деформацияланиши ва бузилиши жараёнларини айнан бир хилликда тасвирловчи, ноэластикликнинг бўлиши мумкин бўлган вариантлари тавсифланган.

V.S. Bondar. Thermoviscoplasticity. Variants of the theory

Variants of the theory of thermoviscoplasticity (inelasticity) that is a generalization and development of the ideas contained in the various versions of the theories of plasticity, creep, inelasticity and damage accumulation. Illustrate possible variants of the theory of inelasticity for the adequate description of the inelastic deformation and fracture of structural steels and alloys under various loading regimes.

UDK 539.3

V.A. BRATOV, G.A. VOLKOV, N.F. MOROZOV, Y.V. PETROV

FRACTURE OF ROCK MATERIALS UNDER DYNAMIC LOADING

Introduction. Understanding mechanisms underlying dynamic fracture of rock is one of the central challenges in the modern rock mechanics. Dynamic range loads working for fracture or fragmentation of rock represent the essence of many industrial processes in mining and further handling of rock. Though for several decades it is known and generally recognized that static fracture criteria (critical stress criterion for fracture of intact media and Irwin's critical stress intensity factor criterion for fracture of cracked bodies) are not applicable to study fracture induced by loads of dynamic range, no conventional approach to the problem is formed to the moment

In (Petrov, Utkin, 1989, Petrov, Morozov, 1994) [1, 2] a new criterion able to describe all the variety of experimentally observed effects typical for dynamic fracture was proposed. It was shown (Petrov, Morozov, 1994 [1]; Morozov, Petrov, 2000 [3]; Petrov, Morozov, Smirnov, 2003 [4]) that staying within the frames of linear elastic fracture mechanics it is possible to describe all the features typical of fracture caused by high rate loads. And even more attractive is the fact, that the same critical fracture condition can be used for all load rates – from quasistatic situations, when incubation time criterion repeats classical fracture criteria, to extreme dynamic conditions, when incubation time criterion is in very good qualitative and quantitative agreement with experimentally observed processes.

In this paper recent progress on application of incubation time approach (Petrov, 2004) to problems of dynamic fracture of rock materials is reflected.

Incubation time fracture criterion. Incubation time fracture criterion, originally proposed to describe crack initiation in dynamic conditions, was formulated in (Petrov, Morozov, 1994 [1], Morozov, Petrov, 2000 [3]). This criterion for fracture at a point x , at time t , reads as:

$$\frac{1}{\tau} \frac{1}{d} \int_{x-d}^x \int_{t-\tau}^t \sigma(x^*, t^*) dx^* dt^* \geq \sigma_c, \quad (1)$$

where τ is the incubation time of a fracture process (or fracture microstructural time) – a parameter characterizing the response of the material to applied dynamic loads (i.e. τ is constant for a given material and does not depend on problem geometry, the way a load is applied, the shape of a load pulse or its amplitude). d is the characteristic size of a fracture process zone and is constant for the given material and chosen spatial scale. σ is normal stress at a point, changing with time and σ_c is its critical value (ultimate stress or critical tensile stress evaluated in quasistatic conditions). x^* and t^* are local coordinate and time. Assuming

$$d = \frac{2}{\pi} \frac{K_{IC}^2}{\sigma_c^2}, \quad (2)$$

where K_{IC} is a critical stress intensity factor for mode I loading (mode I fracture toughness), measured in quasistatic experimental conditions, it can be shown that within the framework of linear fracture mechanics for case of fracture initiation in the tip of an existing mode I loaded crack, (1) is equivalent to:

$$\frac{1}{\tau} \int_{t-\tau}^t K_I(t^*) dt^* \geq K_{IC}. \quad (3)$$

Condition (2) arises from the requirement that (1) is equivalent to Irwin's criterion ($K_I \geq K_{IC}$), in quasistatic conditions ($t \rightarrow \infty$). This means that a certain size typical for fractured material appears. This size should be associated with a size of a failure cell on the current spatial scale – all rupture sized essentially less than d cannot be called fracture on the current scale level.

Thus, by introduction of τ and d time-spatial domain is discretized. Once material and scale one is working on are chosen, τ gives a time, such, that energy, accumulated during this time can be released by rupture of the cell that accumulated it. Linear size d assigns dimensions for the cell. Introduction of time and spatial domain discretization is a very important step. To our belief, a correct description of high loading rate effects is not possible if this time-spatial discreteness is not accounted somehow. Advantage of incubation time approach is that one can stay within the framework of continuum linear elasticity, utilizing all the consequent advantages and accounting discreteness of the problem only inside critical fracture condition.

As it was shown in multiple publications (ex. Petrov, 1991 [5], Petrov et al., 2003 [4], Petrov and Sitnikova, 2005 [6]), criterion (3) can be successfully used to predict fracture initiation at brittle solids. For slow loading rates and, hence, times to fracture that are essentially bigger than τ , condition (3) for crack initiation gives the same predictions as Irwin's criterion of the critical stress intensity factor (Irwin, 1957 [7]). For high loading rates and times to fracture comparable with τ all the variety of effects experimentally observed in dynamical experiments (ex. Ravi-Chandar and Knauss, 1984 [8], Kalthoff, 1986 [9], Dally and Barker, 1988 [10], Smith, 1975 [11]) can be received using (3) both qualitatively and quantitatively (Petrov, 2004 [12]). Application of condition (3) to description of real experiments or usage of (3) as a critical fracture condition in finite element numerical analysis gives a possibility for better understanding of fracture dynamics's nature (ex. Bratov et al., 2004) [13] and even prediction of new effects typical for dynamical processes (ex. Bratov and Petrov, 2007a) [14].

Another known approach to dynamic fracture, originating from works of Freund (Freund, Clifton, 1974) [15] and later developed by Freund (Freund, 1990) [16] and Rosakis (for ex. Owen et al. 1998) [17] is based on an assumption that fracture toughness can be directly and unequivocally coupled with loading rate or stress intensity factor rate. Sometimes, for specific experimental conditions with stress intensity factor (or stress) monotonously growing with time, such a dependency can be observed in reality. But, generally speaking, the majority of known experimental results for high loading rate fracture stand for inapplicability of this approach. Both strength rate dependency and fracture toughness rate dependency are characterized by extremely unstable behavior. Moreover, in numerous experiments (Shokey et al., 1986 [18]; Zlatin, Pugachev, 1975 [19]; Berezkin et al., 2000 [20]) it is observed, that fracture can initiate at a moment when stress intensity factor (or stress, if concerning fracture of intact material, for example, in dynamic cleavage experiments) is decreasing and, hence, is having negative rate. Obviously these phenomena are impossible to predict presuming unequivocal dependency of fracture toughness (or critical stress) on stress intensity factor rate (or stress rate).

All this provides a ground to state that incubation time based approach to fracture has the most potential of all currently known approaches in dynamic fracture.

Prediction of dynamic fracture toughness for rock materials. An important conclusion from the previous section is, that in order to use incubation time fracture criterion for practical predictions of critical rupture conditions one should supplement static material specific strength parameters (ultimate stress σ_c and critical stress intensity factor K_{IC}), that are well studied and known for majority of rock materials with incubation time of the fracture process for material in question (τ). In this section theoretical background for one class of experiments aimed for evaluation of τ is given and corresponding experimental results for rock materials are presented.

An infinite plane with a semi infinite crack ($\{x_1, x_2\}: x_2=0, x_1 < 0$) is considered. The load is given as a pressure pulse applied on the crack faces. Displacements of the plane are described by:

$$\rho u_{i,tt} = (\lambda + \mu) u_{j,ji} + \mu u_{i,jj}, \quad (4)$$

where "," refers to the partial derivative with respect to time and spatial coordinates. ρ is the mass density, and the indices i and j assume the values 1 and 2. Displacements are given by $u_{i,jj}$ in the directions x_i respectively. t stands for time, λ and μ are Lamé constants. Stresses and strains are coupled by the Hooke's law:

$$\sigma_{ij} = \lambda \delta_{ij} u_{k,k} + \mu (u_{i,j} + u_{j,i}), \quad (5)$$

where σ_{ij} represents stresses in direction ij , δ_{ij} is the Kronecker delta assuming value of 1 for $i=j$ and 0 otherwise. For negative times the plane is stress free and velocity field is zero everywhere in the body:

$$\sigma_{ij} /_{t<0} = u_{,t} /_{t<0} = 0. \quad (6)$$

Crack faces are free from tractions:

$$\sigma_{21} /_{x_1<0, x_2=0} = 0. \quad (7)$$

Load on the crack faces is given by:

$$\sigma_{22} /_{x_1<0, x_2=0} = -p(t). \quad (8)$$

It is assumed that the leading term in Williams asymptotic expansion of near crack tip stresses is controlling stress field on crack continuation:

$$\sigma_{22} /_{x_1>0, x_2=0} = \frac{K_I(t)}{\sqrt{2\pi\pi_1}} + O(1), \quad x_1 \rightarrow 0. \quad (9)$$

Rectangularly shaped load pulse is applied on the crack faces:

$$p(t) = P[H(t) - H(t - t_0)], \quad (10)$$

where P and t_0 prescribe amplitude and duration for the load pulse and $H(t)$ denotes the Heaviside step function. Solving (4)-(10) one can find stress intensity factor history:

$$K_I(t) = P(c_1, c_2) \left[\sqrt{t} H(t) - \sqrt{t - t_0} H(t - t_0) \right], \quad (11)$$

where

$$(c_1, c_2) = \frac{4c_2 \sqrt{c_1^2 - c_2^2}}{c_1 \sqrt{\pi c_1}},$$

with c_1 and c_2 being speeds of longitudinal and transversal wave in the studied material.

Supposing amplitude of the load pulse is a threshold one (i.e. the minimal possible amplitude resulting in crack extension), time when incubation time fracture condition (3) is fulfilled can be found from:

$$I(t) = K_{IC} \tau, \quad I(t) = \int_{t-\tau}^t K_I(s) ds. \quad (12)$$

Substituting K_I from (11) into (12) one can get:

$$I(t) = \frac{2}{3} P(c_1, c_2) \left[t^{\frac{2}{3}} H(t) - (t - \tau)^{\frac{2}{3}} H(t - \tau) \right] - \frac{2}{3} P(c_1, c_2) \left[(t - t_0)^{\frac{2}{3}} H(t - t_0) + (t - \tau - t_0)^{\frac{2}{3}} H(t - \tau - t_0) \right] \quad (13)$$

Obviously $I(t)$ reaches its maximum overtime value at $t=t'$:

$$t' = \frac{1}{3} \left[\tau + t_0 + 2\sqrt{\tau^2 - \tau t_0 + t_0^2} \right] \quad (14)$$

Thus, conducting series of experiments on cracked plates with sizes such, that waves from specimen boundaries are not reaching crack tip prior to crack initiation, tending to find threshold load amplitude for pulses with given duration t_0 , one can obtain value for incubation time τ for material tested. Table 1 gives vales for critical stress intensity factor, ultimate stress and incubation time for several rock materials. Data presented in table 1 was experimentally evaluated in Research Center of Dynamics (St.-Petersburg State University) by Petrov et al. (Petrov et al. 2005). Value for d is calculated utilizing (2).

Table 1

Fracture properties of some rock materials

№	Material	σ_c, MPa	$K_{IC}, MPa\sqrt{m}$	d, mm	$\tau, \mu s$
1.	Limestone	12.40	1.31	7.11	15
2.	Gabbro-Diabase	44.04	2.36	1.83	40
3.	Marble	6.19	1.34	30.00	44
4.	Sandstone	31.18	1.19	0.93	54
5.	Granite	19.50	2.40	1.95	72
6.	Clay	1.63	0.12	3.45	75

Fig. 1 reflects experimentally observed dependencies of time-to-fracture t' on a threshold pulse duration t_0 for such materials.

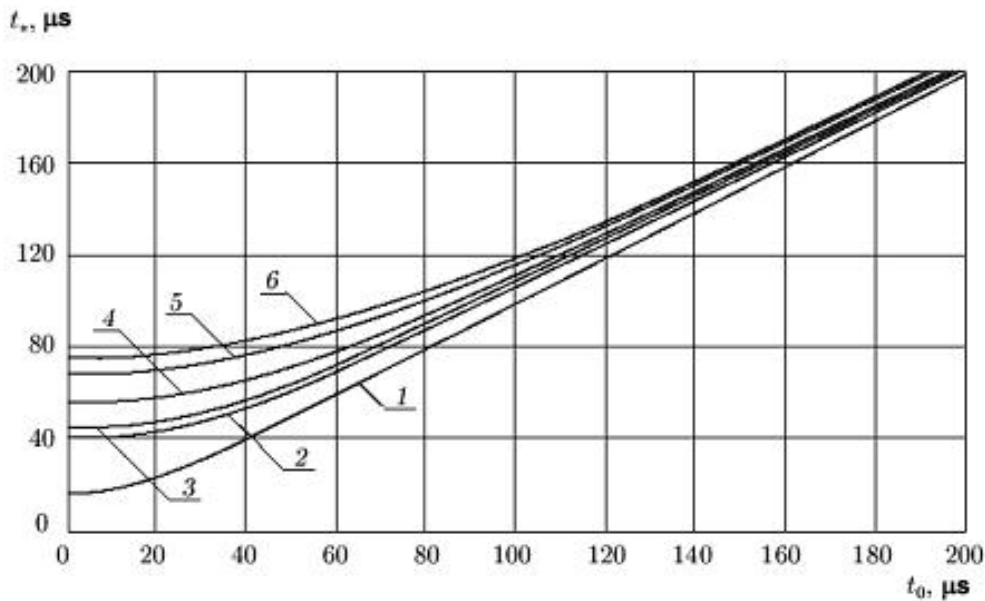


Fig. 1. Time-to-fracture – load duration curves for rock materials: 1 – limestone, 2– gabbro-diabase, 3 – marble, 4 – sandstone, 5 – granite, 6 – clay

Optimization of energy input in industrial processes connected with fracture of rock materials. A possibility to reduce the amount of energy, required for fracture or fragmentation of rock materials is of a large interest for mining and rock processing technologies. Examples of applications include such areas as percussive, explosive, hydraulic, electro-impulse and other mining technologies, drilling, pounding etc. In these processes energy input often accounts for a significant, if not the largest, part of the process cost (see for ex. Royal Dutch Petroleum Company Annual Report, 2003) [21]. By different estimations up to 25% of all energy produced on our planet is spent for fracture.

In (Bratov, Petrov, 2007a [22]) amount of energy sufficient to initiate propagation of a mode I loaded central crack was extensively explored. It was demonstrated that energy one needs to input into media containing a crack in order to advance this crack does strongly depend on the shape of the load pulse applied. The most important conclusion is the existence of optimal energy saving parameters for fracturing machines. Controlling amplitude and duration (frequency) of impacts produced by a machine it is possible to reduce energy spent on creation of the desired rupture.

The majority of nonexplosive industrial processes connected with fracturing or fragmenting rock materials provide a possibility to control amplitude and frequency of the impacts created. There is a possibility to optimize energy input for fracture and fragmentation in such processes by tuning amplitude and frequency of rupture machine impacts. Prediction of optimal energy saving parameters can be done on the basis of material parameters including elastic parameters, strength properties, incubation time of fracture, and information about prevalent size and distribution of defects in fractured material.

It can be demonstrated that for majority of rock materials creation of fracturing impacts with parameters different from optimal require much more energy comparing to creation of optimal energy saving impact resulting in similar fracture. For example for granite with initial cracks of 5 mm fractured by rectangular shaped load, when the frequency of the fracturing impacts differs from the optimal one by 10%, energy cost of fracture creation is exceeding the minimal vale by 12% Taking into consideration the fact that the efficiency of rupture connected processes rarely exceeds a few percent, it gets evident that even a possibility of small improvement of energy input is of a great importance for industry.

Simulation of SMART1 satellite impacting the moon surface. Incubation time fracture criterion (1) can also be applied to study evolution of fracture process. This includes both simulation of crack propagation in bodies with initial cracks and fracture of initially intact media. In this section an attempt to incorporate incubation time approach into finite element (FE) code and simulate conditions of satellite SMART1 lunar impact conducted by ESA year 2006 (ESA, 2006a, 2006b [23, 24]) is presented. Aim of

the simulation is to compare dimensions of crater created due to SMART1 contact to the moon surface to results received using FE method utilizing incubation time criterion as critical rupture condition.

Recently incubation time condition utilized as fracture criterion in FE simulation was successfully used by Bratov and Petrov (Bratov, Petrov, 2007b [14]) to describe classic for modern dynamic fracture experiments of Ravi-Chandar and Knauss (Ravi-Chandar, Knauss, 1984 [8]). In these experiments cracked sample was loaded by high rate pressure pulse applied on the crack faces. Received results were closely repeating crack propagation histories observed in reality.

A similar approach can be used to simulate fracture of initially intact media. The difference is, that in this case FE code should trace fracture condition fulfillment in all the nodes of a sample and be able of creating a new surface in respective points once rupture criterion is implemented somewhere in the body.

The traditional way to create new surface in FE formulation is associated with splitting of existing nodes. Using this approach is reasonable in most cases, though this normally requires remeshing and re-mapping, that are rather time consuming procedures. For the studied problem the situation is different. To guarantee correct integration in (1) one should use small (as comparing to τ) time steps - the solution results in long series of tiny substeps. Solution (convergence) on every substep is achieved comparably fast - FE solver is almost not iterating. It was found, that in this case it is more effective to use multiple nodes in the same location from the beginning, rather then split the node in question. Each element the full model is constructed of is not sharing nodes with other elements. 2-D problem with rotational symmetry is solved. Quadratic 4-node elements are used. Dimensions of every element is exactly $d \times d$ (where d is given by (2)). Obviously, 4 nodes have the same location for inner points of a body and 2 nodes have the same location for the points belonging to the boundary. This nodes originally have their dimensions of freedom (DOF's) coupled. This results in the same FE solution as it was if elements had shared nodes before the fracture condition is implemented in a respective point. When fracture condition is fulfilled, restriction on nodes DOF's is removed – a new surface is created. This is done automatically by FE code after every substep.

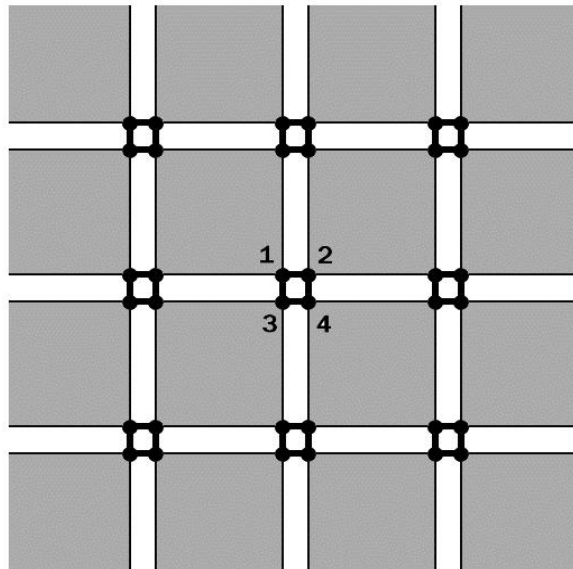


Fig. 2. Model consisting of elements without shared nodes

Fig. 2 gives a schematic representation of internal points of a body. Originally all 4 nodes sharing the same location have all of their DOF's coupled. Condition (1) for this point can be written:

$$\frac{1}{\tau} \int_{t-\tau}^t \sigma_{ii}(t^*) dt^* \geq \sigma_c, \quad (15)$$

where i assumes values 1 and 2. Repeating indices does not dictate summation in this case. Spatial integration is removed, because stress in respective direction calculated by FE program is already a mean value over size d (as d is the element size being used). If (15) is fulfilled for σ_{11} or σ_{22} then movements of nodes 1,2,3 and 4 on figure 2 get uncoupled. If (15) is fulfilled for σ_{11} , two new couple sets consisting of

nodes 1, 2 and 3,4 are created. If (15) is fulfilled for σ_{22} , new couple sets are created for nodes 1, 3 and 2,4. For later times condition (15) in applicable direction is traced for newly created couple sets separately.

The problem is solved for a half-space $y < 0$. (2)-(4) give state equations and initial conditions for the half-space. Half-space representing moon had following material properties: $\sigma_c = 10.5$ MPa, $K_{IC} = 2.94 \text{ MPa}\sqrt{m}$, $\tau = 80 \mu\text{s}$, $E = 60$ GPa, $\rho = 2850$ kg/m³, $\nu = 0.25$ typical for earth basalt. This results in $d = 5$ cm. Half-space is impacted by a cylinder with diameter of 1 meter and height of 1 meter. Density for the cylinder is chosen such, that its mass is the same as the one of SMART1 satellite. We suppose material of cylinder is linear elastic and have no possibility to fracture. SMART1 satellite had a form close to cubic with side of 1 meter and had a mass of 366 kg. SMART1 impacted the moon surface at a speed of approximately 2000 m/s. In FE formulation the cylinder was given an initial speed of 2000 m/s prior its contact to the half-space boundary. Fig. 3 gives an overview of the FE model. Size of the sample, representing the half-space is chosen from a condition that waves reflected from sample boundaries are not returning to the region where the crater is formed in the process of simulation.

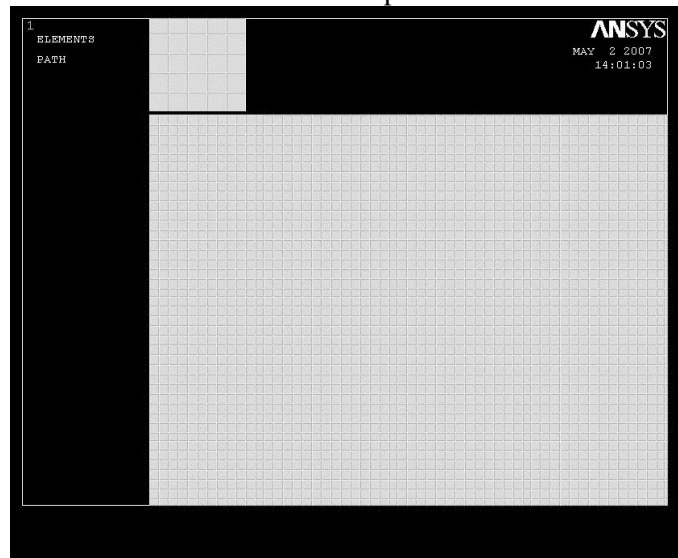


Fig. 3. FE model overview

ANSYS finite element package (ANSYS User's Guide) was used to solve the stated problem. Control of fracture condition (15) fulfillment in all of the sample points and new surface creation when rupture criterion is implemented was carried out by a separate ANSYS ADPL subroutine.

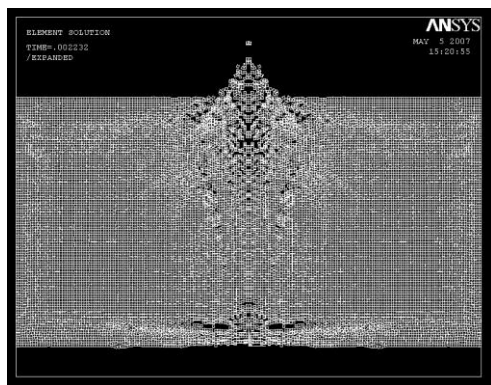


Fig. 4. Sample after impact

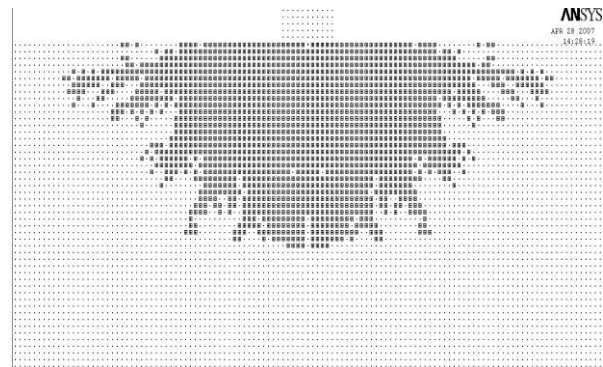


Fig. 5. Locations of ruptured nodes

Fig. 4 shows the sample state after the simulation is finished. Damage localized at down part of the sample is due to finite dimensions of a sample and represent cleavage fracture that occurred after compressive waves are reflected from down boundary. In fig. 5 locations of nodes where the fracture had occurred are marked. This gives a possibility to assess dimensions of crater that is formed after the modeled impact. Damaged zone is found to be about 10 meters in diameter and about 3 meters deep. Zone where the material is fully fragmented (crater formed) can be assessed having 7-10 meters in diameter

and 3 meters deep. This result is coinciding with ESA estimations of dimensions of crater formed due to SMART1 impact (ESA, 2006a, 2006b) [23, 24].

Conclusions. Incubation time fracture criterion has a wide area of applicability. As real dynamic fracture problems rarely can be solved analytically, the majority of applications require numerical simulations. In this connection incubation time approach has a significant advantage – it can be applied for correct description of both quasistatic and dynamic fracture, so one does not have to use separate criteria for different load rates. It is shown that using incubation time criterion incorporated into finite element code a correct description of dynamic fracture initiation (Petrov and Morozov, 1994 [4]; Petrov, 2004 [12]), dynamic crack propagation (Bratov, Petrov, 2007b) [14] and fracture of initially fractured media is possible. It is remarkable that staying within the frames of linear elastic fracture mechanics, it is possible to predict all the variety of effects inherent in dynamic fracture. And all this is possible while utilizing rather simple fracture model, not incorporating complicated cohesive laws. The same approach can be used to model dynamic crack arrest, dynamic cleavage, etc.

REFERENCES

- [1] Petrov Yu.V., Utkin A.A. On the rate dependences of dynamic fracture toughness // Soviet Material Science. Vol. 25. 1989. No.2. P. 153–156.
- [2] Petrov Y.V., Morozov N.F. On the modeling of fracture of brittle solids, ASME // J. Appl. Mech, Vol. 61. 1994. P. 710 – 712.
- [3] Morozov N., Petrov Y. Dynamics of Fracture. Springer-Verlag, Berlin; Hidelberg; New York, 2000.
- [4] Petrov Y.V., Morozov N.F. Smirnov V.I. Structural Macromechanics Approach in Dynamics of Fracture, Fatigue Fract. Engng. Mater. Struct. Vol. 26. 2003. P. 363–372.
- [5] Petrov Yu. V. On "Quantum" Nature of Dynamic Fracture of Brittle Solids // Dokl. Akad. Nauk USSR. Vol. 321. 1991. №1. P. 66-68.
- [6] Petrov Y., Sitnikova E. Temperature dependence of spall strength and the effect of anomalous melting temperatures in shock-wave loading // Technical Physics. Vol. 50. 2005. P. 1034–1037.
- [7] Irwin G. Analysis of Stresses and Strains Near the End of a Crack Traversing a Plate // Journal of Applied Mechanics. Vol. 24. 1957. P. 361–364.
- [8] Ravi-Chandar K., Knauss W. G. An Experimental Investigation into Dynamic Fracture // International Journal of fracture, Vol. 25. 1984. P. 247–262.
- [9] Kalthoff J. F. Fracture behavior under high rates of loading // Engineering fracture Mechanics. Vol. 23. 1986. P. 289 – 298.
- [10] Dally J.W., Barker D.B. Dynamic Measurements of Initiation Toughness at High Loading Rates // Experimental Mechanics. Vol. 28. 1988. P. 298–303
- [11] Smith, G. C. An Experimental Investigation of the Fracture of a Brittle Material, Ph.D. Thesis, California Institute of Technology. 1975.
- [12] Petrov Y. V. Incubation time criterion and the pulsed strength of continua: fracture, cavitation, and electrical breakdown // Doklady Physics. Vol. 49. 2004. P. 246–249.
- [13] Bratov V., Gruzdkov A., Krivosheev S., Petrov Y. Energy Balance in the Crack Growth Initiation under Pulsed-Load Conditions // Doklady Physics. Vol. 49. № 5. 2004. P. 338–341.
- [14] Bratov V., Petrov Y. Optimizing energy input for fracture by analysis of the energy required to initiate dynamic mode I crack growth // International Journal of Solids and Structures. Vol. 44. 2007. P. 2371–2380.
- [15] Freund L.B., Clifton R. On the Uniqueness of Plane Elastodynamic Solutions for Running Cracks // Journal of Elasticity. Vol. 4. 1974. P. 293–299.
- [16] Freund L. B. Dynamic Fracture Mechanics, 1st Cambridge Press, Cambridge: 1990.
- [17] Owen D.M., Zhuang S., Rosakis A.J., Ravichandran G., Experimental Determination of Dynamic Crack Initiation and Propagation Fracture Toughness in Aluminum Sheets // International Journal of Fracture. Vol. 90. 1998. P. 153–174.
- [18] Shockey D. A. et al. Short Pulse Fracture Mechanics // Journal of Engineering Fracture Mechanics. Vol. 23. 1986. P. 311–319.
- [19] Zlatin, N. A., Pugachev, G. S. Temporal dependency of metal strength // Solid state physics, 17, 2599–2602
- [20] Berezkin A.N., Krivosheev S.I., Petrov Yu.V., Utkin A.A. Effect of delayed crack nucleation under threshold pulse loading // Doklady Physics. Vol. 45. 2000. No. 11. P. 617–619.
- [21] Royal Dutch Petroleum Company Annual Report, 2003.
- [22] Bratov, V., Petrov, Y. Application of Incubation Time Approach to Simulate Dynamic Crack Propagation // International Journal of Fracture. Vol. 146. 2007b. P. 53–60.
- [23] ESA Press Release, Impact landing ends SMART-1 mission to the Moon. Vol.31. 2006. http://www.esa.int/esaCP/SEM7A76LARE_index_0.html.
- [24] ESA Intense final hours for SMART-1, 2006b. http://www.esa.int/esaCP/SEMV386LARE_index_0.html.

В.А. Братов, Г.А. Волков, Н.Ф. Морозов, Ю.В. Петров. Тоғ жинсларини динамик юкланишлар таъсирида емирилиши

Мақолада тоғ жинслари статик ва динамик мустаҳкамлик хоссаларини орасидаги ўзаро боғлиқликни ўрнатиши модели таклиф қилинади. Ушбу модел квазимўрт гетероген материалларда юкланиш тезлигини тарқалиши ва бузилиши тўхташ шароитларида вужудга келадиган критик шароитларни олдиндан аниқлаш имконини беради ва квазимўрт емирилишининг инкубацион вақти концепцияси асосида ишлаб чиқилган. Усулни қўлланилиши инкубацион жараёни ҳисобга олиб, турли тоғ жинсларини динамик емирилишидаги тажрибаларни қайта ишлашдан олинган маълумотлар асосида макроскопик емирилишларни олдиндан аниқлаш имконини беради. Бир неча классдаги тоғ жинслари учун мустаҳкамликнинг вақтга боғлиқлигини олдиндан айтиш имконини берувчи универсал ҳисоблаш схемаси таклиф этилади. Бу схемани катта тезликдаги ва шунингдек секин квазистатик юкланишлар учун ҳам қўллаш мумкинлиги кўрсатилган. Аниқ бир тоғ жинсларини емирилишини учун керак бўладиган минимал энергия талаб қилинадиган юкланишининг мавжуд оптимал формаси ишлаб чиқилган. Материалнинг динамик емирилишининг зарбавий қовушқоқлиги (ДЕЗҚ) юкланиши таъсир вақтига боғлиқлиги кўрсатилган. Бу юқори тезликдаги юкланишларда ДЕЗҚ барқарор эмаслигини келтириб чиқаради. Бир қатор ҳолларда ДЕЗҚ емирилиш қовушқоқлигидан ҳам кичик бўлиши мумкинлиги аниқланган, квазистатик емирилиш учун ҳам характерлидир.

В.А. Братов, Г.А. Волков, Н.Ф. Морозов, Ю.В. Петров. Разрушение горных пород при динамическом нагружении

Центральной темой доклада будет являться обсуждение модели, предоставляющей возможность установить взаимосвязь между статическими и динамическим прочностными свойствами горных пород. Данная модель разработана на основе концепции инкубационного времени квазихрупкого разрушения и позволяет предсказывать возникновение критических условий, ведущих к возникновению, распространению и остановке разрушения в квазихрупких гетерогенных материалах в широком диапазоне условий и скоростей нагружения. Применение подхода, учитывающего инкубационные процессы, предшествующие макроскопическому разрушению, возможно на основе данных, полученных при обработке экспериментов на динамическое разрушение различных горных пород. Будут представлены универсальные расчетные схемы, позволяющие предсказывать временную зависимость прочности для некоторых классов горных пород. Будет показано, что данные схемы применимы как для высокоскоростных нагрузок, так и для медленных квазистатических нагрузок. Будет показано, что для конкретной горной породы существует оптимальная форма нагрузки, позволяющая минимизировать энергию, необходимую для разрушения данного материала. Будет показано, что ударная вязкость динамического разрушения (УВДР) материала существенно зависит от истории нагружения. Это приводит к нестабильности в поведении УВДР при воздействии высокоскоростными нагрузками. Будет показано, что в некоторых случаях УВДР может быть даже меньше значения вязкости разрушения, характерного для квазистатического разрушения.

УДК 539.375

В.В. ГЛАГОЛЕВ, А.А. ФУРСАЕВ

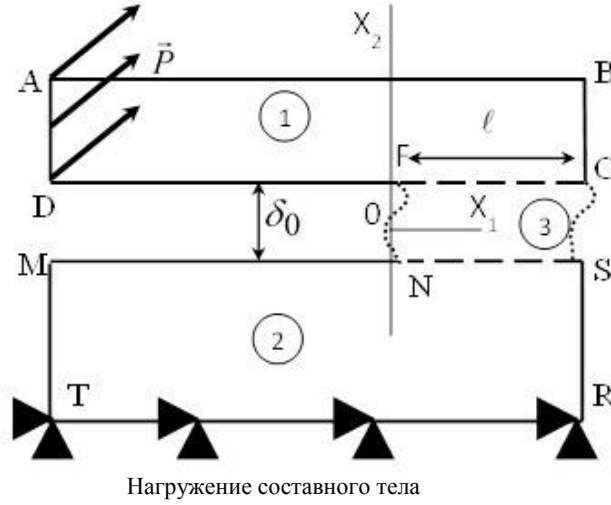
ПОДХОД К ОПИСАНИЮ ДЕФОРМИРОВАНИЯ КОМПОЗИТА С ТОНКИМ АДГЕЗИОННЫМ СЛОЕМ

Согласно предлагаемой модели, толщина адгезива мала по сравнению с соответствующими характеристиками соединяемых тел. Для описания напряженно-деформированного состояния (НДС) адгезионного слоя применяется концепция слоя взаимодействия, используемая в модели трещиноподобного дефекта [1,2]. Средние напряжения в слое выражаются через компоненты тензора напряжений на границах адгезионного слоя (АС). Соответствующие граничные напряжения естественным образом формируют граничные условия для сопрягаемых со слоем материалов. Граничные напряжения в данном случае ассоциируем с адгезионными силами сцепления и достижение ими критического значения трактуем как адгезионное разрушение. Использование средних по толщине напряжений позволяет отказаться от конкретизации геометрии торца АС. Таким образом, задача определения предельного состояния композиционного материала под воздействием внешней нагрузки сводится к нахождению предела прочности в соответствующих материалах и по границам слоя. По достижении той или иной критериальной характеристики разрушение трактуется либо как адгезионное, либо как когезионное.

На рисунке представлено тело, состоящее из трех областей, в общем случае с различными материальными свойствами, где область под номером 3 ассоциируется с клеевой подложкой толщиной δ_0 , размер которой мал по сравнению с толщинами тел 1 и 2. Процесс нагружения предполагаем квазистатическим и изотермическим. Условие равновесия запишем в вариационной форме

$$\iint_{S_{1+2+3}} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \iint_{S_1} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds + \iint_{S_2} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds + \iint_{S_3} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \int_L \vec{P} \cdot \delta \vec{u} dl, \quad (1)$$

где \vec{P} – внешняя нагрузка на контуре L ; σ – тензор напряжений; ε – тензор деформаций; \vec{u} – поле перемещений.



Так как система из трех тел находится в равновесии, запишем уравнения равновесия для каждого из них:

$$\iint_{S_1} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \int_{L^1} \vec{P} \cdot \delta \vec{u} dl - \int_{L_{FC}} \vec{P}^+ \cdot \delta \vec{u} dl, \quad (2)$$

$$\iint_{S_2} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \int_{L^2} \vec{P} \cdot \delta \vec{u} dl - \int_{L_{SN}} \vec{P}^- \cdot \delta \vec{u} dl, \quad (3)$$

$$\iint_{S_3} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \int_{L_{CF}} \vec{P}^+ \cdot \delta \vec{u}^+ dl + \int_{L_{NS}} \vec{P}^- \cdot \delta \vec{u}^- dl, \quad (4)$$

где $\vec{P}^+ = \sigma_{21}^+ \vec{e}_1 + \sigma_{22}^+ \vec{e}_2$, $\vec{P}^- = -\sigma_{21}^- \vec{e}_1 - \sigma_{22}^- \vec{e}_2$ – векторы напряжений, действующие по верхней и нижней границам AC; $\sigma_{21}^+, \sigma_{22}^+, \sigma_{21}^-, \sigma_{22}^-$ – граничные напряжения AC; \vec{u}^+, \vec{u}^- – векторы перемещения верхней и нижней границ AC; L^1, L^2 – внешние контуры тел 1 и 2 без учета границ с AC. Торцы слоя считаем свободными от напряжений. При этом постулируется жесткое сцепление между границами AC с областями 1, 2. Кроме того, примем, что векторы напряжений на сопряженных границах AC равны и противоположны векторам напряжений сопряженных границ тела.

Работу внутренних напряжений в AC выразим посредством средних характеристик НДС, полагая $\varepsilon(x_1, x_2) = \bar{\varepsilon}(x_1)$:

$$\iint_{S_3} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds = \delta_0 \int_{x_1^F}^{x_1^C} \bar{\sigma} \cdot \delta \bar{\varepsilon} dx_1 = \delta_0 \int_{\ell} \bar{\sigma} \cdot \delta \bar{\varepsilon} dx_1, \quad (5)$$

где $\bar{\sigma}, \bar{\varepsilon}$ – соответственно тензоры средних напряжений и деформаций в слое.

Средние деформации и перемещения определяем через их граничные значения следующим образом [1,2]:

$$\bar{\varepsilon}_{22}(x_1) = \left(\frac{u_2^+(x_1) - u_2^-(x_1)}{\delta_0} \right), \quad \bar{\varepsilon}_{11}(x_1) = 0.5 \left(\frac{\partial u_1^+(x_1)}{\partial x_1} + \frac{\partial u_1^-(x_1)}{\partial x_1} \right), \quad (6)$$

$$\frac{\partial \bar{u}_1(x_1)}{\partial x_2} = \frac{u_1^+(x_1) - u_1^-(x_1)}{\delta_0}, \quad \frac{\partial \bar{u}_2(x_1)}{\partial x_1} = 0.5 \left(\frac{\partial u_2^+(x_1)}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2^-(x_1)}{\partial x_1} \right), \quad (7)$$

$$\bar{u}_1(x_1) = 0.5(u_1^+(x_1) + u_1^-(x_1)), \quad \bar{u}_2(x_1) = 0.5(u_2^+(x_1) + u_2^-(x_1)). \quad (8)$$

Из выражений (7) получим следующее представление средней сдвиговой деформации вдоль слоя:

$$\bar{\varepsilon}_{21}(x_1) = \bar{\varepsilon}_{12}(x_1) = 0.5 \left(\frac{u_1^+(x_1) - u_1^-(x_1)}{\delta_0} + 0.5 \left(\frac{\partial u_2^+(x_1)}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2^-(x_1)}{\partial x_1} \right) \right). \quad (9)$$

Из (4) и (5) с учетом (6) и (9) получим вариационное условие равновесия АС:

$$\begin{aligned} & 0.5\delta_0 \int_{\ell} \bar{\sigma}_{11} \delta \left(\frac{\partial u_1^+(x_1)}{\partial x_1} + \frac{\partial u_1^-(x_1)}{\partial x_1} \right) dx_1 + \int_{\ell} \bar{\sigma}_{22} \delta (u_2^+(x_1) - u_2^-(x_1)) dx_1 + \\ & + \delta_0 \int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \delta \left(\frac{u_1^+(x_1) - u_1^-(x_1)}{\delta_0} + 0.5 \left(\frac{\partial u_2^+(x_1)}{\partial x_1} + \frac{\partial u_2^-(x_1)}{\partial x_1} \right) \right) dx_1 = \\ & = \int_{\ell} \sigma_{22}^+ \delta u_2^+ dx_1 + \int_{\ell} \sigma_{21}^+ \delta u_1^+ dx_1 - \int_{\ell} \sigma_{22}^- \delta u_2^- dx_1 - \int_{\ell} \sigma_{21}^- \delta u_1^- dx_1. \end{aligned} \quad (10)$$

При отсутствии торцевых нагрузок на АС, интегрируя по частям, имеем

$$\int_{\ell} \bar{\sigma}_{11} \delta \left(\frac{\partial u_i^{\pm}(x_1)}{\partial x_1} \right) dx_1 = - \int_{\ell} \frac{\partial \bar{\sigma}_{11}}{\partial x_1} \delta u_i^{\pm}(x_1) dx_1, \quad (11)$$

$$\int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \delta \left(\frac{\partial u_i^{\pm}(x_1)}{\partial x_1} \right) dx_1 = - \int_{\ell} \frac{\partial \bar{\sigma}_{21}}{\partial x_1} \delta u_i^{\pm}(x_1) dx_1, \quad (12)$$

где $i = 1, 2$.

Из (10), с учетом (11) и (12), приравнявая слагаемые при одинаковых вариациях, приходим к следующим представлениям граничных напряжений АС:

$$\sigma_{21}^+ = \bar{\sigma}_{21} - 0.5\delta_0 \frac{\partial \bar{\sigma}_{11}}{\partial x_1}, \quad \sigma_{22}^+ = \bar{\sigma}_{22} - 0.5\delta_0 \frac{\partial \bar{\sigma}_{21}}{\partial x_1}, \quad (13)$$

$$\sigma_{21}^- = \bar{\sigma}_{21} + 0.5\delta_0 \frac{\partial \bar{\sigma}_{11}}{\partial x_1}, \quad \sigma_{22}^- = \bar{\sigma}_{22} + 0.5\delta_0 \frac{\partial \bar{\sigma}_{21}}{\partial x_1}. \quad (14)$$

Подставив (13) в (2), а (14) в (3) и выполнив преобразования, обратные (11), (12), приходим к вариационным уравнениям равновесия для тела 1

$$\int_{S_1} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds + \int_{\ell} \bar{\sigma}_{22} \delta u_2 dx_1 + \int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \delta u_1 dx_1 + 0.5\delta_0 \left(\int_{\ell} \bar{\sigma}_{11} \frac{\partial \delta u_1}{\partial x_1} dx_1 + \int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \frac{\partial \delta u_2}{\partial x_1} dx_1 \right) = \int_{L^1} \bar{P} \cdot \delta \bar{u} dl \quad (15)$$

и тела 2

$$\int_{S_2} \sigma \cdot \delta \varepsilon ds - \int_{\ell} \bar{\sigma}_{22} \delta u_2 dx_1 - \int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \delta u_1 dx_1 + 0.5\delta_0 \left(\int_{\ell} \bar{\sigma}_{11} \frac{\partial \delta u_1}{\partial x_1} dx_1 + \int_{\ell} \bar{\sigma}_{21} \frac{\partial \delta u_2}{\partial x_1} dx_1 \right) = \int_{L^2} \bar{P} \cdot \delta \bar{u} dl. \quad (16)$$

Отметим, что соотношения (15), (16) получены без ограничения на свойства материалов и форму тела.

Уравнения (15), (16) необходимо замкнуть конкретными определяющими соотношениями. Поведение материала при нагружении определяем законом Гука для тел 1 и 2:

$$\tilde{\sigma} = 2G_i \tilde{\varepsilon}, \quad (17)$$

$$p = 3K_i \theta, \quad (18)$$

где $\tilde{\sigma}$ – девиатор тензора напряжений; $\tilde{\varepsilon}$ – девиатор тензора деформаций; K_i – модуль объемного сжатия; G_i – модуль сдвига $i=1,2$; $p = \sigma \cdot E$.

В материале слоя определяющие соотношения считаем справедливыми для средних по толщине слоя характеристик НДС

$$\tilde{\sigma} = 2G_3 \tilde{\varepsilon}, \quad (19)$$

$$\bar{p} = 3K_3 \bar{\theta}. \quad (20)$$

В результате подстановки в определяющие соотношения (19) и (20) выражений компонент средних деформаций (6), (9) средние напряжения определяются через граничные перемещения и их производные. В этом случае в уравнении (15) будут присутствовать перемещения границы NS тела 2 (см. рисунок), а в уравнении (16) – перемещения границы FC тела 1 (см. рисунок). Таким образом, совместное решение системы (15) – (20) сводится к определению поля перемещений $\vec{u}(x_1, x_2)$ в телах 1 и 2.

После определения полей перемещений в телах 1 и 2, в том числе и по границам со слоем, из (19), (20) находим средние напряжения в слое. Зная распределение средних напряжений вдоль слоя, из уравнений (13), (14) находим граничные напряжения по его границе. Для численного решения системы (15) – (20) можно использовать различные дискретные методы, обеспечивающие численную сходимость. В частности, использовался МКЭ с квадратичным распределением поля перемещений для дискретизации задачи.

Работа выполнена при финансовой поддержке Министерства образования и науки РФ (госзадание № 467).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Glagolev V.V., Glagolev L.V., Markin A.A. Stress-Strain State of Elastoplastic Bodies with Crack // Acta Mechanica Solida Sinica. Vol. 28. 2015. № 4. P. 375–383.
- [2] Глаголев В.В., Маркин А.А. Нахождение предела упругого деформирования в концевой области физического разреза при произвольном нагружении его берегов // Прикладная механика и техническая физика. 2012. Т. 53. № 5. С. 174–183.

Тулский государственный университет

Дата поступления
23.05.2016

В.В. Глаголев, А.А. Фурсаев. Ингичка адгезион қатламли композитни деформацияланишини тасвирлаш

Ингичка адгезион қатламли композит метриалини деформацияланиши модели кўрилган. Қатламнинг кучланганлик ҳолатини қатлам қалинлиги бўйича кучланишлар ва қатлам чегараси бўйича кучланишларнинг ўртача боғлиқликлари асосида қараши таклиф этилган. Адгезион қатламга ўртача боғланган жисмнинг мувозанатини вариацион шароити кичик деформациялар чегарасида олинган. Натижада вариацион тенгламаларнинг боғлиқ системасининг бир бирига алоқадор жисмларда нисбий кўчишлар майдони тенгламасига олиб келади, шу билан бирга қатлам билан боғланиш чегараларида ҳам.

V.V. Glagolev, A.A. Fursaev. The approach to the description of the deformation of the composite with a thin adhesive layer

The deformation model of a composite with a thin adhesive layer is examined. The consideration of a layer's stress state is based on the relationship between the average stresses by thickness and the stresses on the layer's border. The variational condition for the equilibrium state of a two bodies linked through an adhesive layer is obtained within small strains. As the result, the system of variational equations reduces to the equations with respect to the displacements fields in the matched bodies including the layer's bounds. The system of variational equations with respect to displacements contains the adhesive layer thickness as the parameter.

УДК 539.4.014.13

А.Д.ДЖУРАЕВ, И.Г.ШИН, М.Р.МУМИНОВ

О ВЗАИМОСВЯЗИ СКРЫТОЙ ЭНЕРГИИ ДЕФОРМАЦИИ И ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ ОСТАТОЧНЫХ НАПРЯЖЕНИЙ В ДЕТАЛЯХ МАШИН

Надежность современных технологических машин во многом определяется долговечностью основных деталей рабочих органов и зависит в большей степени от качества и состояния их поверхностного слоя, формируемого на окончательных (финишных) операциях механической и отделочно-упрочняющей обработки. Наряду с экспериментальными методами исследований параметров качества поверхностного слоя развитие теоретических подходов для определения важнейшего параметра качества поверхностного слоя деталей – технологических остаточных напряжений приобретает особую актуальность, так как позволяет эффективно решать вопросы прогнозирования усталостной прочности и долговечности ответственных деталей машин.

Все изменения физико-механических параметров в поверхностном слое деталей при контактно-взаимодействии с режущим или упрочняющим инструментом происходят в результате трансформации энергетических соотношений в соответствии с законами термодинамики.

Технологические остаточные напряжения возникают при одновременном действии различных факторов: механических, тепловых, и физико-химических [1–3]. Формирование и распределение остаточных макронапряжений в поверхностном слое деталей после обработки резанием в первом приближении объясняют действием двух факторов – силового (пластического деформирования), обеспечивающего возникновение сжимающих напряжений, и теплового (нагрева поверхностного слоя), являющегося причиной образования растягивающих остаточных напряжений.

При обработке резанием и ППД вследствие трения между контактными поверхностями инструмента и обрабатываемой поверхностью детали ее внешний поверхностный слой подвергается пластической деформации растяжения, а слой материала, расположенный ниже, растягивается упруго. После прохождения инструментом рабочей зоны упруго растянутый внутренний слой стремится сжаться, но этому препятствует наружный пластически деформированный слой. В итоге во внешнем слое формируется напряжение сжатия, а во внутреннем – растяжения.

Недостаток рассматриваемой модели формирования макронапряжений состоит в условности разделения одновременно действующих механического и теплового факторов, а также то, что они не учитывают направления силовой нагрузки на поверхностный слой детали. Направление силовой нагрузки, безусловно, скажется как на интенсивности деформаций, так и на ее направлении, вызывая тем самым возникновение в поверхностном слое детали как растягивающие, так и сжимающие остаточные напряжения.

По мнению акад. Н.Н. Давиденкова, физического различия между остаточными напряжениями первого и второго рода не существует, и напряжение первого рода является равнодействующим остаточных напряжений второго рода. Следовательно, можно утверждать, что остаточные напряжения второго рода, в свою очередь, являются равнодействующими напряжений третьего рода.

Таким образом, подобное рассмотрение технологических остаточных напряжений отражает иерархию структурных уровней остаточных напряжений по аналогии со структурными уровнями деформаций [4]. Рассмотрение структурных уровней деформаций (напряжений) дает ключ к описанию единой физической сущности механизма пластического течения кристаллического тела. Сущность иерархии структурных уровней (напряжений) состоит в том, что каждый структурный уровень испытывает макродеформацию (макронапряжения) относительно к нижестоящему уровню, и микродеформацию (микронапряжение) – по отношению к вышестоящему уровню.

Хотя в описании общей картины пластического деформирования (теории течения) достигнуты значительные успехи, тем не менее, ее необходимо совершенствовать как с целью сближения теоретических и экспериментальных данных в отношении предсказания пути деформирования при заданном условии нагружения, так и с целью изучения микродеформаций и соответствующих микронапряжений, возникающих в телах при упруго-пластическом деформировании. Появление микродеформаций и микронапряжений является следствием микроскопической неоднородности упругих и пластических свойств поликристалла, а также обусловливается несовершенствами в структуре его кристаллических зерен, т.е. дислокациями. В теории упругости и теории пластичности напряжения и деформации обычно усредняются в пределах элементарных объемов, содержащих достаточно огромное количество кристаллических зерен, и устанавливают зависимости между средними значениями напряжений и деформаций, которые относятся к макроскопическим.

При установлении закона этой связи необходимо считаться и с микроскопической неоднородностью поля напряжений и деформаций, так как работа оценивается самоуравновешенными микронапряжениями на соответствующих им микродеформациях и сопоставляется с работой усредненных напряжений на усредненных деформациях. В пользу такого вывода говорят многочисленные опыты по измерению тепла, выделяемого при макроскопической однородной деформации [5]. Оказалось, что механический эквивалент выделившегося тепла всегда меньше затраченной работы в пределах 5–8 % в зависимости от степени деформации. Следовательно, в однородно деформированном упругопластическом теле после снятия всех нагрузок в нем формируется поле упругой деформации и соответствующее ему поле остаточных напряжений, появление которых объясняется микроскопической неоднородностью механических свойств кристаллического тела.

Рассмотрим структурные элементы (рис.1) и простейшую схему (рис.2) иерархии структурных уровней деформации для поликристаллического тела: 1–образец; 2–зерна (кристаллиты); 3–блоки (мозаики); 4–дислокации; 5–атомы, в том числе точечные дефекты (вакансии, междузельные атомы, атомы внедрения); 6–электроны. В физике твердого тела [6] механические напря-

жения в металле или сплаве независимо от вызывающих их причин (действия сил, температуры, частиц высокой энергии и других факторов) рассматриваются как следствие искажения кристаллической решетки. Следовательно, как для технологических остаточных макронапряжений, так и для субмикроскопических может существовать только единственная физическая модель механизма формирования этих напряжений – атомная или дислокационная модель. Таким образом, для того, чтобы понять и описать природу пластического течения металла, необходимо анализировать дислокационный структурный уровень поверхностного слоя деформируемых кристаллических тел при механической обработке.

Совершенно очевидно, что величина и знак остаточных макронапряжений зависит от дислокационной структуры, характеризующейся плотностью и законом распределения дислокаций, а также другими несовершенствами кристаллической решетки. Большое скопление однородных (положительных или отрицательных) дислокаций на параллельных плоскостях скольжения вызывает деформацию (искривление) кристаллической решетки, ведущую к формированию остаточных макронапряжений в данном объеме поверхностного слоя металла.

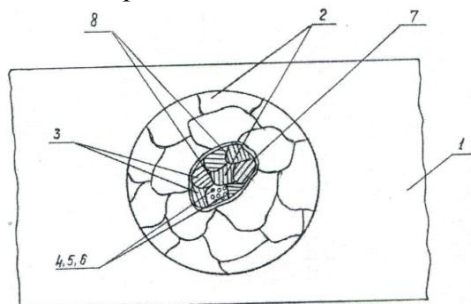


Рис.1. Структурные элементы кристаллического тела (металла или сплава): 1 – образец; 2 – зерна (кристаллиты); 3 – блоки мозаики; 4,5,6 – соответственно дислокации, атомы, электроны; 7 – границы зерен; 8 – границы блоков мозаики

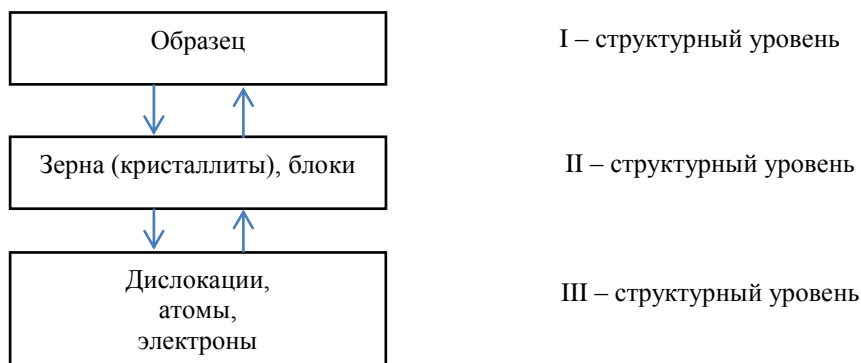


Рис.2. Иерархия структурных уровней деформаций для поликристаллического тела

Остаточные напряжения, рассматриваемые по структурно-энергетической модели, основанной на дислокационных представлениях о пластической деформации и термодинамике контактных процессов при механической обработке, следует называть структурными остаточными напряжениями. Такое название отражает реальную картину формирования напряжений с единых физических концепций на основе рассмотрения структурных уровней деформаций и выбор дислокационного уровня служит надежным средством для синтеза микро - и макропредставлений о кинетике формирования остаточных напряжений.

Необходимо отметить, что любые попытки оценить ту долю запасенной энергии U_s , за которую несут ответственность дислокации, возможны только при наличии информации о плотности и распределении дислокаций. Экспериментально эти характеристики тонкой кристаллической структуры непосредственно определяют по ямкам травления и методами электронной микроскопии.

На базе многочисленных экспериментальных и аналитических исследований В.К.Старковым предложено рассматривать скрытую энергию U_s деформирования как комплексный энергетический критерий качества при обработке резанием. Им установлено влияние уровня и характера распределения скрытой энергии деформирования на такие физико-механические па-

раметры состояния поверхностного слоя, как микротвердость, степень деформационного упрочнения, а также точность и шероховатость обработанной поверхности. Однако отсутствуют какие-либо данные по остаточным напряжениям, и только гипотетически указывается о возможной корреляции между остаточными напряжениями и плотностью дислокаций.

Для исследования взаимосвязи скрытой энергии U_s и остаточных напряжений $\sigma_{ост}$ необходимо опираться на данные по значению и распределению дислокаций в отожженном и деформированном пластически металле. Установлено, что отожженные металлы содержат от 10^6 до 10^8 дислокаций/см², а в деформированных металлах плотность дислокаций выше и вероятное число их достигает $10^{11} - 10^{12}$ на 1 см². Их распределение зависит от металла и его чистоты, а также от вида, степени и температуры деформации.

Таким образом, приведенные данные свидетельствуют о возможности использования скрытой энергии U_s деформирования как интегрального показателя качества поверхностного слоя изделий и научно обоснованного связующего звена при интегрировании микро- и макропредставлений о формировании технологических остаточных напряжений.

На основе всесторонних рентгенографических исследований Ж.Фриделем получена экспериментальная зависимость между запасенной энергией и деформационным упрочнением в виде

$$U_s \cong \frac{1}{2} \frac{E^*}{G^2} \cdot \sigma^2, \quad (1)$$

где E^* – упругая постоянная, среднее значение которой лежит между модулем сдвига G и модулем объемного сжатия (часто принимается значение модуля Юнга $E^* = E$); σ – среднее внутреннее напряжение (остаточное напряжение). Преобразуем формулу (1) с учетом связи модуля упругости при сдвиге G (модуля упругости второго рода) с модулем Юнга (продольной упругости E):

$$G = \frac{E}{2(1 + \mu)}, \quad (2)$$

где μ – коэффициент Пуассона.

В результате преобразований получим

$$U_s = \frac{2(1 + \mu)^2}{E} \sigma^2, \quad (3)$$

где вместо среднего внутреннего напряжения σ введем интенсивность остаточных напряжений $\sigma_{iост}$

$$U_s = \frac{2(1 + \mu)^2}{E} \sigma_{iост}^2, \quad (3,а)$$

откуда получим для него выражение

$$\sigma_{iост} = \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{\frac{E}{2}} \cdot \sqrt{U_s} \quad (4)$$

или с учетом коэффициента K_σ , учитывающего упругие свойства деформируемого материала,

$$\sigma_{iост} = K_\sigma \cdot \sqrt{U_s}, \quad K_\sigma = \frac{1}{1 + \mu} \sqrt{\frac{E}{2}}. \quad (4,а)$$

Переход в формуле (1) от среднего остаточного напряжения σ к интенсивности остаточных напряжений $\sigma_{iост}$ обосновывается тем, что именно интенсивность напряжений σ_i характеризует напряженное (включая и остаточное) состояние и применяется в уравнениях, описывающих условия пластичности, в частности, в энергетическом условии пластичности:

$$\sigma_i = \frac{1}{\sqrt{2}} \sqrt{(\sigma_1 - \sigma_2)^2 + (\sigma_2 - \sigma_3)^2 + (\sigma_3 - \sigma_4)^2} = \sigma_s, \quad (5)$$

где $\sigma_1, \sigma_2, \sigma_3$ – главные нормальные напряжения; σ_s – напряжение текучести (не условное, а истинное напряжение при линейном пластически напряженном состоянии).

На основании изложенного можно заключить, что при знании характера распределения и величины скрытой энергии U_s деформирования по глубине поверхностного слоя и упругих констант E и μ открывается возможность рассчитать соответствующие значения интенсивности структурных остаточных напряжений $\sigma_{iост}$, не конкретизируя относительно масштабности их рас-

пространения в деформируемом объеме тела. Далее через главные остаточные напряжения $\sigma_{1ост}$, $\sigma_{2ост}$, $\sigma_{3ост}$ необходимо определить степень их влияния на усталость (выносливость) образцов для заданного числа циклов их нагружения.

Скрытую энергию деформирования U_s можно определить экспериментально или менее трудоемкими аналитическими методами, включающими: термодинамический (на базе первого закона термодинамики); метод, основанный на теории дислокаций; энергетический анализ диаграмм деформирования обрабатываемого материала.

Интенсивность остаточных напряжений $\sigma_{iост}$ при дробеударном упрочнении зубьев пильных дисков из инструментальной углеродистой стали У8Г (предел прочности $\sigma_s=1150$ МПа) определяли при режиме обработки: скорость дроби $v=40$ м/с, диаметр дроби $D=1$ мм, расход дроби $q=(0.75-12) \cdot 10^{-3}$ кгс/(см²·с). Расчет интенсивности остаточных напряжений производили по методике, основывающейся на разработанной нами структурно-энергетической модели формирования технологических остаточных напряжений при механической обработке деталей машин. В соответствии с данной методикой были рассчитаны: радиус пластического отпечатка; статическая сила вдавливания; нормальное давление; коэффициент восстановления скорости при ударе; удельная энергия удара; тепловая энергия; запасенная (скрытая) энергия; интенсивность остаточных напряжений.

Интенсивность остаточных напряжений в зависимости от механических свойств обрабатываемого материала и запасенной энергии определяли по модифицированной формуле Фриделя, уровень которых составил в зависимости от глубины поверхностного слоя z :

$$\sigma_{iост}=1094 \text{ Н/мм}^2, z=0.05 \text{ мм}; \sigma_{iост}=1082 \text{ Н/мм}^2, z=0.1 \text{ мм}; \sigma_{iост}=933 \text{ Н/мм}^2, z=0.2 \text{ мм}.$$

Таким образом, расчетный метод определения скрытой энергии деформации, основанный на дислокационных представлениях процесса пластической деформации металлов при механической обработке, создает научно обоснованную базу для установления взаимосвязи микро- и макроскопических масштабов формирования технологических остаточных напряжений в поверхностном слое деталей машин. Учитывая, что среди параметров качества поверхностного слоя деталей, воспринимающих переменные нагрузки, остаточные напряжения, являются наиболее важными, становится вполне очевидным актуальность предложенного подхода для их оценки. Данные аналитических исследований, подтвержденные экспериментально, являются ценным материалом для разработки методов расчета и прогнозирования долговечности ответственных деталей машин по уровню технологических остаточных напряжений и должны способствовать эффективному развитию технологии машиностроения на современном этапе.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Сулима А.М., Шулов В.А., Ягодкин Ю.Д. Поверхностный слой и эксплуатационные свойства деталей машин. М.: Машиностроение, 1988. С.240.
- [2] Технологические остаточные напряжения / Под ред. Подзая А.В. М.: Машиностроение, 1973. С.216.
- [3] Кравченко Б. А., Митряев К. Ф. Обработка и выносливость высокопрочных материалов. Куйбышев: Куйб. кн. изд., 1968. С. 132.
- [4] Панин В. Е. и др. Структурные уровни пластической деформации и разрушения. Новосибирск: Наука. Сиб. отд., 1990. С.255.
- [5] Костецкий Б. И., Линник Ю. И. Исследование энергетического баланса при внешнем трении металлов // Машиноведение. 1968. №5. С.82–94.

Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности

Дата поступления
15.06.2016

А.Д. Джуроев, И.Г. Шин, М.Р. Мўминов. Машина қисмларидаги деформацияланиш энергияси ва технологик қолдиқ кучланишии ўзаро боғлиқлиги

Машина деталлари юза қатлами сифати энергетик критерияси ёрдамида қолдиқ технологик кучланишларни шакллантиришнинг дислокацион модели ва баҳолаш келтирилган.

A.D. Djuraev, I.G. Shin, M.R. Muminov. On the relationship between the latent energy of deformation and technological residual voltages in machine parts

Presented dislocation model of technological residual voltages and estimation of its intensity with the help of power criterion the quality of the surface layer of machine parts - latent energy of deformation

И.Н. ДЮСЕМБАЕВ, З.М. ЖАМБАКИНА, А. ДЮСЕМБАЕВ

РАСЧЕТ ОСНОВАНИЙ ПО КРИТИЧЕСКИМ ПРЕДЕЛЬНЫМ СОСТОЯНИЯМ (НЕСУЩЕЙ СПОСОБНОСТИ) ПО ЕВРОКОДАМ

Актуальность введения расчетов по Еврокодам при проектировании строительных конструкций и сооружений вызвана необходимостью перехода на европейские стандарты качества во всех областях индустрии. Программой «План нации. 100 КОНКРЕТНЫХ ШАГОВ Ш. ИНДУСТРИАЛИЗАЦИЯ И ЭКОНОМИЧЕСКИЙ РОСТ» [1] предусмотрена полная замена существующих СНиПов и СН на основные положения геотехнического расчета с учетом международных принципов (Eurocode – Geotechnika -7, ASTM.BN) при проектировании оснований и фундаментов промышленных, жилых и общественных зданий и сооружений [2]. В связи с этим необходимо произвести сравнительный анализ Казахстанских норм и Еврокодов (таблица).

Сравнительный обзор Казахстанских норм и Еврокодов

	Казахстанские нормы	Еврокод
Проектирование	Первичным является расчет по деформациям. В определенных случаях проверяется несущая способность основания	Вначале рассчитывается несущая способность, а затем проверяется допустимость деформаций
Расчетная схема	Предполагается, что весь грунт под подошвой фундамента находится в стадии пластического течения (предельное равновесие)	Основана на предположении об образовании под подошвой фундамента жесткого клина из уплотненного грунта и его совместной работе с фундаментом

Таким образом, главное отличие состоит в подходе к понятию предельного равновесия и соответственно выбору расчетной схемы основания.

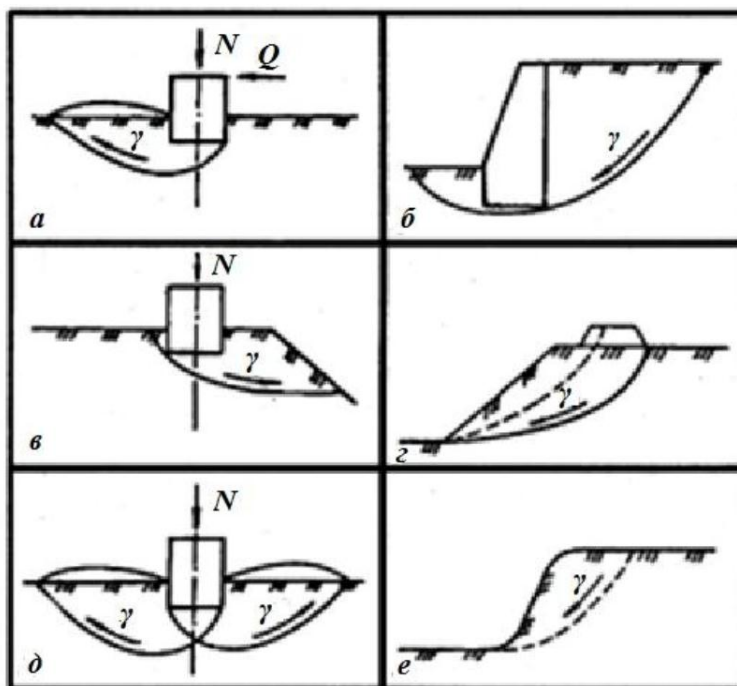


Рис. 1. Случаи, при которых необходим расчет грунтов по несущей способности:
a – дымовые трубы, башни; *б* – подпорные стены; *в* – здания или сооружения на откосе;
г – вблизи откоса; *д* – неглубокое заложение

По СНиП РК 5.01-01-2002 «Основания зданий и сооружений» [3] расчет оснований по несущей способности производят в случаях, если (рис. 1):

- на основание передаются значительные горизонтальные нагрузки (подпорные стены, фундаменты распорных конструкций и т. п.), в том числе сейсмические;
- сооружение расположено на откосе или вблизи откоса;
- основание сложено медленно уплотняющимися водонасыщенными пылевато-глинистыми грунтами;
- основание сложено скальными грунтами;
- фундаменты работают на выдергивание (анкерные).

Расчет оснований по критическим предельным состояниям (несущей способности) является окончательным для выбора размеров фундамента (ширины подошвы, площади и глубины заложения).

В Европейских нормах расчетные формулы определения несущей способности оснований, где грунт моделируется телом Кулона (для основания, обладающего трением и сцеплением) или телом Сен-Венана (для идеально связного основания) [4], рассматривают фундамент, передающий основаниям равномерно распределенную нагрузку. Расчетная схема разрушения основания, обладающего трением, предполагает, что нарушение устойчивости основания возникает в результате смещения выпираемого массива грунта по заданной поверхности скольжения. Область выпирания состоит из трех зон: зоны ABC, непосредственно под подошвой фундамента образующего клин из уплотненного грунта, который продавливается вниз. Клин и фундамент за счет трения по подошве перемещаются как единое целое. Перемещающийся клин распирает примыкающую к нему зону BCG криволинейного сдвига. В свою очередь от зоны BCG давление передается зоне BGF – прямолинейного сдвига. Грунт принимается несжимаемым в области выпора (рис. 2).

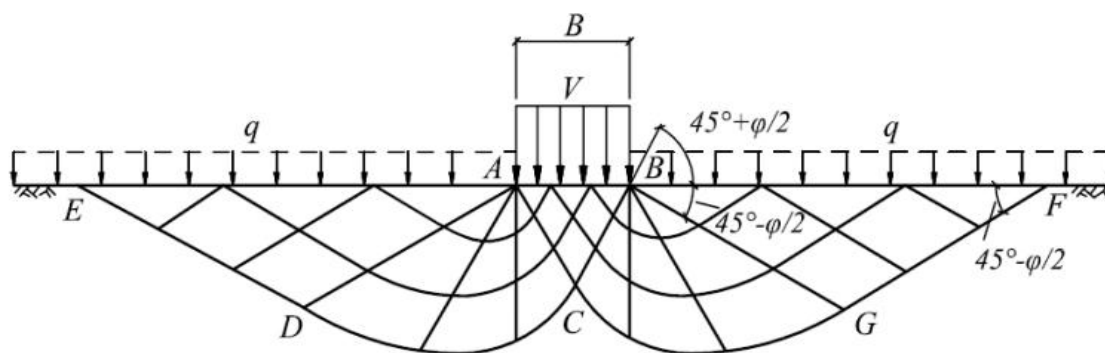


Рис. 2. Схема расчетной модели для определения несущей способности основания

К расчетам по критическим предельным состояниям (несущей способности) оснований относятся: потеря устойчивости, хрупкое, вязкое или иного характера разрушение, резонансные колебания, чрезмерные пластические деформации или деформации неустановившейся ползучести.

Расчет оснований по критическим предельным состояниям (несущей способности) по Еврокодам производится, исходя из условия

$$V_d \leq R_d, \quad (1)$$

где V_d – расчетное значение вертикальной нагрузки (или компоненты суммарного воздействия), направленной перпендикулярно подошве фундамента; R_d – расчетное значение сопротивления этой нагрузке.

V_d должен учитывать вес фундамента, вес всего материала засыпки и давление всего грунта. Давление воды, не вызванное нагрузкой фундамента, учитывают как воздействие.

R_d определяется в соответствии с уравнением:

$$R_d = R \{ \gamma_F F_{rep}; x_k; \alpha_d \} \gamma_R, \quad (2)$$

$$R_d = R \left\{ \gamma_F F_{rep}; \frac{x_k}{\gamma_M}; \alpha_d \right\} / \gamma_R, \quad (3)$$

где R – сила предельного сопротивления основания; γ_F – частный коэффициент воздействия; F_{rep} – репрезентативная величина воздействия (нагрузки); x_k – характеристическое значение свойства материала; γ_M – частный коэффициент свойств материала; α_d – расчетное значение геометрического параметра; γ_R – частный коэффициент для сопротивления.

Несущая способность основания R , воспринимающего равномерно распределенную нагрузку от фундамента, складывается из трех составляющих пассивного сопротивления грунта: компонента E_γ , вызванного весом грунта в зонах BCG и BGF области отпора; компонента E_φ , который вызывается весом грунта, залегающим между подошвой заглубленного фундамента и поверхностью грунта, а также компонента E_c , определяемого сцеплением грунта.

Расчетная формула по определению удельной несущей способности основания

$$R_d = R/A = \frac{\gamma B}{2 \cdot N_\gamma + cN_c + \gamma' D_f N_q}, \quad (4)$$

где $A = B \cdot 1$ – площадь подошвы 1 м ленточного фундамента; γ – удельный вес грунта выше подошвы фундамента; B – ширина подошвы фундамента; D – глубина заложения фундамента; N_γ , N_c , N_q – безразмерные коэффициенты несущей способности, зависящие от угла внутреннего трения. γ' – удельный вес грунта выше подошвы фундамента.

При пользовании формулой (4) различают две категории оснований в зависимости от состояния грунтов. В плотных песках и пылевато-глинистых грунтах полутвердой консистенции разрушение наступает в условиях небольшого прироста деформации. Такой сдвиг назван общим. В рыхлых песках и грунтах мягкопластичной консистенции разрушение происходит в локальных зонах и сопровождается развитием всевозрастающей деформацией. В условиях местного сдвига прочностные характеристики грунтов (сцепление c и угол внутреннего трения φ) вводят в расчет с уменьшенными значениями на 30% с учетом тем самым влияния повышенной деформации грунтов второй расчетной категории на величину несущей способности основания. Это предложение реализуется использованием в формуле (4) уменьшенных значений безразмерных параметров N_γ , N_c и N_q , которые определяются для местного сдвига.

Влияние уровня подземных вод на прочность основания в (4) учитывается выбором значений удельных весов γ и γ' . Если уровень подземных вод доходит до подошвы фундамента, величина γ с учетом взвешивания принимается равной $\gamma/2$. Если уровень подземных вод на глубине $2B$ от подошвы фундамента, то используется полное значение удельного веса грунта.

При промежуточных значениях глубины залегания подземных вод рекомендуется линейная интерполяция значений γ . Значения удельного веса грунта γ' также принимаются с учетом взвешивания при условии, что уровень грунтовых вод располагается выше подошвы фундамента. Для применения формулы (4) в различных случаях нагружения фундаментов и соотношения сторон подошвы фундаментов по материалам экспериментально-теоретических исследований получены соответствующие поправочные коэффициенты.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Казахстанская правда. 2015. 20 мая №27116.
- [2] EN 1997 Еврокод 7. Геотехническое проектирование.
- [3] СНиП РК 5.01-01-2002. Основания зданий и сооружений.
- [4] Терцаги К. Теория механики грунтов. М.: Стройиздат, 1961. – 506 с.

Казахский национальный исследовательский технический университет имени К. Сатпаева

Дата поступления
2.06.2016

И.Н. Дюсембаев, З.М. Жамбакина, А. Дюсембаев. Еврокод бүйіш асосларни критик чегаравий ҳолатини (юк қўтариш қобилияти) ҳисоблаш

Мақолада Қозғалтисоннинг асослар ва пойдеворларни лойиҳалаш меъёрий қоидалари ва Европа стандарти (Еврокод) билан солиштирма таҳлили берилган. Асосларни ҳисобий юк қўтариш қобилиятини аниқлаш ва ҳисоблаш схемасидаги фарқи келтирилган.

I.N. Dyusembaev, Z.M. Zhambakin, A. Dyusembaev. The calculation bases for the critical limit states-ments (bearing capacity) for Eurocodes

The article provides the comparative analysis of bases and foundations design norms in Kazakhstan and European standards (Eurocodes). The differences of design models and calculation of the load bearing capacity of the base.

ИССЛЕДОВАНИЕ И РАЗРАБОТКА ВИБРОПОГЛОЩАЮЩИХ КОМПОЗИЦИОННЫХ ПОЛИМЕРНЫХ МАТЕРИАЛОВ И ПОКРЫТИЙ НА ИХ ОСНОВЕ

Надежность и долговечность машин и механизмов неразрывно связаны с вибропрочностью элементов конструкции. Этим объясняются повышенные требования к вибропрочности конструкции и возникновению интенсивного шума при эксплуатации хлопковых и хлопкоперерабатывающих машин и механизмов.

Одним из наиболее эффективных в борьбе с вибрациями и шумом является метод вибропоглощения, основанный на увеличении потерь энергии при колебаниях демпфируемой системы путем нанесения на них покрытия, обладающего высокими механическими потерями [1–3].

Известные вибропоглощающие материалы или нетехнологичны, или обладают недостаточным комплексом физико-механических и эксплуатационных свойств, что ограничивает возможность их практического применения в машинах и механизмах для хлопководства и хлопкоочистительной промышленности. Ассортимент и объем производства вибропоглощающих материалов, выпускаемых промышленностью, весьма ограничены. В связи с этим разработка эффективных вибропоглощающих композиционных полимерных покрытий с улучшенными физико-механическими и эксплуатационными свойствами на основе доступного и недорогостоящего органо-минерального сырья является актуальной задачей.

Наша цель – разработка и исследование эффективных вибропоглощающих композиционных покрытий из модифицированных полимерных материалов для применения в машинах хлопководства и хлопкоочистительной промышленности.

Объекты и методы исследования. Выбраны полимеры различных классов – термопластичные и терморезистивные, аморфные и кристаллические: полиэтилен (ПЭНП), пентапласт (ПНП), полипропилен (ПП), поликапроамид (ПКА), а также композиций на основе эпоксиолигомера ЭД-16 (ЭД) и фурано-эпоксиолигомера ФАЭД-20 (ФАЭД).

В качестве пластификатора олигомеров ЭД и ФАЭД использованы широко применяемый в промышленности дибутилфталат (ДБФ), а отвердителя – полиэтиленполиамин (ПЭПА) и малеинового ангидрид (МА).

Для наполнения полимерных покрытий использованы материалы различной структуры и происхождения, сравнительно недефицитные: алюминиевая пудра, графит чешуйчатый и зернистый, каолин, слюдяная мука, тальк, железный порошок, асбест, поликапроамид. При определении других свойств применены общепринятые методы испытания лакокрасочных и полимерных покрытий, разрешенных в странах СНГ. Результаты экспериментов подвергали обработке методом математической статистики.

Результаты исследования и их обсуждение. Исследованы вязкоупругие характеристики полимерных связующих влияния пластификации и наполнителей на свойства композиций. Разработаны вибропоглощающие композиционные полимерные материалы для покрытий рабочих органов хлопковых и хлопкоперерабатывающих машин и механизмов.

Вязкоупругие характеристики терморезистивных полимеров зависят от природы отвердителя и степени пластификации. Влияние отвердителя изучено на образцах из эпоксидных композиций. Образцы из эпоксиолигомера с 10 масс.ч. ПЭПА отверждали при температуре 293–298 К, а с 40 масс. ч. МА – при 413–423 К.

Испытания показали следующее. У композиции отвержденной ПЭПА: логарифмический декремент $\delta = 0.160$, модуль упругости $E' = 2160$ МПа и $\delta \cdot E' = 345$ МПа; у второй композиции $\delta = 0.103$, $E' = 2410$ МПа и $\delta \cdot E' = 248$ МПа.

Как известно, эффективность вибропоглощающего материала определяют по произведению δE . По этому показателю покрытие, отвержденное ПЭПА, обладает лучшей вибропоглощающей способностью. Поэтому в дальнейшем в наших исследованиях эпоксидные и фурано-эпоксидные композиции отверждали ПЭПА, содержание которого составляло 10 и 15 масс. ч. соответственно. При этих концентрациях ПЭПА покрытия обладают хорошими физико-механическими свойствами.

Исследованием влияния пластификации эпоксидных композиций установлено, что зависимость демпфирующей способности отвержденной эпоксидной композиции как от содержания пластификатора ДБФ, так и относительной деформации, в основном, линейна. Уравнение, связывающее логарифмический декремент с содержанием C пластификатора и относительной деформации E , имеет следующий вид:

$$\delta \cdot 10^2 = 3 + 6C + 5E. \quad (1)$$

При увеличении содержания пластификатора от 0 до 40 масс. ч. динамический модуль упругости E монотонно уменьшается, а произведение $\delta \cdot E'$, характеризующее эффективность вибропоглощающего материала, проходит через максимум при содержании 25 масс. ч. ДБФ.

Изучение влияния пластификации на демпфирующие свойства покрытий на основе ФАЭД проводили по схеме латинского квадрата 3×3 . Использован такой квадрат, для которого линейные эффекты – вид наполнителя и содержание ДБФ – не смешены с эффектами взаимодействия.

С целью повышения точности эксперимента изучение эффективности вибропоглощающего материала проводили не на образцах из литых полимерных композиций, а на стальных стержнях с нанесенным на них вибропоглощающим полимерным покрытием.

Статистический анализ результатов показал, что вибропоглощающая способность фурано-эпоксидных покрытий повышается с увеличением содержания ДБФ. Установлено, что оптимальное содержание ДБФ в эпоксидной, фурано-эпоксидной композициях составляет 25 масс. ч. При определении оптимального количества ДБФ в композициях учитывали не только вибропоглощающие свойства материала, но и совместимость пластификатора с олигомером, и такие физико-механические свойства, как прочность на удар и адгезионная прочность, микротвердость, от которых в условиях вибрации, в основном, зависят долговечность и работоспособность покрытий.

Значительные изменения демпфирующих и других физико-механических свойств при пластификации эпоксидной и фурано-эпоксидной композиций обусловлены ослаблением межмолекулярного взаимодействия и повышением гибкости полимерных цепей.

Как известно, вязкоупругие характеристики полимеров существенно зависят от температуры.

Исследование зависимости вибропоглощающих свойств полимеров в диапазоне 270-350 К показали, что с увеличением температуры вибропоглощающие свойства у ПП и ПКА монотонно падают, а у остальных полимеров изменяются экстремально: максимум E проявляется у ПНП в области температур 280–290 К, у ФАЭД – 290–310 К и у ЭД – 330+350 К. Из испытанных полимеров наиболее перспективны для разработки вибропоглощающих материалов ПНП, ЭД и ФАЭД, как обладающие расширенной областью максимума демпфирующих свойств.

На основе экспериментальных (ПНП, ПП, ПКА, ЭД, ФАЭД) и литературных (полистирол ПС, полиэтилен низкой плотности ПЭНП) данных установлено, что зависимость $\delta \cdot E'$ полимеров от разницы ΔT температур стеклования T_c и испытания T_n в рабочем диапазоне температур вибропоглощающих материалов (270–350 К) удовлетворительно описывается уравнением

$$\delta E' = A e^{-m \Delta T}, \quad (2)$$

$$\Delta T = |T_c - T - T_n|, \quad (3)$$

где $T \approx 15K$ – сдвиг максимума $\delta E'$ от T_c , К; A и m – постоянные полимеры, определяемые экспериментально.

Значения A и m , определенные по экспериментальным данным, и T_c некоторых полимеров приведены в табл.1. На рис.1 представлена зависимость $\delta \cdot E'$ полимеров от ΔT .

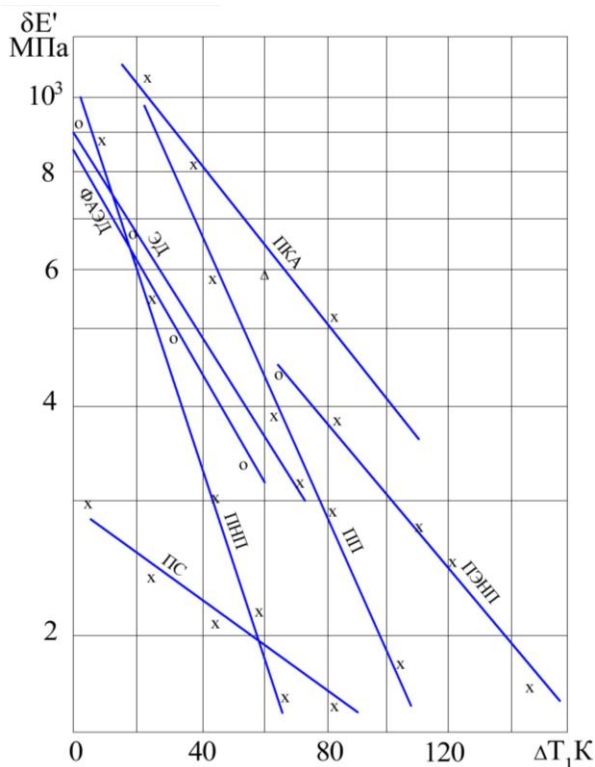


Рис. 1. Зависимость $\delta \cdot E'$ от разницы температур стеклования и испытания для полимеров: 1–ЭД-16; 2–ФАЭД-20; 3–ПНП; 4–ПКА; 5–ПП; 6–ПЭНП; 7–ПС

Уравнение (2) позволяет оценить и сопоставить вибропоглощающие свойства полимеров, особенно в тех случаях, когда отсутствует экспериментально определенная температурная зависимость вязкоупругих характеристик. Таким образом, появилась возможность прогнозирования вибропоглощающих свойств полимеров в диапазоне 270–360 К по температуре стеклования и вязкоупругим характеристикам при двух температурах. Эти сведения особенно необходимы при выборе полимеров в качестве связующего вибропоглощающих композиционных материалов.

Таблица 1

Значения постоянных A , m и T_c различных полимеров

Показатели	Полимеры						
	ЭД	ФАЭД	ПНП	ПП	ПКА	ПС	ПЭНП
A	926	889	1042	1696	1366	305	892
m	0.015	0.017	0.03	0.022	0.012	0.007	0.011
T_c, K	360	318	303	262	268	373	203

На вибропоглощающие свойства полимерных покрытий, кроме внутренних потерь, большое влияние оказывает жесткость или упругость полимера, для повышения которой применяют наполнители. Влияние наполнителей на вибропоглощающую способность изучали на покрытиях и композициях на основе ЭД, ФАЭД и ПНП. Зависимость демпфирующей способности покрытий от содержания различных наполнителей приведена на рис. 2.

Как видно, введение чешуйчатых (грабит чешуйчатый, тальк, слюдяная мука, каолин, алюминиевая пудра) и волокнистого (асбест) значительно повышает демпфирующую способность покрытий. Только покрытия с зернистыми наполнителями (железным порошком и графитом зернистым) обладают меньшей вибропоглощающей способностью, чем покрытия из ненаполненных полимеров. Результаты исследований также показали, что полимерный наполнитель - поликапроамид - существенных влияний на демпфирующую способность покрытий не оказывает.

Высокая вибропоглощающая эффективность наполнителей чешуйчатой структуры, объясняется очевидно, следующим. При поперечном колебании в полимерном слое покрытия градиент деформации растяжение – сжатие по толщине слоя не остается постоянным, а с увеличением толщины уменьшается, в результате чего слой полимерного покрытия испытывает деформацию не только растяжение–сжатие, но и сдвига. Чешуйчатые наполнители вследствие своей структуры и легкой расщепляемости чешуек по плоскостям спайности благоприятствуют сдвиговым деформациям, при которых возникают дополнительные механические потери внутри наполнителя от трения между чешуйками.

Однако вибропоглощающая эффективность чешуйчатых наполнителей неодинакова. Это связано с различной степенью совершенства спайности чешуек и агрегации частиц наполнителя, их адгезией со связующим.

Проведенные испытания позволили выявить следующий ранжированный (нисходящий) ряд по влиянию наполнителей на вибропоглощающие свойства покрытий: графит чешуйчатый > каолин > слюдяная мука > смесь графита с поликапроамидом (I: I) > алюминиевая пудра > асбест > тальк поликапроамид > графит зернистый > железный порошок.

Исследование влияния дисперсности наполнителя на вибропоглощающую способность покрытий проведено на полидисперсном чешуйчатом графите, имеющем частицы размерами 15–350 мкм. Результаты проведенных испытаний показали, что зависимость логарифмического декремента покрытий от размера частиц (от 40–50 до 200–250 мкм) носит экстремальный характер. Максимум δ_s покрытий достигается у наполнителя с размерами частиц 63–80 мкм. Наименьшей вибропоглощающей эффективностью обладает наполнитель с крупными частицами (200–250 мкм). Установлено, что с увеличением содержания наполнителя в композиции влияние размера частиц усиливается. Изменение δ_s покрытий от размеров частиц наполнителя достигало 20–30 %.

Влияние содержания наполнителя C и толщины покрытия β исследовалось на примере эпоксидного, фурано-эпоксидного и пента-пластового композиций с чешуйчатым графитом с использованием метода математического планирования эксперимента: двумерного ротатбельного плана типа правильного шестиугольника.

Приведем расчетные уравнения регрессии:

для эпоксидного покрытия

$$\delta_s \cdot 10^3 = -23 - 0.6C + 52\beta + 1.6C\beta + 17.4\beta^2; \quad (4)$$

для фурано-эпоксидного покрытия

$$\delta_3 \cdot 10^3 = -105 + 1.95C + 158\beta + 1.35C\beta + 0.03C^2; \quad (5)$$

для пента-пластового покрытия

$$\delta_3 \cdot 10^3 = 46 + 3C + 31\beta + 76C\beta. \quad (6)$$

Характерно, что во всех уравнениях (4–6) значимы эффекты взаимодействия, т.е. с увеличением толщины покрытия усиливается влияние содержания наполнителя и наоборот.

Полученные уравнения позволяют при заданных вибропоглощающих свойствах определять оптимальное содержание наполнителя и толщины покрытия.

Исследована зависимость адгезионной σ_a и ударной σ_y прочности, микротвёрдости H покрытий от содержания наполнителя.

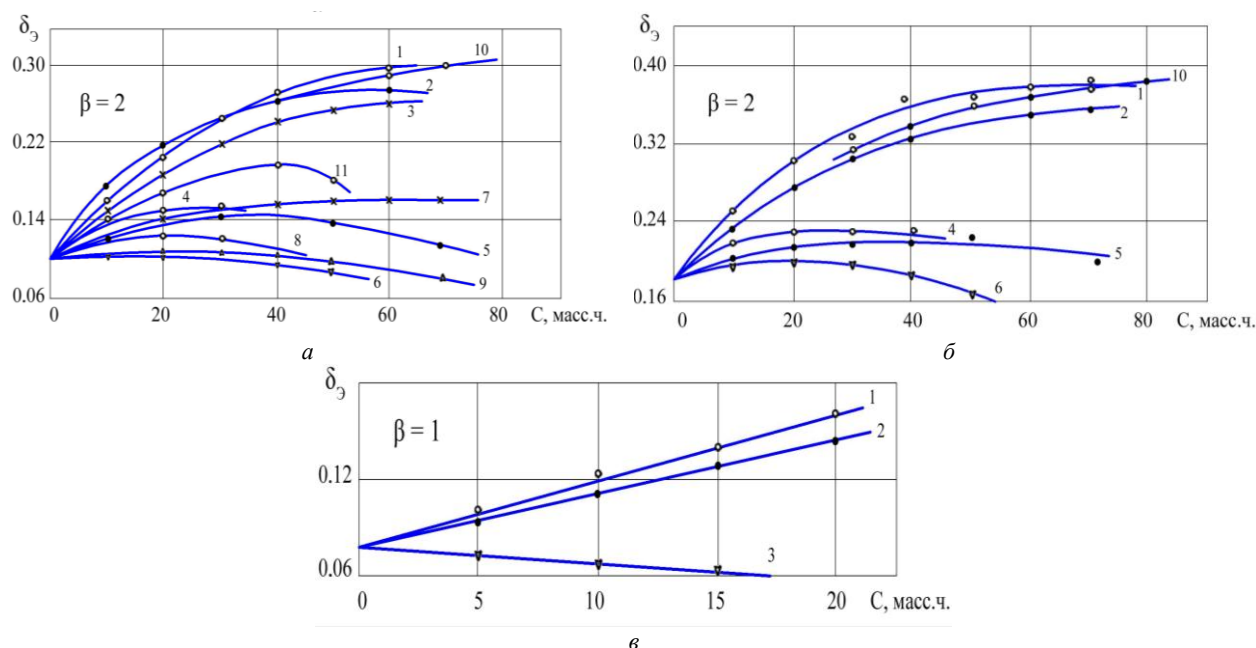


Рис. 2. Зависимость логарифмического декремента покрытий из ЭД-16 (а), ФАЭД-20 (б) и пентапласта (в) от содержания наполнителя: 1–чешуйчатый графит; 2– каолин; 3– слюдяная мука; 4–алюминиевая пудра; 5–тальк; 6–зернистый графит; 7–асбест; 8–ПКА; 9–железный порошок; 10–каолин с чешуйчатым графитом (2:1); 11–ПКА с чешуйчатым графитом (1:1)

Смесь каолина с чешуйчатым графитом (2:1) по вибропоглощающей эффективности находится между каолином и графитом.

Результаты исследования позволили выделить наиболее эффективные наполнители: каолин, чешуйчатый графит и их смесь.

При увеличении содержания чешуйчатого наполнителя δ_3 покрытий ЭД, ФАЭД и ПНП монотонно растет, а H эпоксидного покрытия, наоборот, падает, σ_a всех трех видов покрытий и H фурано-эпоксидного и пента-пластового изменяется экстремально, при этом максимальные значения показателей достигаются при различных концентрациях наполнителя.

Поскольку вибропоглощающие покрытия разрабатывались, в основном, для машин и механизмов, взаимодействующих с хлопком-сырцом, необходимо, чтобы они обладали определенными антифрикционными и адгезионными свойствами и износостойкостью.

На основе комплексного анализа результатов нашего исследования, а также данных об изнашивании покрытий при трении с хлопком, полученных академиком АН РУз С.С. Негматовым [3], разработаны вибропоглощающие материалы, которые в зависимости от функционального назначения разделены на две группы:

- вибропоглощающие, обладающие высокими вибропоглощающими свойствами (ВЭ-1, ЗЭ-2, ВФ-1 и ВФ-2);
- антифрикционно-вибропоглощающие, обладающие хорошими вибропоглощающими и антифрикционными свойствами (ВАЭ-1У, ВАЭ-2У; ВАЭ- 2М, ВАЭ-3М; ВАП-1 и ВАП-2).

Свойства этих вибропоглощающих композиционных полимерных материалов приведены в табл.2.

Физико-механическая характеристика вибропоглощающих композиционных полимерных материалов и покрытий

Показатель	Ед. изм	Вибропоглощающие материалы									
		ВЭ-1	ВЭ-2	ВФ-1	ВФ-2	ВАЭ-1У	ВАЭ-2У	ВАЭ-2У	ВАЭ-3У	ВАП-1	ВАП-2
Рабочий диапазон температуры	К	280 +370	280 +370	270 +360	270 + 360	280 +320	280 +320	280 +320	280 +320	280 +310	270 +300
Высокие характеристики	%	35- 40	35- 40	35-40	35- 40	30-35	30-35	30-35	35- 40	35-40	35-40
Плотность	Км/м ³	1380	1260	1380	1260	1220	1190	1190	1350	1460	1430
Микротвердость	МПа	140	131	141	150	196	220	210	201	142	135
Адгезия с алюминием	кН/м	2.15	2.25	2.20	2.25	1.50	2.25	2.20	2.20	1.45	1.40
Ударная прочность	Н.м	5.0	5.0	5.0	5.0	3.0	3.4	3.5	3.2	2.9	3.1
Коэффициент трения с хлопком-сырцом	-	0.28	0.26	0.38	0.38	0.29	0.30	0.28	0.28	0.27	0.25
Интенсивность изнашивания по хлопку-сырцу	-	1.40	2.10	6.55	6.38	0.80	0.87	0.95	0.81	1.23	1.26

Таким образом, изучены вибропоглощающие свойства термореактивных и термопластичных полимеров аморфного и кристаллического строения.

В широкой области концентрации определено влияние природы, структуры и дисперсности 10 видов наполнителей на вязкоупругие характеристики эпоксидных, фурано-эпоксидных и пентапластовых покрытий. Установлено, что полимерные композиции, содержащие наполнители чашуйчатой структуры (графит, каолин) 50–90 масс.ч., обладают в 4 раза большей вибропоглощающей способностью, чем покрытия из ненаполненной полимерной композиции. Получен ранжированный ряд наполнителей по их вибропоглощающей эффективности.

На примере чешуйчатого графита показано влияние содержания наполнителя на вибропоглощающие и другие физико-механические свойства эпоксидных, фурано-эпоксидных и пентапластовых покрытий при различных толщинах полимерного слоя. Получена математическая зависимость, позволяющая определить оптимальное содержание наполнителя и толщины покрытия при заданных вибропоглощающих свойствах.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Негматов С.С., Пак И.И. Демпфирующие свойства полимерных материалов и покрытий на их основе. Ташкент: УЭИИИТИ, 1974 (в соавторстве). – 16 с.
- [2] Негматов С.С., Пак И.И. Применение полимерных композиционных покрытий в хлопкоуборочной машине // Сб. научных трудов ТашПИ "Сельхозмашины". Вып. 329. Ташкент, 1982. С. 125–127.
- [3] Негматов С.С. Основы процессов контактного взаимодействия композиционных полимерных материалов с волокнистой массой. Ташкент: Фан, 1984. – 296 с.

ГУП "Фан ва тараккиёт" при Ташкентском государственном техническом университете имени Абу Райхана Беруни

Дата поступления
08.06.2016

С.С. Жавлиев, С.С. Негматов, Т.У. Улмасов, Г.Г. Гулямов. Титрашни ютувчи композицион полимер материаллар ва улар асосида қопламаларни тадқиқ қилиш ва ишлаб чиқиш

Антифрикцион ейлишбардош ва бошка физик-механик хусусиятли юқори самарадорликка эга бўлган титрашни ютувчи композицион материаллар ва қопламалар ишлаб чиқилган.

S.S.Javliev, S.S. Negmatov, T.U. Ulmasov, G.G. Gulyamov. Research and development of wibro – absorbing compsite polymer materials and coatings on their bases

Deveiped comprosite polimer materials and coatings hawe high wibro - absorbing properties along with good anti-friction - wearproof and othez physical mechanical properties.

В.Г. ЗУБЧАНИНОВ, А.А. АЛЕКСЕЕВ, В.И. ГУЛЬТЯЕВ

**РАСЧЕТЫ ПРОЦЕССОВ ПЛАСТИЧЕСКОГО ДЕФОРМИРОВАНИЯ МЕТАЛЛОВ
ПРИ НЕПРОПОРЦИОНАЛЬНОМ НАГРУЖЕНИИ ПО ПЛОСКИМ
КРИВОЛИНЕЙНЫМ ТРАЕКТОРИЯМ**

При численных расчетах процессов деформирования поликристаллических металлов и сплавов за пределом упругости по сложным плоским траекториям в пятимерном векторном пространстве А.А. Ильюшина E_5 используются уравнения теории упругопластических процессов, связывающие векторы напряжений $\bar{\sigma}$ и деформаций $\bar{\varepsilon}$ с учетом скалярных и векторных свойств материалов [1, 2]

$$\frac{d\bar{\sigma}}{ds} = M_1 p_1 + \left(\frac{d\sigma}{ds} - M_1 \cos \mathcal{A}_1 \right) \sigma, \quad \frac{d\mathcal{A}_1}{ds} = \left(\frac{M_1}{\sigma} \sin \mathcal{A}_1 + \kappa_1 \right), \quad (1)$$

где s – длина дуги траектории деформирования; $\cos \mathcal{A}_1 = \sigma \cdot p_1$;

$$\sigma = \cos \mathcal{A}_1 p_1 + \sin \mathcal{A}_1 p_2, \quad p_1 = \frac{d\bar{\varepsilon}}{ds}, \quad p_2 = \frac{1}{\kappa_1} \frac{d^2 \bar{\varepsilon}}{ds^2},$$

p_1, p_2 – единичные векторы естественного репера Френе; $\sigma = \sigma(s, \kappa_1, \mathcal{A}_1^0)$ – функционал процесса скалярных свойств материала, характеризующий связь между инвариантами девиаторов напряжений и деформаций; угол сближения $\mathcal{A}_1 = \mathcal{A}_1(s, \kappa_1, \mathcal{A}_1^0)$ – функционал процесса векторных свойств материала, характеризующий несоосность девиаторов напряжений, деформаций и их приращений; \mathcal{A}_1^0 – угол излома траектории в некоторой точке K ; κ_1 – кривизна; $M_1, d\sigma/ds$ – функционалы процесса, зависящие от параметров внутренней геометрии траектории деформирования: $s, \kappa_1, \mathcal{A}_1^0$.

Предлагаемая математическая модель теории упругопластических процессов для класса плоских траекторий с участками постоянной кривизны включает определяющие соотношения (1) и универсальные аппроксимации функционалов [2]

$$\sigma(s) = \Phi(s, \mathcal{A}_1^0, \kappa_1) = \Phi(s) + Af_0^p \Omega - B \Delta s \kappa_1, \quad \frac{d\sigma}{ds} = \frac{d\Phi}{ds} + Af_0^p \frac{d\Omega}{ds} (\Delta s \kappa_1), \quad (2)$$

$$M_1 = 2G_p + (2G - 2G_p^0) f^q,$$

где $\Delta s = s - s_K^T$ – приращение дуги траектории деформирования после точки ее излома K с длиной дуги s_K^T ; $\Phi(s)$ – функция, описывающая единую кривую упрочнения Одквиста – Ильюшина для процессов, близких к простым;

$$\Omega = -[\gamma \Delta s e^{-\gamma \Delta s} + b(1 - e^{-\gamma \Delta s})] -$$

– функция, учитывающая обобщенный эффект Баушингера как изменение длины вектора напряжений в виде «нырка» при сложной разгрузке и последующем вторичном пластическом деформировании;

$$f = f(\mathcal{A}_1) = \frac{1 - \cos \mathcal{A}_1}{2}; \quad f = f(\mathcal{A}_1^0) = \frac{1 - \cos \mathcal{A}_1^0}{2} -$$

– функция, учитывающая направление вектора напряжений по отношению к касательной к траектории деформирования в каждой ее точке и ее значение в точке излома траектории; A, B, b, γ, p, q – экспериментально определяемые материальные параметры.

Основные уравнения модели с конкретизированными функционалами приводятся к задаче Коши для определения компонент вектора $\bar{\sigma}$ и угла сближения \mathcal{A}_1 , удовлетворяющим заданным начальным условиям. Для поиска решения системы дифференциальных уравнений (1) использовался метод Рунге-Кутты четвертого порядка, реализованный в разработанном приложении на основе программного комплекса MathWorks MATLAB.

Оценка достоверности расчетных результатов по предлагаемой математической модели предлагается при сравнении расчетных и опытных данных. Для этого на испытательном комплексе СН-ЭВМ им. А.А. Ильюшина в лаборатории механических испытаний кафедры «Сопротивление материалов, теории упругости и пластичности» ТвГТУ выполнены натурные экспериментальные исследования на трубчатых образцах из стали 45 в плоскости \mathcal{E}_1 – \mathcal{E}_3 векторного пространства деформаций при непропорциональном воздействии осевой силы и крутящего момента (рис. 1). В серии проведенных испытаний реализованные в опытах окружные криволинейные траектории типа «центральная окружность» имели различную постоянную кривизну [3, 4]. Одна из таких двузвенных сложных траекторий с длиной первого звена и радиусом второго $R = 1.25 \% = 0.0125$, кривизной $\kappa_1 = 1/R = 80$ и углом излома $\mathcal{G}_1^0 = 90^\circ$ представлена на рис. 2.

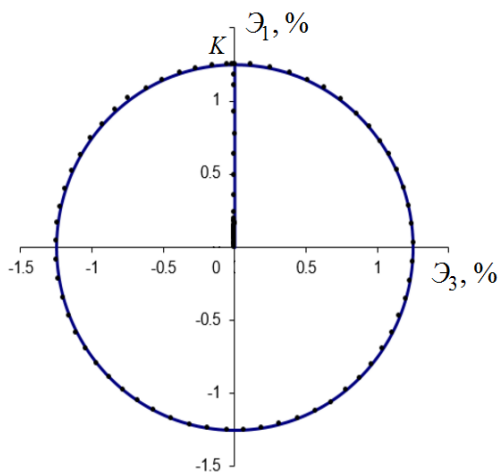


Рис. 1. Неортогональное воздействие осевой силы и крутящего момента

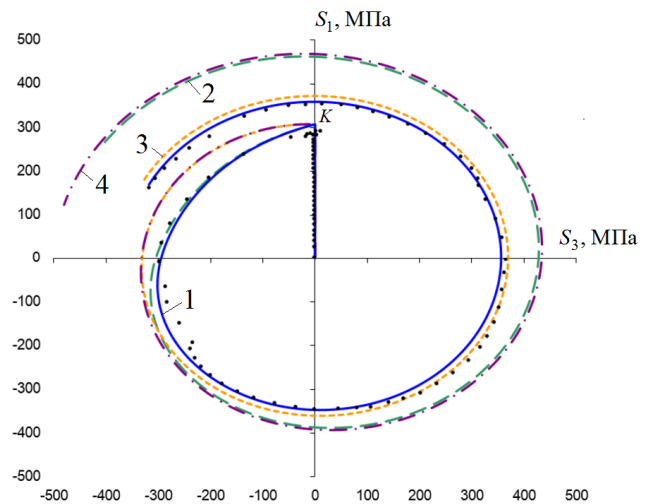


Рис. 2. Двухзвенная сложная траектория

Отклик в пространстве напряжений S_1 – S_3 на реализованную траекторию деформирования представлен на рис. 2. Диаграммы σ – s и $\mathcal{G}_1 - \Delta s$, определяющие соответственно скалярные и векторные свойства материала, приведены на рис. 3, 4. Экспериментальные данные на рис. 1 – 4 даны затусованными кружочками.

Расчетные кривые 1 на рис. 2 – 4 получены при учете в функционалах процесса всех параметров внутренней геометрии траектории деформирования для плоских траекторий: $s, \kappa_1, \mathcal{G}_1^0$ и обобщенного эффекта Баушингера, реализуемого на нырке напряжений при сложной неупругой разгрузке. Как видно, расчетные результаты достаточно хорошо соответствуют эксперименту.

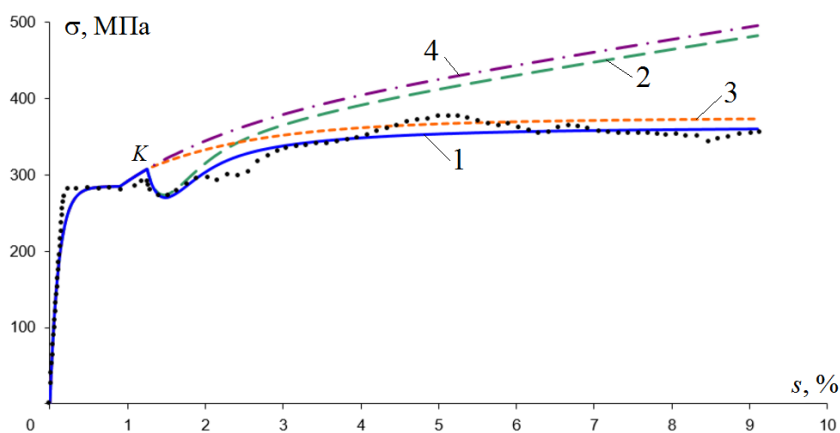


Рис. 3. Диаграмма $\sigma - s$

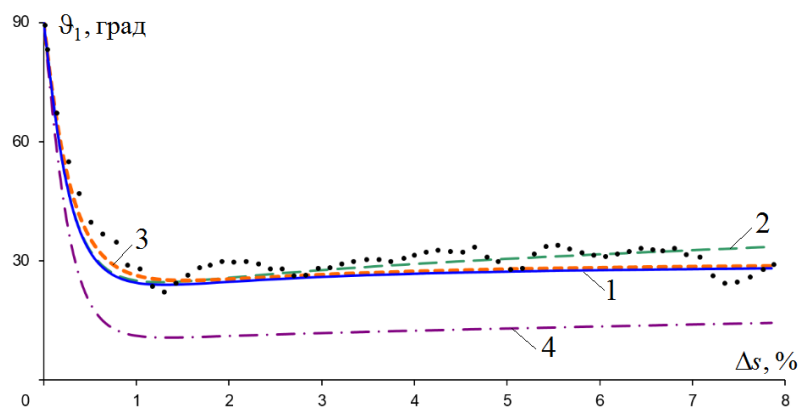


Рис. 4. Диаграмма $\vartheta_1 - \Delta s$

Расчетные кривые 2 на рис. 2 – 4 получены без учета кривизны в аппроксимациях функционалов (2) при параметре $B=0$. В таком виде функционалы достаточно хорошо используются только для процессов деформирования типа кусочно-ломаных прямолинейных траекторий, в том числе с большими углами излома более 90 градусов [5]. Поэтому для реализованной криволинейной траектории результаты расчета отклоняются от экспериментальных данных по скалярным свойствам. Соответствие по векторным свойствам расчетных и экспериментальных данных обусловлено учетом кривизны во втором уравнении системы (1) для определения угла ϑ_1 .

Расчетные кривые 3 получены с учетом кривизны в аппроксимациях функционалов (2) при $B \neq 0$, но без учета функций сложного нагружения, описывающих «нырок» напряжений и учитывающих угол излома траектории при параметре $A=0$. Несмотря на достаточно хорошее соответствие расчетных и экспериментальных данных на достаточном удалении от точки излома траектории, такой расчет соответствует гладкой траектории без угла излома, что неизбежно приведет к ошибочным результатам для больших углов излома более 90 градусов в окрестности точки излома.

Кривая 4 соответствует расчетным данным по модельному представлению теории течения Прандтля – Рейса – Хилла для материалов с упрочнением, но без учета эффекта Баушингера. Здесь было принято $M_1=2G$ и закон упрочнения Одквиста – Ильюшина $\sigma=\Phi(s)$. Как видно, результаты расчетов для угла сближения ϑ_1 заметно отличаются от опытных данных и теорий, учитывающих влияние векторных свойств материалов. Подробный анализ расчетных результатов для данного класса траекторий по вариантам теорий, использующим закон упрочнения Одквиста–Ильюшина, приведен в [6].

Предлагаемая математическая модель теории процессов для плоских траекторий дала расчетные результаты (кривые 1 на рис. 2 – 4), хорошо соответствующие эксперименту, что также подтверждается на траекториях с другими постоянными кривизнами [3, 4]. Пренебрежение параметрами кривизны κ_1 или углами излома ϑ_1^0 в аппроксимациях функционалов дает заметное расхождение с опытными данными. Таким образом, степень точности той или иной модели можно определить только при учете всех параметров внутренней геометрии траектории деформирования.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ильюшин А. А. Пластичность. Основы общей математической теории. М.: Изд-во АН СССР, 1963. – 271 с.
- [2] Зубчанинов В. Г. Механика процессов пластических сред. М.: Физматлит, 2010. – 352 с.
- [3] Зубчанинов В. Г., Алексеев А. А., Гультияев В. И. Моделирование процессов сложного упруго-пластического деформирования материалов по плоским криволинейным траекториям // Проблемы прочности и пластичности. 2015. Т. 77. Ч 2. С. 113-123.
- [4] Зубчанинов В. Г., Алексеев А. А., Гультияев В. И. Численное моделирование и построение образа процесса упругопластического деформирования стали по сложным плоским окружным траекториям // Вестник Чувашского государственного педагогического университета им. И.Я. Яковлева. Серия: Механика предельного состояния. 2015. № 4 (26). С. 39-49.
- [5] Зубчанинов В. Г., Алексеев А. А., Гультияев В. И. Численное моделирование процессов сложного упругопластического деформирования стали по двузвенным ломаным траекториям // Проблемы прочности и пластичности. 2014. Т. 76. Ч. 1. С. 18-25.
- [6] Zubchaninov V.G., Alekseev A.A., Alekseeva E.G. Mathematical modeling of plastic deformation of materials on complex flat trajectories // Materials Physics and Mechanics (MPM). Vol. 24. No 2. 2015. P. 107-118.

В.Г. Зубчанинов, А.А. Алексеев, В.И. Гултыяев. Текис эгри чизикли траектория буйича пророрционал бўлмаган юкланишларда металлнинг пластик деформацияланиши жараёнини ҳисоблаш

Доймий эгилган қисмли текис траекториялар синфи учун материалларни эластикпластик деформацияланиши жараёнларини назарий математик модели варианти келтирилган. Таклиф этилаётган математик моделдан фойдаланиб олинган ҳисоб натижаларини ишончлилиги 80 эгриликдаги ва 1.25% радиусли “марказий айлана” типдаги траектория учун тадқиқ қилинган тажриба маълумотлари билан солиштирилиб аниқланди.

V.G. Zubchaninov, A.A. Alekseev, V.I. Gultjaev. Calculations processes of plastic deformation of metals, non-proportional loading on flat curved trajectories

A version of the mathematical model of the processes of the theory of elastic-plastic deformation materials for the class of plane trajectories with a constant curvature. When compared with the experimental data, experimental studies for the trajectory of the "center circle" with a radius of curvature of 1.25% and 80-installed on the accuracy of the calculated results with the use of the proposed mathematical model.

УДК 624.131.37

Е.А. ИСАХАНОВ, М.Я. КВАШНИН, К.Е. ТОКПАНОВА

ПРОЧНОСТНЫЕ ХАРАКТЕРИСТИКИ НЕСВЯЗНЫХ ГРУНТОВ ПРИ СТАТИЧЕСКИХ И ВИБРАЦИОННЫХ НАГРУЖЕНИЯХ

В настоящее время в связи с интенсивным развитием железнодорожного транспорта большое внимание уделяется надежности и безопасности конструкций железнодорожного пути. Оценка несущей способности насыпи земляного полотна имеет одно из первостепенных значений при проектировании конструкции железнодорожного пути [1–4]. Учет вибродинамического воздействия при расчетах несущей способности земляного полотна определяет эксплуатационную надежность пути и безопасность движения поездов.

Современные условия эксплуатации железнодорожного пути с большегрузными составами и высокоскоростными пассажирскими поездами с мощными локомотивами приводят к возникновению повышенной вибрационной нагрузки на конструкции пути в целом и в частности – на земляное полотно.

Лабораторные испытания по изучению влияния величины вибрационной нагрузки на прочностные свойства барханных песков выполнены на модернизированном сдвиговом приборе ВСВ-25. Изменения в конструкции прибора позволяют проводить испытания в кинематическом режиме нагружения со скоростью от 0.01 до 0.5 мм/мин. Конструкция обойм позволяет получать величину относительной деформации образца более 27% [3].

Характерной особенностью прибора является возможность выполнять сдвиг образца грунта несколько раз при постоянном значении нормального напряжения σ_n . В этом случае без изменения вертикальной нагрузки обойма прибора принудительно возвращается в начальное положение, и сдвиг образца повторяется заново. Это позволяет наиболее точно сформировать площадку скольжения и определить значение остаточного сопротивления сдвигу, а, следовательно, и остаточной прочности грунта. Прибор позволяет проводить испытания также в динамическом режиме. Вибрационное воздействие на образец грунта передается за счёт наложения на нормальное напряжение вертикального действия вращательного вибратора.

Преимущество данного прибора перед другими отечественными аналогами заключается в следующем:

а) технические возможности прибора позволяют подобрать такую скорость сдвига, при которой не происходит концентрации касательных напряжений у краев образцов, вследствие чего напряженно-деформированное состояние грунта в процессе сдвига в обойме прибора моделирует напряженно-деформированное состояние грунта при сдвиге в природных условиях (оползания природных склонов, потеря прочности и др.).

б) нормальное напряжение регистрируется в нижней части образца, т.е. измеряется «фактическое» напряжение.

В статье представлены результаты исследований прочностных характеристик песчаного грунта с участка железнодорожной линии Жетыген – Хоргос. Экспериментальные и расчетные показатели состояния исследованного песка представлены в табл. 1.

Таблица 1

Показатели состояния грунта

Наименование грунта	Показатели состояния грунта						
	экспериментальные			расчётные			
	W, д.ед.	ρ , кН/м ³	ρ_s , кН/м ³	ρ_d , кН/м ³	n, %	e	S_r
Песок пылеватый, однородный, маловлажный, средней плотности сложения	0.06	16.4	26.8	15.5	42	0.72	0.23

Испытания на сдвиг производились в соответствии с [2] в кинематическом режиме нагружения со скоростью перемещения подвижной обоймы прибора 0.15 мм/мин. Данная скорость выдерживалась как при статических, так и при динамических испытаниях. Частота вибрации при динамических испытаниях составляла 10 Гц, амплитуда колебаний – 0.2 мм. Было испытано по три образца-близнеца при заданной плотности (1.64 г/см³) для ступеней нормального (вертикального) нагружения соответственно, 100, 200 и 300 кПа. При обработке результатов учитывались сила трения между обоймой и грунтом и переменность площади контактной поверхности сдвига. Результаты сдвиговых испытаний пылеватого песка при статической нагрузке приведены в табл. 2–3, при вибрационной – в табл. 4–6. По данным табл. 2–3 построены диаграмма сдвига (график зависимости между перемещением и касательным напряжением) песчаного грунта (см. рис. 1) и диаграмма его предельного равновесия для пиковой и остаточной прочности при статическом воздействии нормальной нагрузки. По данным табл. 4–6, диаграмма сдвига (рис. 2) и диаграмма предельного равновесия – при динамическом воздействии нормальной нагрузки.

Таблица 2

Результаты сдвиговых испытаний песка в статике при $\sigma = 100$ кПа

Перемещение обоймы, мм	Показания динамометра		Нормальное напряжение, кПа	Изменение касательного напряжения, кПа	Касательное напряжение (при $\sigma=100$ кПа)
	делений	кН			
0	0	0	100	0	0
1	0.122	0.19154	100	0.3213	47.9374
2	0.169	0.26533	100	0.6426	67.1222
3	0.192	0.30144	100	0.9639	77.0777
4	0.202	0.31714	100	1.2852	81.1921
5	0.112	0.33284	100	1.6065	86.9554
6	0.213	0.33441	100	1.9278	88.2327
7	0.208	0.32656	100	2.2491	86.8718
8	0.197	0.30929	100	2.5704	82.7070
9	0.180	0.28260	100	2.8917	75.5593
10	0.162	0.25434	100	3.213	67.6232

Таблица 3

Результаты сдвиговых испытаний песка в статике при $\sigma = 200$ кПа

Перемещение обоймы, мм	Показания динамометра		Нормальное напряжение, кПа	Изменение касательного напряжения, кПа	Касательное напряжение (при $\sigma=200$ кПа)
	делений	кН			
0	0	0	200	0	0
1	0.193	0.30301	200	0.6426	75.4935
2	0.220	0.34540	200	1.2852	86.2148
3	0.246	0.38622	200	1.9278	96.9258
4	0.296	0.46472	200	2.5704	118.1929
5	0.311	0.48827	200	3.213	125.2099
6	0.353	0.55421	200	3.8556	144.3761
7	0.348	0.54636	200	4.4982	143.2426
8	0.342	0.53694	200	5.1408	141.6040
9	0.333	0.52281	200	5.7834	138.4928
10	0.302	0.47414	200	6.426	124.7352

Имеются также результаты сдвиговых испытаний песка в статике при $\sigma = 300$ кПа.

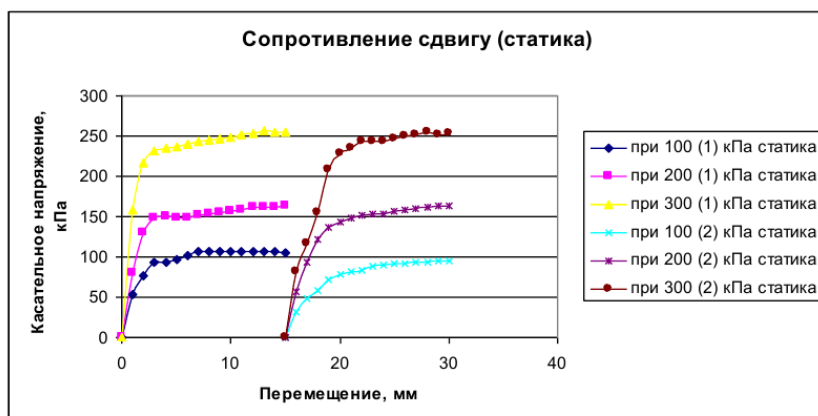


Рис. 1. Диаграмма сдвига в статике

Таблица 4

Результаты сдвиговых испытаний песка в динамике при $\sigma = 100$ кПа

Перемещение обоймы, мм	Показания динамометра		Нормальное напряжение, кПа	Изменение касательного напряжения кПа	Касательное напряже- ние (при $\sigma=100$ кПа)
	делений	кН			
0	0	0	100	0	0
1	0.112	0.17584	100	0.3213	43.9410
2	0.148	0.23236	100	0.6426	58.5746
3	0.167	0.26219	100	0.9639	66.7100
4	0.181	0.28417	100	1.2852	73.0449
5	0.185	0.29045	100	1.6065	75.3184
6	0.186	0.29202	100	1.9278	76.3664
7	0.182	0.28574	100	2.2491	75.2097
8	0.176	0.27632	100	2.5704	73.0914
9	0.173	0.27161	100	2.8917	72.2859
10	0.169	0.26533	100	3.2134	70.9677

Таблица 5

Результаты сдвиговых испытаний песка в динамике при $\sigma = 200$ кПа

Перемещение обоймы, мм	Показания динамометра		Нормальное напряжение, кПа	Изменение касательного напряжения, кПа	Касательное напряже- ние (при $\sigma=200$ кПа)
	делений	кН			
0	0	0	200	0	0
1	0.227	0.35639	200	0.6426	89.0810
2	0.322	0.50554	200	1.2852	127.7320
3	0.351	0.55107	200	1.9278	140.4701
4	0.352	0.55264	200	2.5704	141.8630
5	0.355	0.55735	200	3.213	144.1723
6	0.349	0.54793	200	3.8556	142.6178
7	0.346	0.54322	200	4.4982	142.3455
8	0.338	0.53066	200	5.1408	139.7725
9	0.320	0.50240	200	5.7834	132.4137
10	0.308	0.48356	200	6.426	127.6019

Результаты сдвиговых испытаний песка в динамике при $\sigma = 300$ кПа

Перемещение обоймы, мм	Показания динамометра		Нормальное напряжение, кПа	Изменение касательного напряжения, кПа	Касательное напряже- ние (при $\sigma=300$ кПа)
	делений	кН			
0	0	0	300	0	0
1	0.325	0.51025	300	0.9639	127.4273
2	0.412	0.64684	300	1.9278	162.6988
3	0.448	0.70336	300	2.8917	178.1507
4	0.469	0.73633	300	3.8556	187.8564
5	0.475	0.74575	300	4.8195	191.4781
6	0.483	0.75831	300	5.7834	196.1238
7	0.482	0.75674	300	6.7473	196.9221
8	0.475	0.74575	300	7.7112	195.0064
9	0.463	0.72691	300	8.6751	190.6710
10	0.435	0.68295	300	9.639	178.5027

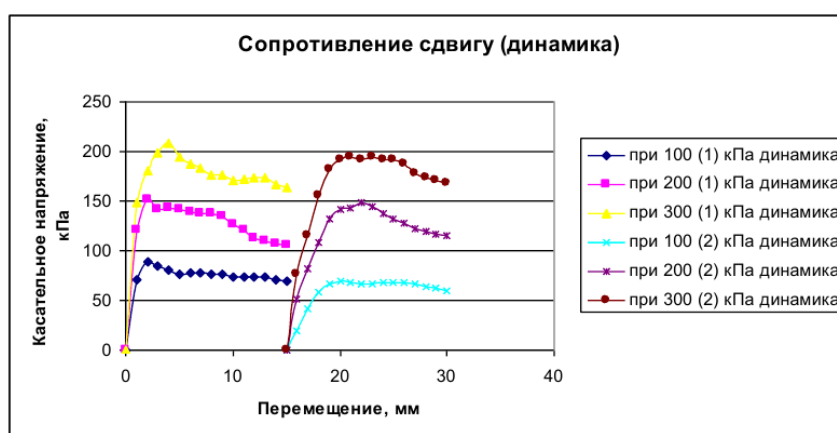


Рис. 2. Диаграммы сопротивления сдвигу при динамическом нагружении

В результате статических и динамических сдвиговых испытаний пылеватого песка получены следующие параметры прочности:

– параметр φ (угол внутреннего трения) для пиковой прочности при статических испытаниях составил $\varphi_{ст}^{пик} = 29^{\circ}46'$, для остаточной $\varphi_{ст}^{ост} = 18^{\circ}28'$; параметр C (сцепление) для пиковой прочности $C_{ст}^{пик} = 30.62$ кПа, для остаточной – $C_{ст}^{ост} = 19.29$ кПа;

– параметр φ для пиковой прочности при динамических испытаниях составил $\varphi_{дин}^{пик} = 31^{\circ}03'$, для остаточной – $\varphi_{дин}^{ост} = 24^{\circ}25'$; параметр C для пиковой прочности $C_{дин}^{пик} = 18.59$ кПа, для остаточной – $C_{дин}^{ост} = 16.11$ кПа.

На основании выполненных экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы:

– вибрационное воздействие на барханный песок приводит к значительному уменьшению угла внутреннего трения и практически не влияет на сцепление;

– наиболее стабильными прочностными характеристиками грунта являются параметры остаточной прочности;

– в расчетах устойчивости откосов железнодорожных насыпей один из актуальных вопросов экспериментального определения углов внутреннего трения и удельного сцепления при статических и динамических сдвиговых испытаниях.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Хомяков В. А., Исаханов Е. А., Квашнин М. Я. Некоторые особенности проведения испытаний грунтов в срезных приборах//Труды Международного геотехнического симпозиума. Спб., 2003. С. 235 – 237.

- [2] ГОСТ 12248-96 Грунты. Методы лабораторного определения характеристик прочности и деформируемости. М.: Изд-во стандартов, 1996.
- [3] К в а ш н и н М. Я. Экспериментальные исследования прочностных характеристик глинистых грунтов для прогноза устойчивости транспортных сооружений: Дис... канд. техн. наук. Алматы, 2005.
- [4] ГОСТ 25100-95 Грунты. Классификация: государственный стандарт. М.: ИПК Изд-во стандартов, 1996.

Казахская академия транспорта и коммуникаций им. М.Тынышпаева

Дата поступления
6.06.2016

Е.А. Исаханов, М.Я. Квашинин, К.Е. Токпанова. Статик ва вибрацион юкланишларда боғланишсиз грунтларнинг мустақкамлик характеристикалари

Мақолада Жетиген–Хоргос темир йўл қисмида қумоқ грунтларнинг кинематик ва вибрацион таъсирлардаги тажрибавий тадқиқотлар натижалари келтирилган.

E.A. Isaxanov, M.Ya. Kvashnin, K.E. Tokpanova. The strength characteristics of noncohesive soils under static and vibration loading

In the article the results of experimental study of sandy soils under kinematic and vibration impact of the railway section Zhetigen-Horgos are considered.

УДК 539.3

М.Ш. ИСРАИЛОВ, Б.М. МАРДОНОВ, Т.Р. РАШИДОВ

СТАЦИОНАРНОЕ ДВИЖЕНИЕ СИСТЕМЫ «ТРУБОПРОВОД – ГРУНТОВЫЙ СЛОЙ» ПРИ ДЕЙСТВИИ СЕЙСМИЧЕСКИХ ВОЛН

В сейсродинамической теории подземных сооружений используется подход, связанный с расчетом элементов подземных конструкций на действие волн без учета формирования вторичных, вызванных наличием сооружения в грунте. В реальности сооружение и окружающий его грунт образуют единую механическую систему, где формируются волновые поля как в грунтовой среде, так и в теле сооружения. В некоторых случаях наличие сооружения в грунтах (особенно для слабых и водонасыщенных) может существенно изменить параметры волновых полей и таким образом влиять на динамические характеристики сооружения. В этом случае следует рассмотреть задачу волнового взаимодействия двух сред: тела сооружения и грунтовой среды, которая сводится к классическим (неклассическим) задачам теории упругости. В некоторых случаях приходится учитывать возможность скольжения грунтового слоя по поверхности, движущейся по заданному закону части грунта. Такая постановка задачи позволяет учитывать, наряду с принятой моделью взаимодействия трубопровода и слоя грунта со средой, влияние на динамическое поведение сооружения механических свойств грунта, времени обтекания его волной и другие параметры, связанные с формированием вторичных волн вблизи сооружения. Возникающие динамические эффекты при этом могут быть значительными особенно для подземных труб, диаметры которых сравнимы с длинами волн, преобладающими в землетрясении. Анализом результатов решения задач о гармонических колебаниях цилиндрических тел в упругой среде установлено, что для частот колебаний почвы $f < 20$ Гц динамическими эффектами можно пренебречь для труб, выполненных из таких материалов, как бетон, литой чугун. Показано, что напряжения трубы, рассчитанные без учета влияния законов взаимодействия грунта с трубой, достигают верхнего предела.

Рассмотрим случай обтекания трубопровода бегущей стационарной волной, где между трубопроводом и движущейся средой формируется концентрический цилиндрический слой конечной толщины h . Контактные силы сдвига между трубопроводом и слоем, а также между слоем и движущейся средой будут пропорциональны соответствующим им относительным перемещениям. Уравнение осевого движения частиц грунта $w(r, z, t)$, моделируемого упругой средой, в цилиндрической системе координат (r, z) (ось Oz направлена по оси трубопровода, вдоль которой движется бегущая волна $w_0 = (c_1 t - z)$, ось Or – перпендикулярна к ней), записываем в виде [1]

$$\left(\frac{c_2}{c_1} \right)^2 \left(\frac{\partial^2 w}{\partial r^2} + \frac{1}{r} \frac{\partial w}{\partial r} \right) + \frac{\partial^2 w}{\partial z^2} = \frac{1}{c_1^2} \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}, \quad (1)$$

где $c_1 = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$, $c_2 = \sqrt{\mu/\rho}$ – соответственно скорости распространения продольных и поперечных волн в грунте; λ и μ – постоянные Ламе. Для интегрирования уравнения (1) принимаются следующие граничные условия:

$$\mu \frac{\partial w}{\partial r} = k_1 [w_a(r, Z) - U(Z)] \text{ при } r = a, \quad (2)$$

$$\mu \frac{\partial w}{\partial r} = -k_2 [w_R(Z) - w_0(Z)] \text{ при } r = R. \quad (3)$$

Здесь $Z=c_1 t - z$, $R=h+a$, a – внешний радиус трубопровода; k_1 и k_2 – соответственно коэффициенты жесткости связи трубопровода со слоем грунта и слоя с движущейся средой при сдвиге, $w_a=w(a, Z)$, $w_R=w(R, Z)$; $U(Z)$ – продольное смещение сечений трубопровода. Решение уравнения (1) в переменных (r, Z) представим в виде

$$w(r, Z) = A(Z) \ln \frac{r}{a} + B(Z),$$

где функции $A(Z)$ и $B(Z)$ определяются из граничных условий (2) и (3), в которых

$$A = \frac{\beta_1 \beta_2}{\beta_2 + \beta_1 [1 + \beta_1 \ln(R/a)]} [w_0(Z) - U(Z)], \quad B = \frac{\beta_2 w_0(Z) + \beta_1 (1 + \beta_2 \ln(R/a)) U(Z)}{\beta_2 + \beta_1 [1 + \beta_1 \ln(R/a)]},$$

где $\beta_1 = k_1 a / \mu$, $\beta_2 = k_2 a / \mu$.

Напряжение сдвига определяются по формулам

$$\tau = \mu \frac{\partial w}{\partial r} = A(Z) [w_0(Z) - U(Z)] / r.$$

Здесь $U(Z)$ удовлетворяет уравнению

$$U'' \pm p^2 U = \pm p^2 w_0(Z), \quad (4)$$

где $p = p_0 \beta$, $p_0 = \sqrt{\frac{2\mu}{E' |1 - M^2| (a^2 - b^2) \ln(R/a)}}$; $\beta = \sqrt{\frac{\beta_1 \beta_2 \ln(R/a)}{\beta_2 + \beta_1 (1 + \beta_2 \ln(R/a))}}$; при $\beta_2 \rightarrow \infty$

имеем $\beta = \sqrt{\frac{\beta_1 \ln(R/a)}{1 + \beta_1 \ln(R/a)}}$, далее, если полагать $\beta_1 \rightarrow \infty$, то имеем $\beta = 1$. Эти случаи рассмотрены в работах [1,2].

На рис. 1 представлены кривые зависимости величины β от β_1 при различных значениях параметра β_2 . В расчетах принято: $h=1.5$ м, $a=0.1$ м. Анализ расчетных данных показывает, что с ростом параметра β_2 наблюдается интенсивный рост величины β , что приведет к появлению длинноволновых гармоник при колебаниях сечений трубопровода.

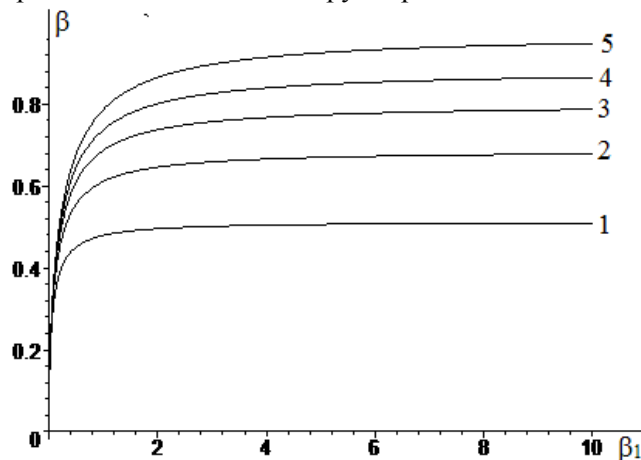


Рис. 1. Графики зависимости величины β от безразмерного параметра $\beta_1 = k_1 a / \mu$ при различных значениях отношения $\beta_2 = k_2 a / \mu$: 1 – $\beta_2 = 0.2$; 2 – $\beta_2 = 0.5$; 3 – $\beta_2 = 1$; 4 – $\beta_2 = 2$, 5 – $\beta_2 = 10$

Верхние знаки в уравнении (4) берутся в сверхзвуковом случае $M > 1$, а нижние – в дозвуковом $M < 1$. Оно совпадает с уравнением колебаний трубопровода для случая прилипания, только при $\beta_2 \rightarrow \infty$ и $\beta_1 \rightarrow \infty$.

Заметим, что при $M > 1$ (в сверхзвуковом случае) возмущения существуют только за фронтом падающей волны $Z > 0$ и потому необходимо искать решение уравнения (4), удовлетворяющее условиям $U = dU/dZ = 0$ на фронте $Z = 0$, поскольку часть трубопровода перед фронтом волны остается в покое. В то время как при $M < 1$ (в дозвуковом случае) переменная Z может принимать любые значения из интервала $(-\infty; +\infty)$ и возмущения в среде и трубопроводе существуют как позади, так и впереди фронта падающей волны. Поэтому в данном случае физически обосновано требование ограниченности (амплитуды) колебаний на бесконечности при $Z \rightarrow \pm\infty$.

Решения уравнения (4), удовлетворяющие указанным ограничениям, в случае движения частиц грунта за фронтом волны по закону $w_0 = A_0 \sin(\omega_1 Z) H(Z)$ напряжения в трубопроводе выполняются следующими образом:

$$\sigma = -E' \frac{\partial U}{\partial Z} = -\frac{E'A_0\omega_1}{1 - (\omega_1/p_0\beta)^2} (\cos\omega_1 Z - \cos(p_0\beta Z)) H(Z), \quad M > 1 \quad (5)$$

$$\sigma = -\frac{E'A_0\omega_1}{1 + (\omega_1/p_0\beta)^2} \left(-\frac{1}{2} \operatorname{sgn}(Z) e^{-p_0\beta|Z|} + H(Z) \cos\omega_1 Z \right), \quad M < 1 \quad (6)$$

где $H(\xi)$ – единичная функция Хевисайда.

Наблюдаемая на практике длина сейсмических волн $\lambda = 1/\omega_1$ при средних и сильных землетрясениях имеет порядок в несколько сотен метров. Как отмечено в [1], величина p_0 в зависимости от свойств используемого материала и диаметра трубопровода, меняется в интервале $1.2 < p_0 < 3$. Параметр β , согласно расчетам, имеет диапазон изменения $0 < \beta < 1$. Таким образом, произведение $p_0\beta$ удовлетворяет неравенству $0 < p_0\beta < 3$. Поскольку $\omega_1 \ll 1$, то, согласно формуле (5), для случая $M > 1$ имеет место резонанс. Полагая $\omega_1/p_0 = \beta$, можно установить зависимость между величинами ω_1/p_0 , β_1 и β_2 , при выполнении которой амплитуда напряжения будет возрастать по линейному закону по переменной Z . Графические виды такой зависимости между величинами β_1 и β_2 для различных значений отношения ω_1/p_0 представлены на рис. 2. Как видно, в процессе реализации резонансного режима колебаний при значении коэффициента жесткости связи трубопровода, равном

$$\beta_1 = \frac{\omega_1}{p_0} \frac{1}{1 - \frac{\omega_1}{p_0} \ln(R/a)}, \quad \text{величина } \beta_2 \text{ неограниченно растет, что соответствует бесконечному значению коэффициента жесткости связи слоя с движущейся средой.}$$

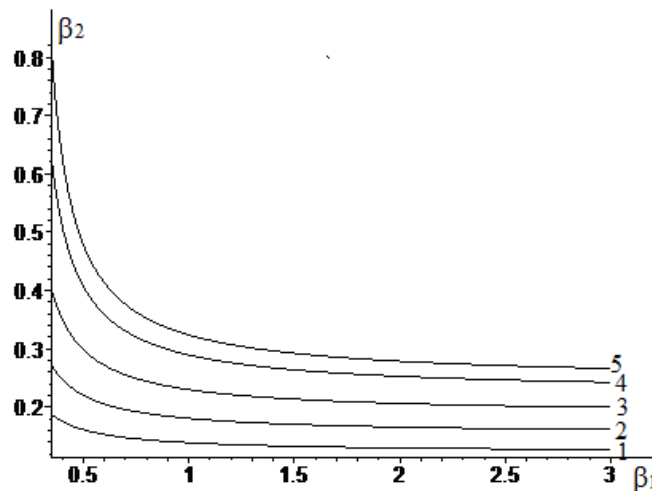


Рис.2. Кривые зависимости связи между величинами $\beta_2 = k_2 a / \mu$ и $\beta_1 = k_1 a / \mu$ при различных значениях отношения $\bar{\omega}_1 = \omega_1 / p_0$ в резонансном режиме колебаний трубопровода:

$$1 - \bar{\omega}_1 = 0.1; 2 - \bar{\omega}_1 = 0.12; 3 - \bar{\omega}_1 = 0.14; 4 - \bar{\omega}_1 = 0.16; 5 - \bar{\omega}_1 = 0.18$$

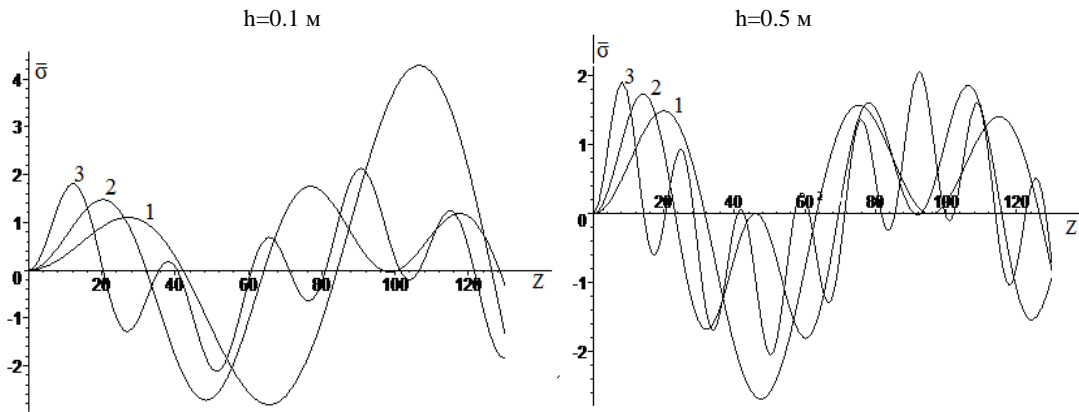


Рис.3. Кривые изменения напряжения $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0$ от переменной Z (м) при $p_0 = 1 \text{ м}^{-1}$, $\beta_1 = 1$ и для различных значений величины β_2 : 1- $\beta_2 = 0.01$; 2- $\beta_2 = 0.025$; 3 - $\beta_2 = 0.1$

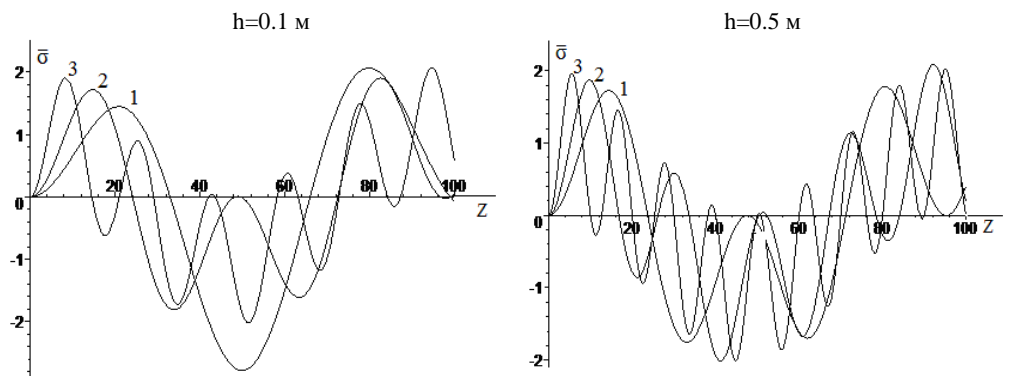


Рис.4. Кривые изменения напряжения $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0$ от переменной Z при $p_0 = 1.5 \text{ м}^{-1}$, $\beta_1 = 1$ и для различных значений величины β_2 : 1- $\beta_2 = 0.01$; 2- $\beta_2 = 0.025$; 3 - $\beta_2 = 0.1$

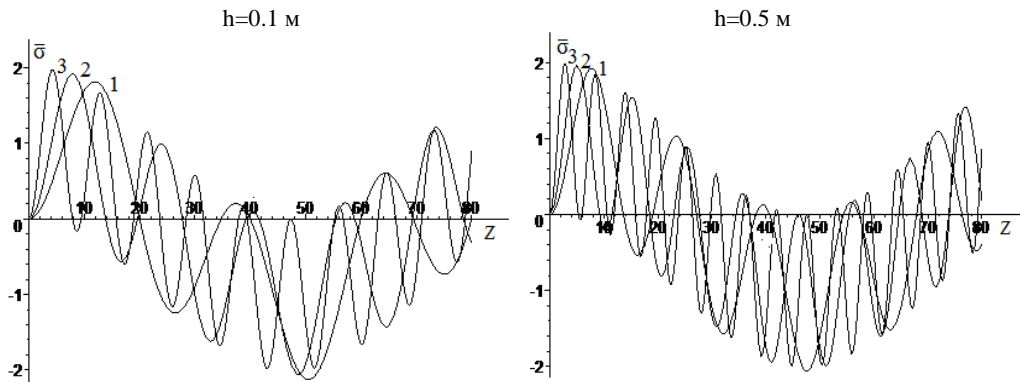


Рис.5. Кривые изменения напряжения $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0$ от переменной Z при $p_0 = 3 \text{ м}^{-1}$, $\beta_1 = 1$ и для различных значений величины β_2 : 1- $\beta_2 = 0.01$; 2- $\beta_2 = 0.025$; 3 - $\beta_2 = 0.1$

На рис.3–5 даны кривые зависимости безразмерного напряжения $\bar{\sigma} = \sigma / \sigma_0$ ($\sigma_0 = -A_0 E' \omega_1$) от подвижной координаты Z для различных толщин слоя h значений параметров p_0 , β_1 и β_2 . В расчетах принято $a = 0.1$ м, $\omega_1 = 1/15 \text{ м}^{-1}$. Из анализа кривых следует, что с уменьшением величин β_2 (например с уменьшением коэффициента жесткости k_2) и p_0 трубопровод по переменной Z совершает колебания с длинными периодами. При этом увеличение толщины слоя приводит к уменьшению амплитуды и росту частоты колебаний трубопровода. Это обстоятельство указывает на существенное влияние наличия тонкого слоя грунта между трубопроводом и движущейся средой. Таким образом, ослабление связи между тонким слоем грунта с движущейся средой может служить причиной возникновения высоких напряжений в режимах колебаний, близких резонансным.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Исраилов М. Ш. Сейсродинамика подземных трубопроводов // Проблемы механики. Ташкент. 2012. №3. С. 18–24
- [2] Рашидов Т. Р., Исраилов М. Ш., Мардонов Б. М. Сейсмические колебания грунта и трубопровода при неидеальном контакте: влияние проскальзывания на динамические напряжения // Проблемы механики. Ташкент. 2014. №3. С. 26–32

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
14.06.2016

М.Ш. Исраилов, Б.М. Мардонов, Т.Р. Рашидов. “Кувур-грунт қатлам” тизимининг сейсмик тўлқин таъсиридаги стационар тебраниши

Мақолада стационар тўлқиннинг кувур атрофидан ўтиши ҳолати қўрилган, бу ерда кувур ва ҳаракатланувчи муҳит орасида чекли қалинликдаги концентрик цилиндрик қатлам ҳосил бўлади.

M.Sh. Israilov, B.M. Mardonov, T.R. Rashidov. Steady flow of "pipeline – soil layer" under the influence of seismic waves

The article discussed the case of flow around a stationary traveling wave pipe, between the pipe and where the moving medium is formed by concentric cylindrical layer of finite thickness.

УДК 624.21.095

Р.Р. МАМАЖАНОВ, А.А. ИШАНХОДЖАЕВ

РАСЧЕТ РЕСУРСА ЭЛЕМЕНТОВ СКВОЗНЫХ МЕТАЛЛИЧЕСКИХ ФЕРМ, ИМЕЮЩИХ НАЧАЛЬНЫЕ ДЕФЕКТЫ

В работах [1, 2] отмечено, что при строительстве металлических мостов со сквозными фермами даже при соблюдении требований норм на отклонение геометрических параметров при изготовлении и соблюдении технологии монтажа появление различных видов дефектов неизбежно. Однако до настоящего времени влияние их на условия дальнейшей эксплуатации глубоко не изучено и работ по прогнозированию ресурса с учетом таких начальных дефектов в настоящее время не имеется.

Проблема прогнозирования ресурса тесно связана с критерием накопления повреждений.

В работе В.В. Болотина [3] разработаны модели накопления повреждений в деталях машин и конструкций. При этом принимается, что исчерпание ресурса элементов происходит в результате постепенного накопления повреждений в процессе эксплуатации. Обоснованы различные модели разрушения: объединенная теория замедленного разрушения и модели, основанные на полуэмпирических материалах накопления повреждений.

В.О. Осипов [4], А.А. Потапкин [5] и В.П. Чирков [6] показали, что мостовые конструкции отличаются рядом особенностей, которые не позволяют непосредственно использовать результаты исследования накопления повреждений, и в этих работах отмечено, что важным вопросом в решении проблемы является выбор меры накопления повреждений в каждом конкретно рассматриваемом элементе мостовых конструкций.

В.О. Осипов за меру повреждений металла в старых пролетных строениях рекомендует принимать изменения коэффициента концентрации напряжений α , определяемого для каждого несущего элемента пролетного строения в зависимости от условия их работы.

В работе А.А. Потапкина [5] в качестве меры накопления повреждений предлагается рассмотреть деформацию пролетного строения как интегрального показателя работы. Обычный расчет стальных конструкций на прочность, в том числе в упругопластичной стадии, не гарантирует конструкцию от наступления хрупких разрушений, наличие в элементах различного рода начальных дефектов может снижать разрушающую нагрузку в 1.5–4.0 раза по сравнению с пределом текучести материала. Поэтому в качестве критерия предельного состояния группы I (из условия прочности) предлагается ограниченная пластическая деформация в элементах от расчетных нагрузок, и таким образом ограниченное или остаточное перемещение наиболее правильно характеризует степень повреждаемости материала и степень использования несущей способности конструкции. Остальное перемещение характеризует работу сооружения и невозможность его эксплуата-

ции в предельном состоянии. В качестве критерия предельного состояния II группы (из условия прочности) предлагается не допускать пластические деформации от нормативных нагрузок, т.е. обеспечивать упругую работу конструкции. Этот критерий характеризует работу сооружения с точки зрения затруднения нормальной эксплуатации.

В соответствии с приведенными взглядами А.А. Потапкина, в расчетах узлов стальных конструкций можно перейти на новый качественный уровень методов расчета, что приведет к созданию более современных и надежных конструкций.

Для решения практических задач прогнозирования ресурса пролетных строений с учетом начальных дефектов наиболее приемлемым является деформационный критерий накопления повреждений, основные положения которого изложены ранее. При этом общая деформация пролетного строения существенно зависит от деформативности узлов: как больше сдвиговые деформации в соединениях, так больше деформации пролетного строения в целом.

Исходя из вышеприведенных данных, за меру накопления повреждений принимаем накопление деформаций сдвига в узловых соединениях пролетных строений. Одним из основных преимуществ предлагаемого подхода является возможность измерения деформаций сдвига в соединяемых элементах в процессе эксплуатации конструкций.

Изменение деформаций сдвига в соединениях при многократно повторных нагружениях описывается формулой [6]

$$\Delta_N = \Delta_{cr} \left(a + b \frac{N}{N_q} \right), \quad (1)$$

где $a=0.2$; $b=0.4+\delta/3.5$; δ – величина перепада в соединяемых элементах; Δ_{cr} – допустимое значение деформаций сдвига, обычно соответствующее началу точки общего сдвига; N – количество циклов многократно-повторного нагружения; N_q – предельное количество циклов нагружения при достижении деформаций сдвига допустимых значений Δ_{cr} .

Значения всех параметров могут быть установлены на стадии проектирования, а в случае, если после монтажа имеются начальные дефекты, то перед началом ввода конструкции в постоянную эксплуатацию.

Как было показано [1], процесс общего сдвига, характеризующий предельное состояние соединения, начинается задолго в результате постепенного накопления деформаций сдвига. Кинетику накопления повреждений в узловых соединениях можно оценить деформациями сдвига элементов. Исходя из этого в качестве оценки меры накопления повреждений примем априорную меру повреждений ψ , выразив ее через

$$\psi = \frac{\Delta_N - \Delta_o}{\Delta_{cr} - \Delta_o}, \quad (2)$$

где Δ_o – значение деформаций сдвига в начале загрузки.

Для (2) выполняются условия

$$\begin{aligned} \Delta_N = \Delta_o, & \quad \psi = 0, \\ \Delta_N = \Delta_{cr}, & \quad \psi = 1. \end{aligned} \quad (3)$$

Здесь $\psi=0$ соответствует к моменту начала нагружения, а $\psi=1$ – к моменту достижения деформаций критического значения.

С учетом (1) зависимость (2) записываем в виде

$$\psi = c - k \frac{N}{N_{cr}}; k = \frac{b\Delta_{cr}}{\Delta_{cr} - \Delta_o}; c = \frac{\Delta_{cr}a}{\Delta_{cr} - \Delta_o} - \frac{\Delta_o}{\Delta_{cr} - \Delta_o}. \quad (4)$$

В полученной зависимости аргументом является количество циклов нагружения N . Для перехода на время используем зависимость [3]

$$\frac{N}{N_{cr}} = \frac{t}{T_q}, \quad (5)$$

где T_q – базовый ресурс времени до накопления деформаций сдвига величин Δ_{cr} при непрерывном нагружении напряжением σ .

Выражение (4) с учетом (5) имеет вид

$$\psi = c - k \frac{t}{T(\sigma)}. \quad (6)$$

Приращение меры накопления повреждений по (6) изменяется весьма медленно, и поэтому, следуя [3], конечную разность $\Delta\psi_t$ можно заменить производной $\frac{d\psi}{dt}$, и эта разность зависит на малом отрезке времени только от значения ψ в начале отрезка и от нагрузок, действующих на этом отрезке. В таком случае мера накопления повреждений при дискретном нагружении из зависимости (6) записывается в виде

$$\int_0^1 d\psi = c - k \frac{t}{T(\sigma)} \int_0^{T_{res}} dt. \quad (7)$$

Решение уравнения в указанных пределах интегрирования позволяет определить ресурс T_{res} узлового соединения по критерию деформаций сдвига

$$T_{res} = \frac{T(\sigma)(c-1)}{k}. \quad (8)$$

В соответствии с общим подходом решения задач по прогнозированию ресурса конструкций [3, 6] базовый ресурс T_q определяется по кривой усталости стыка при $\frac{\sigma_{max}}{R_y} = 1.0$ и соответствующей этому $N=2 \cdot 10^6$ циклов.

Расчет ресурса по полученной зависимости дает возможность определить степень влияния начальных дефектов и повреждений в виде перепадов в соединяемых элементах, выявить недопустимые дефекты в ранней стадии их появления и установить требования по допустимой величине перепадов, назначить вид ремонтов для устранения указанных повреждений.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Вайнблат Б. М. Высокопрочные болты в конструкции мостов. М.: Транспорт, 1971. – 166 с.
- [2] Кирьян В. И. и др. Продление ресурса металлических пролетных строений железнодорожных мостов с усталостными повреждениями // Автомат-сварка. 2007. №7. С. 29–32.
- [3] Болотин В. В. Ресурс машин и конструкций. М.: Машиностроение, 1990. – 446 с.
- [4] Осипов В. О. Долговечность металлических пролетных строений эксплуатируемых железнодорожных мостов. М.: Транспорт, 1982. – 287 с.
- [5] Потапкин А. А. Проектирование стальных мостов с учетом пластических деформаций. М.: Транспорт, 1984. – 200 с.
- [6] Чирков В. П. Вероятностные методы расчета мостовых железобетонных конструкций. М.: Транспорт, 1980. – 128 с.

Ташкентский автомобильно - дорожный институт

Дата поступления
16.06.2016

Р.Р. Мамажанов, А.А. Ишанходжаев. Бошланғич дефектларга эга металл оралиқ қурилмалари элементларининг ресурсини ҳисоблаш

Мақолада бириктириладиган элементларнинг қалинлиги ўзгариши натижасида келиб чиққан бошланғич дефект ва шикастланишлар таъсири даражасини ҳисобга олиб, уларни бошланғич босқичда аниқлаш, бартараф этиши ва таъмирлаш учун ресурсни ҳисоблаш усули келтирилган.

R.R. Mamajanov, A.A. Ishanxodjaev. Calculation of the resource of metal superstructures element, with primary defects

The article presents the resource calculation method taking into account the degree of influence of initial defects and damages in the form of drops in the connecting member for the identification, removal and repair of defects at an early stage.

ОСОБЕННОСТИ СОСТАВА И СВОЙСТВ БАРХАННЫХ ПЕСКОВ ДЛЯ ЗЕМЛЯНОГО ПОЛОТНА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ПУТИ

Поезда, движущиеся по железнодорожному пути, являются источником возникновения вибродинамических нагрузок, вызывающих колебания земляного полотна. Колебательный процесс земляного полотна, возникающий при проходе поездов, не может быть описан какой-нибудь определенной функциональной зависимостью, так как является стохастическим процессом. Поэтому основные параметры случайного процесса могут быть получены с достаточной точностью только при помощи теории вероятностей и математической статистики.

Последствия вибрационных и силовых воздействий поездов зависят не только от их величины, но и от свойств и состояния грунтов, слагающих земляное полотно [1–3]. Приведенные факторы оказывают существенное влияние на распространение волн в грунте.

Кроме того, исследования колебаний земляного полотна имеют большое значение для осуществления правильного моделирования колебательного процесса в лабораторных условиях для изучения закономерностей снижения прочностных характеристик грунтов, воспринимающих вибродинамическую нагрузку, при максимальном приближении к действительным вибрационным и силовым нагрузкам, которые имеют место на эксплуатируемых железнодорожных линиях.

Технический прогресс железнодорожной отрасли Республики Узбекистан, характеризующийся строительством новых железнодорожных линий, внедрением высокоскоростного движения в общую сеть железных дорог, обновлением парка подвижного состава, повышением интенсивности движения и грузоподъемности поездов требует решения ряда сложных задач по оценке напряженно-деформированного состояния земляного полотна, особенно в районах распространения барханных песков.

Согласно Правилам технической эксплуатации железных дорог [4], земляное полотно, все элементы железнодорожного пути по прочности, устойчивости и состоянию должны обеспечивать безопасное и плавное движение подвижного состава с наибольшими установленными скоростями. Земляное полотно должно обеспечивать долговременную стабильность при пропуске транспортных средств с установленными скоростями и расчетной грузонапряженностью.

Железнодорожное земляное полотно представляет собой сложный комплекс грунтовых объектов, функционирующих в условиях природно-климатической среды и динамических нагрузок. Сложность объектов земляного полотна, случайный характер проявления факторов природной среды существенно влияют на стабильность и деформативность земляного полотна. Практика строительства и эксплуатации железных дорог в пустынных районах Узбекистана, где земляное полотно полностью отсыпано барханными песками, показывает, что именно эти участки железнодорожного пути в наибольшей степени подвержены деформациям и разрушению.

Следует отметить, что работа железнодорожного земляного полотна определяется следующими взаимосвязанными факторами [2, 3]:

- Состав, состояние и свойства грунтов, слагающих земляное полотно, вид грунта, плотность, влажность, гранулометрический состав, минералогический состав, диссипативные и поглощающие способности и др.
- Характер и величина действующих сил и эксплуатационные показатели – статические, вибрационные и динамические воздействия, интенсивность движения, нагрузки на ось подвижного состава, скорость движения поездов, длина поездов и др.
- Конструктивные показатели верхнего строения пути и его состояние – тип рельсов, вид и толщина балласта, эпюра шпал и их тип, вид скреплений, ширина рельсовой колеи, наличие неровностей на рельсе и др.

Отмеченные факторы в итоге определяют напряженное состояние и характеристики колебательного процесса грунтов земляного полотна, важнейшими из которых являются максимальные динамические напряжения и амплитуда колебаний на основной площадке, наряду с их распространением в теле полотна и за его пределами.

Анализ различных исследований [1–3, 5–10] в области несущей способности и устойчивости железнодорожного земляного полотна, сложенного из песков, воспринимающих статические, динамические и вибродинамические нагрузки, показал, что наряду с очевидными большими достижениями в области динамики грунтов земляного полотна существуют спорные, не полностью или вообще нерешенные вопросы. Нет достаточной обоснованности степени влияния характеристик колебательного процесса на снижение прочностных характеристик барханных песков, составляющих железнодорожное земляное полотно, практически не исследовалось влияние вибродинамического воздействия на прочностные характеристики барханных песков различного состояния. Вместе с тем, проектирование и строительство новых железных дорог в пустынных районах обуславливают необходимость обеспечения устойчивого земляного полотна из местных грунтов, в частности, барханных песков, что определяет потребность разработки методики расчета несущей способности земляного полотна, отсыпанного барханными песками, с учетом вибродинамической нагрузки.

Исследование гранулометрического состава барханных песков. Способность песка выполнять свою функцию конструкции, воспринимать нагрузку от подвижного состава, имеющего в том числе вибродинамическую составляющую, во многом зависит от его физико-механических свойств [11].

Представим тело земляного полотна в виде дисперсной системы, фаза которой – песчинки, среда – воздух и влага.

При беглом рассмотрении твердой фазы выясняется, что песчинки сами по себе представляют собой достаточно сложную систему. Прежде всего, песок имеет широкий ассортимент размеров зерен. Как известно в гранулометрическом отношении к песчаным грунтам относят сыпучие минеральные частицы, содержащие менее 50% по весу частиц крупнее 2 мм, причем предполагается, что число пластичности для этих грунтов $W_n < 1$ [12].

Учитывая, что песчаные грунты имеют различный зерновой состав, принято характеризовать их коэффициентом неоднородности η , представляющим собой отношение

$$\eta = d_{60}/d_{10}, \quad (1)$$

где d_{60} – диаметр частиц песка, меньше которого в данном грунте содержится по весу 60% частиц; d_{10} – диаметр частиц, меньше которого в данном песке содержится по весу 10% частиц.

Если грунт приближается к теоретически однородному составу, т.е. когда все частицы имеют один и тот же диаметр, то $\eta=1$. Однако на практике принято считать песчаные грунты однородными, когда $\eta < 3$, а в остальных случаях степень неоднородности определяется по формуле (1).

Для песков пустынь общим признаком является заметное или резкое преобладание частиц размером от менее 0.25 мм до 0.1 мм. Наблюдается однопиковое и двухпиковое распределение песчинок по гранулометрическому составу (рис. 1).

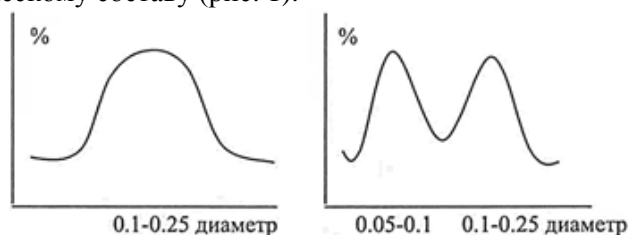


Рис. 1. Типы распределения песчинок по гранулометрическому составу

М.П. Петров [13] на основании анализа около 200 гранулометрических составов песка пустынь пришел к выводу, что они являются мелкозернистыми хорошо сортированными (табл.1).

Таблица 1

Гранулометрический состав, %

Расположение	Крупность песчинок, мм			
	0.5-0.25	0.25-0.10	0.1-0.05	Менее 0.05
Сайнасак	-	73-98	3-5	До 20
Заунгузские Каракумы	-	93	-	Менее 1
Юго-Западные Каракумы	9.45-35.8	-	-	-
Сарыкамышская дельта	-	84-95	-	-
Южные Кызылкумы	-	94-99	0.4-5.5	-

Многие пески пустыни, как известно, обладают непрозрачной, матовой поверхностью (например, Каракумы), тогда как Кызылкумы, с преобладающим содержанием кварцевых частиц, имеют красновато - желтый оттенок, связанный с наличием на поверхности зерен пленок окислов железа и промазки из железисто-глинистых веществ [14].

Wadell (1932) одним из первых отметил, что форма частиц на самом деле состоит из двух независимых геометрических понятий [15]. Описывая форму осадочных частиц, оперируют двумя индексами, называемыми округлость и сферичность.

Округлость (или гладкость) является мерой угловатости независимо от формы частиц. Сферичность же является мерой того, насколько форма частицы приближается к сфере. Используются несколько методов их идентификации. Обычно сравнивают микрофотографии зерен песка, используя диаграмму округлости и индекс сферичности Райли [16] (Krumbein и Sloss, 1951). Теоретически максимальное значение сферичности составляет 1.0 (идеальный шар), но большинство зерен имеют значение сферичности 0.7. Исследования в целом показали, что в среднем изменение сферичности в зависимости от размера зерна происходит больше, чем округлость. Кроме того, уменьшение округлости пропорционально уменьшению размера песчинки. Имея в виду, что пески пустынь относятся к хорошо сортированным и мелким, все указанное приводит к мысли, что для подвижных песков, вероятно, округлость является более важной характеристикой, чем сферичность.

Таким образом, размер частиц, округлость, угловатость и шероховатость поверхности влияют на упаковку и сжимаемость песков, определяя их физико-механические свойства, т.е. устойчивость земляного полотна.

Наряду с гранулометрическим составом песков на свойства земляного полотна оказывает влияние и минералогический состав.

Хорошо отсортированные пески пустынь – это результат долгого перевевания и перетирания, в результате которого песчинки окатываются, легкие и мелкие фракции уносятся ветром. Подвижные и малоподвижные пески разнообразны по гранулометрическому составу и содержат значительное количество мелких фракций.

Оголенные или заросшие, подвижные или малоподвижные, отсортированные или малосортированные пески – это, прежде всего, условия существования растительного мира.

Поскольку песок состоит из зерен и воздуха в пространстве между ними, пленки воды на их поверхности и то, видимо, даже незначительное содержание пылевато-глинистых частиц при взаимодействии с водой создают коагуляционный тип структуры за счет слияния песчинок через тонкие прослойки жидкости. Сама жидкость при этом включает в себя высокодисперсные коллоидные фракции меньше 0.001 мм. В минералогическом отношении пески различных разновидностей имеют не менее 80% основных минералов, и по преобладанию их различаются на: мономинеральные – кварцевые; биминеральные – полевошпатово-кварцевые; триминеральные – глауконито-полевошпатово-кварцевые.

С увеличением количества органического вещества круглые пески показывают большее снижение объемной плотности, чем округлые пески, но при этом общая пористость возрастает из-за увеличения капиллярной пористости. Здесь под капиллярной пористостью подразумевается пористость органических веществ. В естественных условиях такими «агентами» могут быть частицы меньше 0.05 мм, т.е. пылеватые и в большей степени глинистые частицы с примесями органических веществ, что является весьма положительным фактором для сохранения формы земляного полотна путем его укрепления созданием растительного покрова, например, гидропосевом семян трав местных видов.

Все вышеуказанное подчеркивает необходимость учета всего многообразия гранулометрического и минералогического составов песков пустыни в исследованиях, касающихся их устойчивости.

Так, средне - и хорошо сортированные пески с содержанием пылевато-глинистых частиц 5–15% позволяют иметь всю гамму геоботанических условий, т.е. могут быть полностью использованы для проведения агролесомелиоративных мероприятий, при их содержании менее 5% создаются определенные трудности для проведения фитомелиорации песков, а более 15% – поверхность становится практически недефлируемой.

Анализ грано-минералогического состава песков Прикаспия, Восточных Каракумов, Южных Кызылкумов, приуроченных к железнодорожным линиям Гурьев – Астрахань, Туркменбаши–

Репетек, Учкудук–Мискен, Каган–Янги Зарафшан–Учкудук приведен в табл.2. Как установлено в прикаспийском песке содержание пылевато-глинистых частиц более 5%, а каракумских – менее 5%. Водорастворимых солей также больше в прикаспийском песке. Из солей преимущественно присутствуют сульфаты, хлориды и карбонаты. Основной минерал – кварц. В прикаспийском его содержится более 80%, а в каракумском – выше 60%. Кварц, полевые шпаты составляют более 80%, поэтому анализируемые пески относятся к мономинеральным. В тяжелой фракции, содержание которой в образце около 5%, имеется более 3% эпидота, 20% турмалина, 14% магнезита, 25% роговой обманки.

Таблица 2

Гранулометрический состав песков

№	Наименование источника	ПК, плюс	Размеры фракций, мм						Карбонатность
			2-1	1-0.5	0.5-0.25	0.25-0.10	0.10-0.05	<0.05	
1	М.Мирахмедов, 1972	Газли	-	-	0.2	99.3	0.4	0.1	-
2	Х.Хамидов, 1971	Куш-Кудук-Бухара	-	-	0.10	58.1	33.9	7.40	12.0
3	М.Мирахмедов, 1972	Южные Каракумы, ст. Туркменбаши	-	-	0.10	90.6	7.80	1.50	8.6
4	М.Мирахмедов, 1972	Южные Каракумы, б. ст. Репетек	-	2.0	6.5	90.7	0.7	0.1	-
5	М.Мирахмедов, 1972	Караул-Кую	-	-	0.25	82.3	12.7	4.70	10.0
6	М.Мирахмедов, 1972	Джаркурган	-	0.1	1.3	92.3	5.9	0.4	-
7	М.Музаффарова, А.Мамадалиев, 2014	МТУ «Бухара»: Караул Базар, 165км	-	-	-	69.2	20.2	10.6	6.5
8	М.Музаффарова, А.Мамадалиев, 2014	МТУ «Бухара»: Учкудук – Янги Зарафшан, 20 км	-	-	-	94	5.5	0.5	8.8
9	М.Музаффарова, А.Мамадалиев, 2014	МТУ «Термез» 81км	-	-	0.2	79	20.4	0.4	11.4

Таким образом, принятые к исследованию пески характеризуют широкий спектр варьирования гранулометрического и минералогического составов, необходимых для обобщения результатов исследований их пропитки химическими мелиорантами и последующего выбора вариантов технологий в конкретных условиях песчаных пустынь.

Успехи, достигнутые в последние годы в области цифровой фотографии и обработки изображений, дают возможность быстрого получения обширной информации о форме частиц.

Исследование минералогического состава барханных песков. Химический состав песков представлен, в основном, кремнеземом SiO_2 – 64.5-70.2%, глиноземом Al_2O_3 – 5.3–12%; окиси кальция CaO – до 8.4%. Песчаные пустыни Сайнасак относятся к полевошпатово–кварцевым (48 и 43.7% соответственно). В тяжелой фракции роговой обманки – 38.8%. На рис. 2 приведен гранулометрический состав песка с различного месторасположения. Как установлено, подвижные пески, по данным различных авторов, в основном, хорошо и среднесортированные. Так, пробы песка (1,3,4,6,8) относятся к хорошо сортированным, а (2,5,7,9) – к среднесортированным, причем последние представлены средне-, мелкозернистыми и мелко-, тонкозернистыми фракциями. Плохо сортированные пески (5,6,12,13) представлены, в основном, двумя фракциями (>80%) – ново сформировавшиеся техногенные, в которых содержится значительное количество пылевато-глинистых частиц (до 14%). Такие пески быстро сортируются, от их многократного отложения ветром, в результате чего в них уменьшается количество легкоистираемых минералов гипса, кальцита и др., и повышается количество зерен кварца (рис.3).

Прослеживаются две разновидности песков: *хорошо отсортированные* – пески, пришедшие в движение издревле; *малоотсортированные* – пески неподвижные и малоподвижные, а также подвижные, пришедшие в движение относительно недавно (в том числе из-за антропогенного воздействия, называемые *антропогенными*).

Минералогический анализ: 0.2 кг навески выделенного квартованием исходного песка, предварительно тщательно перемешанного, промыто в воде до серого шлиха. Для выделения тяжелой фракции весь шлик разделён в бромформе с объёмным весом 2.9 г/см³.

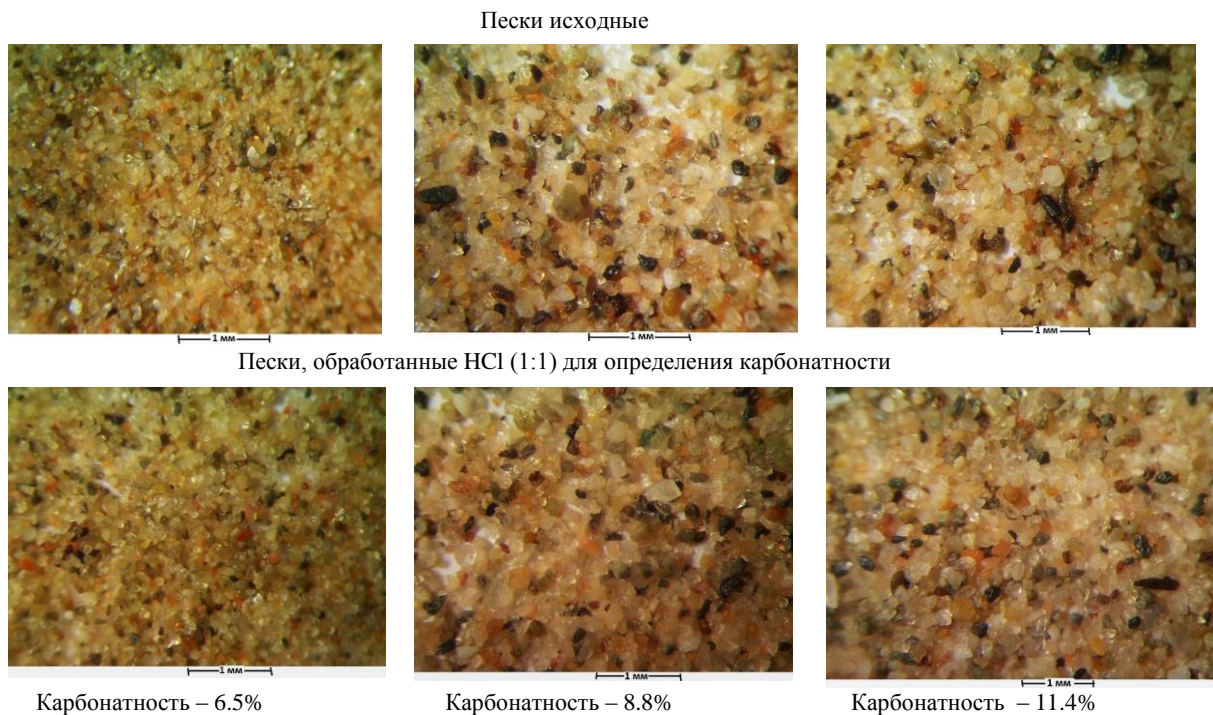


Рис.2. Гранулометрический состав песка с различного местоположения

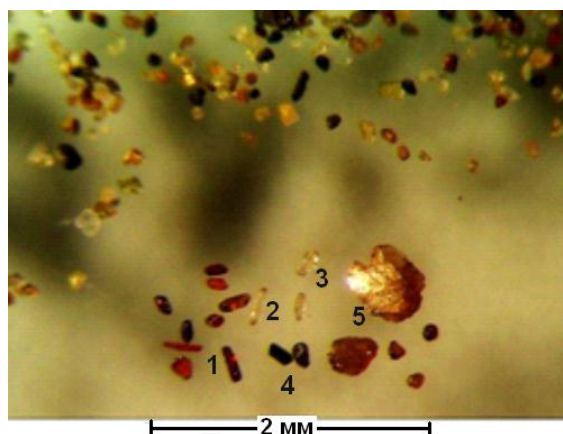


Рис.3. Состав песка: 1 – рутил; 2 – циркон; 3 – апатит; 4 – турмалин; 5 – сфен

Исследование прочностных характеристик барханных песков. Исследование влияния вибродинамического воздействия на прочностные свойства барханных песков осуществлялось на образцах нарушенного сложения. Барханные пески привезены в лабораторию из действующей линии Учкудук – Мискен узбекских железных дорог, где земляное полотно полностью отсыпано из этих песков.

Требуемая плотность определялась, исходя из результатов лабораторного определения максимальной плотности грунтов с использованием прибора Союздорнии для стандартного уплотнения грунтов. Результаты определения максимальной плотности барханных песков представлены на рис. 4. Максимальная плотность характеризуется изменением плотности сухого барханного песка с увеличением влажности. Оптимальная влажность для исследуемого песка на основе результатов наших экспериментов составила 10 %.

Как известно, в естественных условиях нагрузки на грунты земляного полотна возрастают очень быстро и действуют сравнительно короткое время при затруднительном процессе консолидации. В результате этого грунт в течение длительного времени сохраняет свою естественную плотность и влажность. С учетом этого наиболее верным решением будет производить исследова-

ние изменения прочности барханных песков, воспринимающих вибродинамическую нагрузку, по методике условно-мгновенного разрушения.

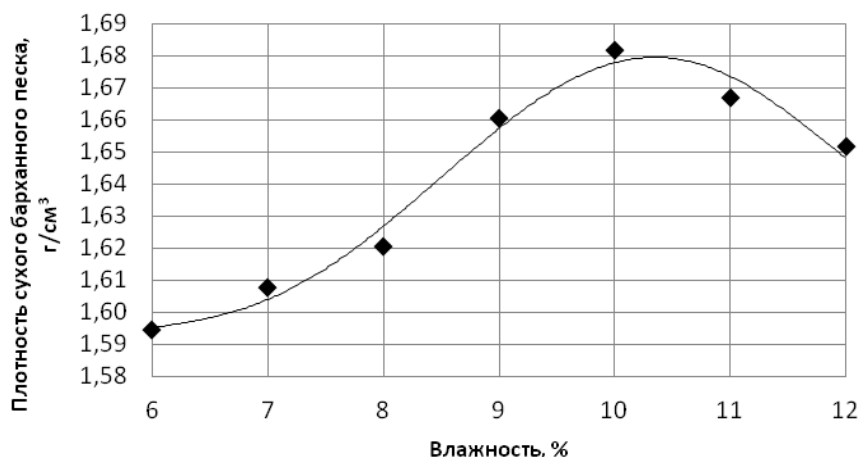


Рис. 4. Максимальная плотность барханных песков

По результатам испытаний каждого образца строилась графическая зависимость (рис. 5) развития относительной деформации λ от девиатора напряжений q , которые определяются по следующим формулам:

$$\lambda = \frac{\Delta h}{h}, \quad (2)$$

$$q = \sigma_1 - \sigma_3, \quad (3)$$

где h – первоначальная высота образца; Δh – величина продольной деформации; σ_1 и σ_3 – значения главных напряжений, действующих на образец из песка.

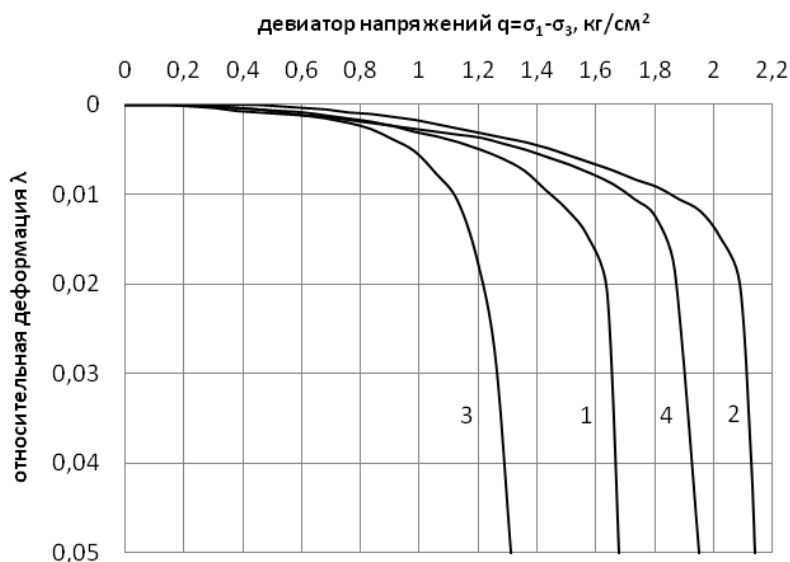


Рис. 5. Зависимость относительной деформации барханных песков от девиатора напряжений при влажности 10% и коэффициенте уплотнения, равном 1: 1 – в статике, всестороннее давление $\sigma_3=0.25$ кгс/см²; 2 – в статике, всестороннее давление $\sigma_3=0.5$ кгс/см²; 3 – в динамике, всестороннее давление $\sigma_3=0.25$ кгс/см²; 4 – в динамике, всестороннее давление $\sigma_3=0.5$ кгс/см²

Для определения прочностных характеристик барханных песков в наших экспериментах в камере стабилометра создавалось гидростатическое давление, равное 0.25 и 0.5 кгс/см². Полученные при этих значениях бокового давления величины разрушающих избыточных напряжений позволили построить круги Мора, по огибающим к которым можно определить значения сцепления и угла внутреннего трения.

Результаты лабораторных испытаний по определению прочностных характеристик барханных песков при статике и действии вибродинамической нагрузки представлены в табл. 3.

Таблица 3

Прочностные характеристики барханных песков при действии статической и вибродинамической нагрузки

Влажность, %	c , т/м ²	φ , град	$c_{дин}$, т/м ²	$\varphi_{дин}$, град	k_c	k_φ
6	0.4	35	0.32	26	0.200	0.257
8	0.58	33	0.48	25	0.172	0.242
10	0.67	31	0.58	24	0.134	0.226
12	0.62	29	0.52	22	0.161	0.241

Для оценки влияния вибродинамического воздействия на прочностные характеристики барханных песков использовались показатели относительного снижения сцепления и угла внутреннего трения, предложенные И.В. Прокудиным [3], соответственно определяемые в процентах или долях единицы по следующим формулам:

$$k_c = \frac{c_{ст} - c_{дин}}{c_{ст}}, \quad (4)$$

$$k_\varphi = \frac{\varphi_{ст} - \varphi_{дин}}{\varphi_{ст}}, \quad (5)$$

где $c_{ст}$ и $\varphi_{ст}$ – сцепление и угол внутреннего трения при действии статической нагрузки; $c_{дин}$ и $\varphi_{дин}$ – сцепление и угол внутреннего трения при действии вибродинамической нагрузки.

В лабораторных испытаниях исследовалось изменение сцепления и угла внутреннего трения в зависимости от влажности, которые определяют предельное сопротивление барханных песков. Результаты исследования зависимости показателя относительного снижения сцепления и угла внутреннего трения от влажности барханных песков представлены на рис. 6.

Полученные зависимости убедительно свидетельствуют о значительном снижении сцепления барханных песков при действии вибродинамической нагрузки. Относительное снижение удельного сцепления барханных песков k_c находится в интервале 13 – 20%, что для песчаных грунтов следует принять как достаточно высоким. Анализ зависимости, показанной на рис. 6, свидетельствует, о том, что при увеличении влажности барханных песков до оптимальной относительное снижение удельного сцепления достигает своих минимальных значений. Однако увеличение влажности барханных песков выше оптимальной приводит к возрастанию относительного снижения удельного сцепления k_c . Можно объяснить это тем, что увлажнение барханных песков до оптимальной влажности дает возможность уплотнить грунт до максимальной плотности. Многочисленными исследованиями различных ученых доказано [2–3, 6–10], что уплотнение грунтов способствует уменьшению их виброчувствительности. Совершенно очевидно, что с позиции обеспечения надежности и устойчивости железнодорожного земляного полотна желательно уплотнять барханный песок до максимальных его значений.

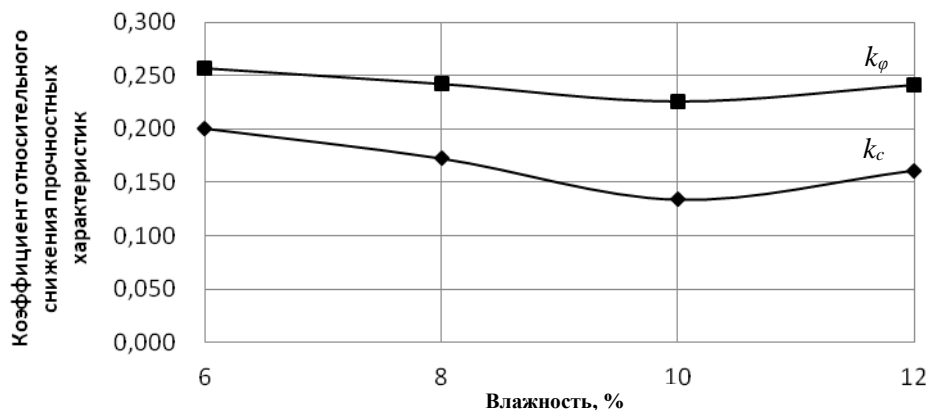


Рис. 6. Зависимость показателя относительного снижения прочностных характеристик барханных песков от влажности

Как установлено (см. рис. 6), характер зависимости относительного снижения угла внутреннего трения соответствует относительному снижению удельного сцепления. Это свидетельствует о единстве природы явлений, обуславливающих снижение прочностных характеристик барханных песков при вибродинамических нагрузках. При этом результаты испытаний показывают, что угол внутреннего трения более чувствителен к вибродинамическим воздействиям по сравнению с удельным сцеплением. Интервал значений коэффициента относительного снижения угла внутреннего трения k_ϕ для барханных песков находится в пределах 22 – 26%.

Выполненные исследования изменения прочностных характеристик барханных песков под влиянием вибродинамической нагрузки позволяют сделать следующие выводы:

1. Для барханных песков общим признаком является заметное или резкое преобладание частиц размером от менее 0.25 мм и до 0.1 мм.

2. Размер частиц барханных песков, их округлость, угловатость и шероховатость поверхности влияют на упаковку и сжимаемость, при этом определяя их физико-механические свойства, тем самым устойчивость земляного полотна.

3. С увеличением количества органического вещества круглые пески показывают большее снижение объемной плотности, чем округлые пески, но при этом общая пористость возрастает из-за увеличения капиллярной пористости.

4. Снижение прочностных характеристик барханных песков железнодорожного земляного полотна происходит под влиянием вибродинамического воздействия, нарушающего силы контактного взаимодействия между элементарными частицами барханных песков.

5. При увеличении влажности барханных песков в сторону оптимальной коэффициент снижения удельного сцепления достигает своих минимальных значений, при дальнейшем увеличении влажности песков этот коэффициент возрастает. Такое положение дел наблюдается и при исследовании снижения угла внутреннего трения в зависимости от влажности барханных песков.

6. Плотность барханных песков железнодорожного земляного полотна в значительной степени влияет на снижение прочностных характеристик грунта. Только при создании в земляном полотне объемной массы скелета грунта, равной для оптимальной влажности по результатам стандартного уплотнения, создаются условия, предотвращающие существенное снижение прочностных характеристик под влиянием вибродинамического воздействия.

7. По результатам экспериментальных исследований установлены максимальные значения показателей относительного снижения сцепления k_c и угла внутреннего трения k_ϕ для барханных песков различного состояния. Величины названных показателей приведены в табл. 3 и рекомендуются к применению в проектных и научно-исследовательских разработках.

8. Исследования показали, что при увеличении амплитуды колебаний увеличиваются коэффициенты относительного снижения прочностных характеристик барханных песков.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Romero A., Galvín P., Domínguez J. Fully. 3D analysis of HST-track-soil-structure dynamic interaction // Proceedings of the 24th International Conference on Noise and Vibration engineering. Leuven: Belgium., 2010. P. 3531–3546.
- [2] Simon Iwnicki. Handbook of Railway Vehicle Dynamics. USA: Taylor & Francis Group LLC. 2006. – 534 p.
- [3] Прокудин И. В. Прочность и деформативность железнодорожного земляного полотна из глинистых грунтов, воспринимающих вибродинамическую нагрузку. PhD thesis. Ленинград: ЛИИЖТ, 1982. – 455 с.
- [4] Правила технической эксплуатации железных дорог Республики Узбекистан. Ташкент: Государственная инспекция Республики Узбекистан по надзору за безопасностью железнодорожных перевозок.
- [5] Traian Mazilu, Mădălina Dumitriu, Cristina Tudorache, Mircea Sebeşan. On vertical analysis of railway track vibrations. Proceedings of the Romanian Academy. Vol. 11. 2010. No 2. P. 156–162.
- [6] Qiang Fu, Changjie Zheng. Three-Dimensional Dynamic Analyses of Track-Embankment-Ground System Subjected to High-Speed Train Loads // The Scientific World Journal. 2014. P. 1–19.
- [7] Абдукамилов Ш. Ш., Прокудин И. В. Распространение колебаний в железнодорожном земляном полотне, отсыпанном барханными песками // Проблемы механики. 2011. №3–4. С. 70–73.
- [8] Luo Zhen, Zhai Wanming, Cai Chengbiao, Zhen Shubin. Experimental Study on Vibration Of Slab Track on Subgrade under the dynamic loads // 8th International Conference "Electronic Measurement and Instruments". Xi'an: ICEM'07. 2007. P. 357 – 358.
- [9] Qingsong Feng, Xiaoyan Lei, Songliang Lian. Vibration Analysis of High-Speed Railway Slab Track on Soil Subgrade with Geometric Irregularities // International Conference on Transportation Engineering. Shanghai: Tongji University, 2009.
- [10] Bei Su. Effects of railroad track structural components and subgrade on damping and dissipation of train induced vibration. PhD thesis. Lexington, Kentucky: University of Kentucky.

- [11] Закиров Р. С. Железные дороги в песчаных пустынях. М.: Транспорт. 1980. – 221с.
 [12] James Warner. Practical handbook of grouting. New Jersey: John Wiley & Sons Inc. 2004. – 672 p.
 [13] Петров М. П. Подвижные пески пустынь Союза ССР и борьба с ними. М.: Гос. изд-во геогр. лит., 1950. – 451с.
 [14] George P. Merrill. A treatise on rocks, rock-weathering and soils. New York, The Macmillan company; London, Macmillan & co., ltd., 1897. – 496 p.
 [15] Reineck H.-E., Singh I.B. Depositional Sedimentary Environments: With Reference to Terrigenous Clastics. New York: Springer-Verlag Berlin Heidelberg, 2012. – 549 p.
 [16] Krumbein W.C., Sloss L.L. Stratigraphy and Sedimentation. WH Freeman & Co., 1963. – 660 p.

Ташкентский институт инженеров железнодорожного транспорта

Дата поступления
29.06.2016

М. Мирахмедов, Ш. Абдукамилов, А. Мамадалиев. Темир йўллари тупроқли полотноси учун бархан қўмларининг хоссалари ва таркибини ўзига хос хусусиятлари

Мақолада Ўзбекистон шариоитида темир йўллари тупроқли полотноси ҳосил қилиши учун фойдаланиладиган бархан қўмларини физик ва механик хоссалари бир қатор қурилиш технологик характеристикаларига, гранулометрик ва минерал хоссаларига боғлиқ ҳолда дисперс система сифатида қаралган, шунингдек тупроқли полотнони юк қўтариши қобилиятига таъсир қилувчи заррачалар формаси кўриб кўрилган.

M. Mirakhmedov, Sh. Abdukamilov, A. Mamadaliyev. Features of composition and properties of the sand dunes for the subgrade of railway track

In the article sand dunes that are used for the construction of the subgrade of the railway in Uzbekistan, considered as dispersed system of physical and mechanical properties of which depends on a number of construction and technological characteristics such as grain size and mineralogical composition and particle shape affecting the bearing capacity of the subgrade from sand.

УДК 629.33

А.А.МУХИТДИНОВ

МЕТОДИКА ВЫБОРА ПЕРЕДАТОЧНЫХ ЧИСЕЛ МЕХАНИЧЕСКОЙ СТУПЕНЧАТОЙ ТРАНСМИССИИ ПО ИНТЕНСИВНОМУ РАЗГОНУ АВТОМОБИЛЯ

Проблеме выбора передаточных чисел механической ступенчатой трансмиссии посвящено достаточно много исследований, в которых очень подробно проанализировано влияние различных конструктивных и эксплуатационных факторов на оптимальный ряд передаточных чисел ступенчатой трансмиссии [1, 2 и др.]. Возрастающий уровень современных требований при возможностях достижений технологии и электронной автоматизации процессов управления всё же привлекает интересы специалистов к поиску резервов в оптимизации ряда передаточных чисел по обеспечению требований времени к показателям конкретных свойств. Эта проблема является одной из главных в комплексе проблем улучшения тягово-скоростных и топливно-экономических свойств автомобиля.

Для изучения проблем выбора передаточных чисел ступенчатой трансмиссии по интенсивному разгону определяем выражение времени и пути разгона автомобиля:

$$t'_{pi} = \int_{V_{i-1}}^{V_i} \frac{dV_a}{j_a} = \frac{m_a V_{a \max} \delta_{epi}}{P_{kv}} \int \frac{d\bar{v}}{a_i + 2b_i \bar{v}_i - c_i \bar{v}_i^2} = \frac{m_a V_{a \max} \delta_{epi}}{P_{kv} 2d_i} \ln \frac{-2b_i + 2c_i \bar{v}_i + 2d_i}{2b_i - 2c_i \bar{v}_i + 2d_i} = \frac{m_a V_{a \max} \delta_{epi}}{2P_{kv} d_i} \times$$

$$\times \left[\ln \frac{-b_i + c_i \bar{v}_i + d_i}{b_i - c_i \bar{v}_i + d_i} - \ln \frac{-b_i + c_i \bar{v}_{i-1} + d_i}{b_i - c_i \bar{v}_{i-1} + d_i} \right] = \frac{m_a V_{a \max} \delta_{epi}}{2P_{kv} d_i} \ln \left(\frac{-b_i + c_i \bar{v}_i + d_i}{b_i - c_i \bar{v}_i + d_i} \cdot \frac{b_i - c_i \bar{v}_{i-1} + d_i}{-b_i + c_i \bar{v}_{i-1} + d_i} \right), \quad (1)$$

где принято $d_i = \sqrt{b_i^2 + a_i c_i}$.

По таблицам интегралов выражение для пути разгона будет:

$$\begin{aligned}
S_{pi} &= \int_{V_{i-1}}^{V_i} \frac{V_a dV_a}{j_a} = \frac{m_a V_{amax}^2 \delta_{epi}}{P_{kv}} \int_{\bar{v}_{i-1}}^{\bar{v}_i} \frac{\bar{v}_i d\bar{v}}{a_i + 2b_i \bar{v}_i - c_i \bar{v}_i^2} = \\
&= \frac{m_a V_{amax}^2 \delta_{epi}}{2P_{kv}} \left[-\frac{1}{c_i} \ln(a_i + 2b_i \bar{v}_i - c_i \bar{v}_i^2) + \frac{b_i}{c_i} \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \ln \frac{b_i - c_i \bar{v}_i - d_i}{b_i - c_i \bar{v}_i + d_i} \right] = \\
&= \frac{m_a V_{amax}^2 \delta_{epi}}{2P_{kv}} \cdot \left[-\frac{1}{c_i} \ln \frac{a_i + 2b_i \bar{v}_i - c_i \bar{v}_i^2}{a_i + 2b_i \bar{v}_{i-1} - c_i \bar{v}_{i-1}^2} + \frac{b_i}{c_i} \cdot \frac{1}{d_i} \cdot \ln \left(\frac{-b_i + c_i \bar{v}_i + d_i}{b_i - c_i \bar{v}_i + d_i} \cdot \frac{b_i - c_i \bar{v}_{i-1} + d_i}{-b_i + c_i \bar{v}_{i-1} + d_i} \right) \right] \quad (2)
\end{aligned}$$

где $\bar{v}_i = V_a / V_{amax}$ – относительная скорость движения автомобиля; P_{kv} – сила тяги при максимальной скорости; δ_{epi} – коэффициент учета вращающихся масс на i -й передаче; m_a – масса автомобиля; a_c – коэффициент сопротивления дороги; c_c – коэффициент сопротивления движению в зависимости от квадрата скорости; a_i – коэффициент разности тяги и сопротивления, не зависящий от скорости; $2b_i$ – коэффициент разности тяги и сопротивления линейной связью от возрастания скорости; c_i – коэффициент разности тяги и сопротивления, зависящий от скорости в квадрате; a_0, b_0, c_0 – коэффициенты полинома внешней скоростной характеристики двигателя.

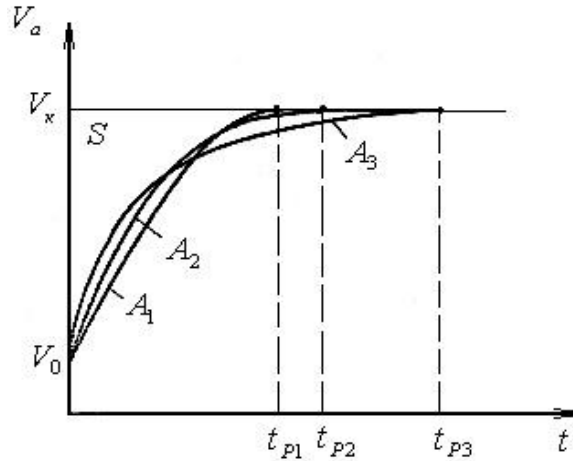


Рис. 1. Характерные кривые разгона автомобилей

В уравнения (1) и (2) вошли все основные конструктивные параметры и характеристики двигателя, трансмиссии и автомобиля, а также внешние факторы сопротивления движению. На основе анализа оценочных критериев оценки интенсивного разгона в целом оптимальный ряд передаточных чисел определяется минимизацией площади S (рис. 1) в безразмерном относительном значении до V_k [2]:

$$A_n = \frac{S}{m_a V_{amax}^2 / 2P_{kv}} = \frac{V_{amax} \sum_{i=1}^n t_{pi} - \sum_{i=1}^n S_{pi}}{m_a V_{amax}^2 / 2P_{kv}} \quad (3)$$

Отличительной особенностью полученного выражения (3) для A_n от приведённого в работе [2] является учёт начальной скорости V_0 упорядоченного разгона автомобиля после процесса буксования сцепления. Такое уточнение, видимо, является целесообразным из-за влияния начальной скорости на выбор передаточного числа первой ступени.

Аналитически определить ряд передаточных чисел не представляется возможным. Для конкретного случая подставляются конкретные числовые значения параметров и факторов, и численным методом можно отыскать экстремум критерия.

В составленной модели расчёта разгона автомобиля с целью обеспечения наивысшей интенсивности режим переключения передач выбран в момент равенства значений ускорений на смежных ступенях – $j_{ai} = j_{ai+1}$.

С помощью расчетной модели проанализировано влияние основных конструктивных параметров на ряд передаточных чисел коробки передач, и произведена оценка изменения показателей разгона.

Для анализа степени влияния внешней скоростной характеристики проанализированы три варианта двигателя: бензиновый, дизельный и двухвальный газотурбинный. При этом взяты уравнения, описывающие внешнюю скоростную характеристику с существенной разницей, но в пределах статистических параметров [3].

Условием выбора характеристик двигателя явилась одинаковость значения максимальной мощности, обеспечивающая одинаковую максимальную скорость движения автомобиля. Для большей иллюстративности принят вариант трёхступенчатой коробки передач.

Анализ результатов определения влияния различных характеристик двигателя на оптимизируемые параметры позволяет сделать следующие выводы:

Характеристика двигателя влияет на оптимальный ряд передаточных чисел и режим переключения по интенсивному разгону. Чем больше коэффициент приспособляемости двигателя по моменту, тем ближе нижние ступени, и тем ранние режимы переключения передач. Однако разница в значениях передаточных чисел не существенна, и может быть потеряна при конструктивном решении.

1. Разница в динамичности разгона по критерию A_n до максимальной скорости движения составила 2% у бензинового и 4% у дизельного варианта ниже по сравнению с газотурбинным двигателем.

Ряд передаточных чисел ступенчатой трансмиссии автомобиля традиционно определяют в следующей последовательности:

1. Для обеспечения максимально возможной скорости $V_{a \max}$ по согласованию максимальной мощности двигателя с мощностью сопротивления движению определяют передаточное число трансмиссии при максимальной скорости движения в режиме работы двигателя $\bar{\omega}_{\partial N}$

$$u_V = \omega_{\partial N} \cdot r_{кV} / V_{a \max} \cdot u_0.$$

2. Для обеспечения движения при максимальных заданных условиях сопротивления и/или движения с заданной минимальной скоростью движения определяют значение передаточного числа низшей ступени u_H .

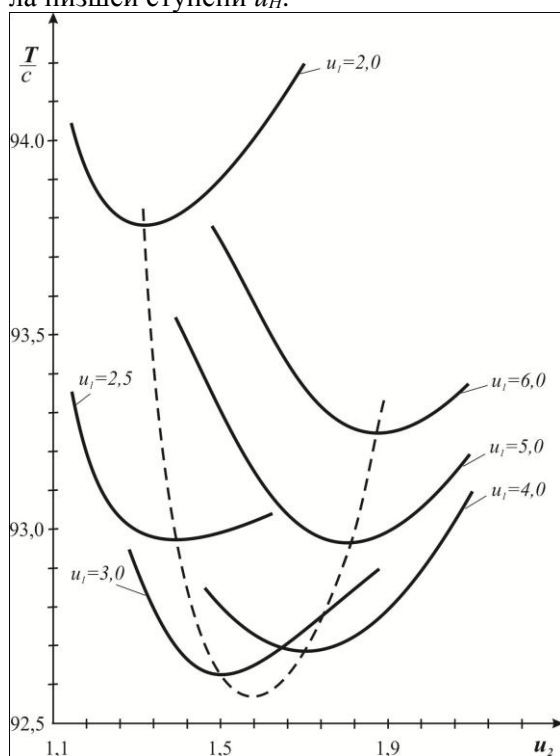


Рис. 2. Выбор ряда передаточных чисел для интенсивного разгона автомобиля до максимальной скорости

Вследствие такого метода на выбор ряда передаточных чисел создаются ограничения по значениям u_H , u_V , следовательно, одинаковости числа ступеней, несущественной разницей в характеристиках двигателей внутреннего сгорания и кривой сопротивления движению автомобиля.

Результаты расчётных исследований оптимального ряда передаточных чисел ступенчатой передачи доказали, что существующие ограничения предопределяют практическое сходство рядов.

Для выбора ряда передаточных чисел по наивысшей интенсивности разгона предложена методика определения значения передаточного числа низшей передачи без условности ограничения. Для установления наиболее оптимального искомого ряда произведены расчёты при свободном режиме поиска значений u_1 , u_2 , \bar{v}_1 и \bar{v}_2 для трёхступенчатой коробки передач при заданном $u_3=1,0$. Для иллюстрации интенсивности разгона по прохождению мерного участка с равномерной конечной максимальной скоростью на рис. 2 приведены кривые времени разгона для различных рядов.

Из графика рис. 2 видно, что разное значение u_1 имеют разное u_2 , при котором интенсивность разгона автомобиля наивысшая. Минимум кривой – 1, соединяющей экстремумы по минимуму кривых разными u_1 , позволяет установить ряд трёхступенчатой передачи, обеспечивающий автомобиль наивысшей интенсивностью разгона. Чем больше диапазон передаточных чисел, тем выше степень сближения высших ступеней.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Смирнов Г. А. Теория движения колесных машин. 2-е изд. М.: Машиностроение, 1990. – 352 с.
- [2] Gamet U. Beschleunigung eines Kraftfahrzeugs mit stufenlosem Getriebe // ATZ. Vol.76. 1974. Nr.1. S. 12 – 14.
- [3] Мухитдинов А. А. Методология выбора параметров и режимов управления двигателем и трансмиссией автомобиля. М.: ВИНТИ РАН, 2003. – 167 с.

Ташкентский автомобильно- дорожный институт

Дата поступления
16.06.2016

А.А. Мухитдинов. Автомобиль жадал тезланиши бўйича поганили механик трансмиссия узатишлар сонини аниқлаш услуби

Замонавий ҳисоблаш, ишлаб чиқариш, бошқарувни автоматлаштириш услубиётлари автомобилнинг хусусиятлари кўрсаткичларини энг юқори даражада таъминлаш бўйича параметрларини танлашга имкон берадилар. Таклиф этилган услуб автомобиль жадал тезланиши бўйича механик трансмиссия узатишлар сонини аниқлашда янгилик ҳисобланади.

A.A. Mukhitdinov. Method of choosing the gear ratios of mechanical speed gear-change transmission on intensive vehicle acceleration

Modern methodologies of calculation, production technologies and management automation allow definition and introduction of the optimal parameters of design on providing the best automobile performances level. The proposed method is novel in the choice of gear ratios of mechanical speed gear-change transmission on intensive vehicle acceleration.

УДК 539.3

С.Г. ПШЕНИЧНОВ

НЕСТАЦИОНАРНАЯ ДИНАМИЧЕСКАЯ ЗАДАЧА ДЛЯ НЕПРЕРЫВНО НЕОДНОРОДНОГО ЛИНЕЙНО-ВЯЗКОУПРУГОГО ЦИЛИНДРА

Нестационарные волновые процессы в телах с непрерывной зависимостью физико-механических параметров материала от координат исследовались в ряде работ [1 – 5] в рамках линейной упругости при частных видах неоднородностей. В то же время для тел с гладкими границами можно применить методику, состоящую в замене исходного непрерывно неоднородного тела соответствующим кусочно-однородным с большим количеством однородных составляющих, на границах контакта между которыми векторы напряжений и перемещений непрерывны, обеспечивая аппроксимацию функций, характеризующих непрерывно изменяющиеся свойства материала заданного тела. В работах [6–8] указано на возможность использования такого способа в динамических задачах теории упругости и проведены соответствующие исследования одномерных [8, 9] и двумерных [10 – 11] волновых процессов. В статье указанная методика применена для исследования переходных волновых процессов в непрерывно неоднородном линейно-вязкоупругом цилиндре.

Рассмотрим нестационарную динамическую задачу для линейно-вязкоупругого бесконечного полого цилиндра $R_0 < R < R_{\max}$, $-\pi < \theta \leq \pi$ (R, θ – полярные координаты в поперечном сечении).

Пусть мгновенные модуль сдвига G_0 и коэффициент Пуассона ν_0 , а также плотность ρ непрерывно зависят только от R , а ядра объемной и сдвиговой релаксации – только от R и t , т.е. $T_v(R, t)$, $T_s(R, t)$. В момент $t = 0$ на поверхность $R = R_0$ изначально покоившегося недеформированного цилиндра действует равномерно распределенная радиальная нагрузка $Q(t)$, при этом гра-

ница $R = R_{\max}$ свободна (рис.1, а). Будем считать, что T_s, T_v удовлетворяют условию ограниченной ползучести. Введем следующие безразмерные величины:

$$r = R/R_{\max}, r_0 = R_0/R_{\max}, \tau = t/t_0, u(r, \tau) = U(R, t)/R_{\max}, \sigma_r(r, \tau) = P_R/2G_0(r), \\ \sigma_\theta(r, \tau) = P_\theta/2G_0(r), q_0 f(\tau) = Q(t)/2G_0(r_0), \gamma_k(r, \tau) = t_0 T_k(R, t) \quad (k = v, s).$$

Здесь $U(R, t)$ – перемещение; $P_R(R, t), P_\theta(R, t)$ – радиальное и кольцевое напряжения; $t_0 = R_{\max}/c(1)$; $c(r) = \sqrt{2w(r)G_0(r)/\rho(r)}$ – скорость продольных упругих волн; q_0 – безразмерная константа; $w(r) = [1 - \nu_0(r)]/[1 - 2\nu_0(r)]$. Постановка задачи для отыскания $u, \sigma_r, \sigma_\theta$ в качестве исходных данных содержит безразмерные величины $\nu_0(r), \rho(r)/\rho(r_0), G_0(r)/G_0(r_0), \gamma_s(r, \tau), \gamma_v(r, \tau), q_0 f(\tau), r_0$.

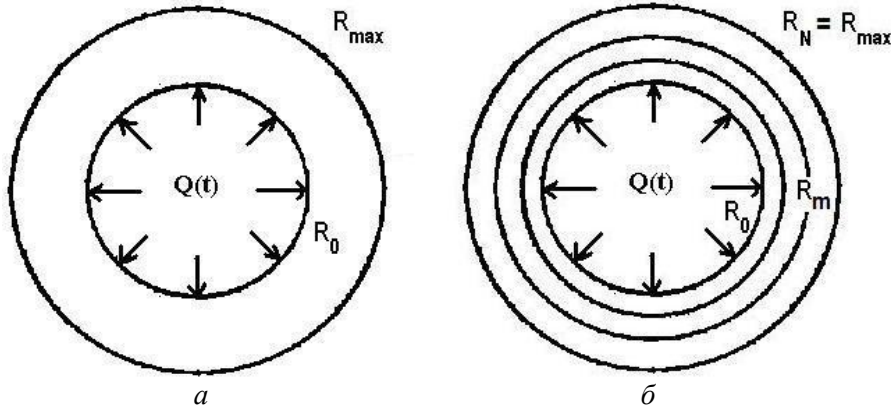


Рис.1. Поперечные сечения и схемы нагружения цилиндров

Заменим эту задачу аналогичной для цилиндра тех же размеров, состоящего из большого количества ($N \gg 1$) однородных коаксиальных слоев (рис. 1? б). Обозначим $G_0^{(n)}, \nu_0^{(n)}, \rho_n, c_n, T_s^{(n)}(t), T_v^{(n)}(t)$ – мгновенные значения модуля сдвига и коэффициента Пуассона, а также плотность, скорость продольных упругих волн и наследственные ядра в n -м слое ($n = 1, 2, 3, \dots, N$), $R_N = R_{\max}$ и введем соответствующие безразмерные величины:

$$\tau = t/t_*, \gamma_k^{(n)}(\tau) = t_* T_k^{(n)}(t) \quad (k = v, s), r = R/R_N, r_0 = R_0/R_N, r_m = R_m/R_N, m = 1, 2, \dots, N-1, \\ r_N = 1, q_0 f(\tau) = Q(t)/2G_0^{(1)}, a_n = c_N/c_n, w_n = (1 - \nu_0^{(n)})/(1 - 2\nu_0^{(n)}), \\ u^{(n)}(r, \tau) = U^{(n)}(R, t)/R_N, \sigma_r^{(n)}(r, \tau) = P_R^{(n)}(R, t)/2G_0^{(n)}, \sigma_\theta^{(n)}(r, \tau) = P_\theta^{(n)}(R, t)/2G_0^{(n)},$$

где $U^{(n)}$ – перемещение; $P_R^{(n)}, P_\theta^{(n)}$ – напряжения в n -м слое; $t_* = R_N/c_N$.

Функции $G_0(r), \nu_0(r), \rho(r), \gamma_v(r, \tau), \gamma_s(r, \tau)$ аппроксимируем с помощью равенств

$$G_n = G(r_n), \rho_n = \rho(r_n), \nu_n = \nu(r_n), \gamma_s^{(n)}(\tau) = \gamma_s(r_n, \tau), \gamma_v^{(n)}(\tau) = \gamma_v(r_n, \tau) \quad n = 1, 2, \dots, N.$$

Тогда $c_n = c(r_n)$ и $t_* = t_0$. Толщины слоев для простоты возьмем одинаковыми.

Постановку задачи для многослойного цилиндра составляют уравнения динамики

$$(1 - \hat{d}_1^{(n)}) \frac{\partial}{\partial r} \left[\frac{\partial u^{(n)}(r, \tau)}{\partial r} + \frac{u^{(n)}(r, \tau)}{r} \right] - a_n^2 \frac{\partial^2 u^{(n)}(r, \tau)}{\partial \tau^2} = 0, \quad (n = 1, 2, \dots, N), \quad (1)$$

граничные условия:

$$\sigma_r^{(1)}(r_0, \tau) = -q_0 f(\tau), \quad \sigma_r^{(N)}(1, \tau) = 0, \quad \tau > 0; \quad (2)$$

условия на контакте слоев ($m = 1, 2, \dots, N-1$):

$$u^{(m)}(r_m, \tau) = u^{(m+1)}(r_m, \tau), \quad G_0^{(m)} \sigma_r^{(m)}(r_m, \tau) = G_0^{(m+1)} \sigma_r^{(m+1)}(r_m, \tau) \quad (3)$$

и начальные условия

$$u^{(n)}(r, 0) = 0, \quad \frac{\partial u^{(n)}}{\partial \tau}(r, 0) = 0, \quad (4)$$

при этом $\sigma_r^{(n)}, \sigma_\theta^{(n)}$ выражаются через $u^{(n)}$ с помощью операторов $\hat{d}_1^{(n)}, \hat{d}_2^{(n)}$:

$$\sigma_r^{(n)}(r, \tau) = w_n(1 - \hat{d}_1^{(n)}) \frac{\partial u^{(n)}(r, \tau)}{\partial r} + (w_n - 1)(1 - \hat{d}_2^{(n)}) \frac{u^{(n)}(r, \tau)}{r}, \quad (5)$$

$$\sigma_\theta^{(n)}(r, \tau) = w_n(1 - \hat{d}_1^{(n)}) \frac{u^{(n)}(r, \tau)}{r} + (w_n - 1)(1 - \hat{d}_2^{(n)}) \frac{\partial u^{(n)}(r, \tau)}{\partial r},$$

$$\hat{d}_j^{(n)} \xi(\tau) = \int_0^\tau d_j^{(n)}(\tau - \chi) \xi(\chi) d\chi, \quad j=1,2,$$

$$d_1^{(n)}(\tau) = [(1 + \nu_0^{(n)})\gamma_v^{(n)}(\tau) + 2(1 - 2\nu_0^{(n)})\gamma_s^{(n)}(\tau)]/[3(1 - \nu_0^{(n)})],$$

$$d_2^{(n)}(\tau) = [(1 + \nu_0^{(n)})\gamma_v^{(n)}(\tau) - (1 - 2\nu_0^{(n)})\gamma_s^{(n)}(\tau)]/(3\nu_0^{(n)}), \quad n=1,2,\dots,N.$$

Представленные далее результаты получены путем численной реализации аналитического решения задачи (1)–(5), построенного с помощью интегрального преобразования Лапласа по времени с последующим обращением трансформант [11]. Правомерность изложенной методики проверялась на данной задаче при разных видах непрерывной зависимости свойств материала от радиуса и различных непрерывных функциях внешней нагрузки $f(\tau)$ с условием $\lim_{\tau \rightarrow 0} f(\tau) = 0$. Здесь

представлены результаты для случая воздействия одиночного треугольного импульса

$$f(\tau) = 2\tau \text{ при } 0 \leq \tau \leq 0.5; \quad f(\tau) = 2 - 2\tau \text{ при } 0.5 < \tau < 1; \quad f(\tau) = 0 \text{ при } \tau < 0 \text{ или } \tau \geq 1 \quad (6)$$

на цилиндр со следующими исходными данными:

$$r_0 = 0.5; \quad \nu_0 \equiv 0.3; \quad \rho(r)/\rho(r_0) \equiv 1; \quad G_0(r)/G_0(r_0) = e^{3(r_0-r)}; \quad \gamma_s(\tau) = re^{-1.5\tau}; \quad \gamma_v(\tau) \equiv 0, \quad (7)$$

т.е. от радиуса зависят только мгновенный модуль сдвига и ядро γ_s . Заметим, что при $t = 0.5t_0$ внешняя нагрузка $Q(t)$ достигает своего максимума $2G_0(r_0)q_0$.

Графики на рис.2 иллюстрируют изменение со временем концентрации радиального напряжения $k_r(r, \tau) = G_0(r)\sigma_r/[G_0(r_0)q_0] = P_R/[2G_0(r_0)q_0]$ в точке $r = 0.7$ при разном количестве аппроксимирующих слоев ($N = 10, 20, 40$) в задаче (1) – (5). С дальнейшим ростом N графики практически не меняются; то же происходит с концентрацией кольцевого напряжения $k_\theta(r, \tau) = G_0(r)\sigma_\theta/[G_0(r_0)q_0] = P_\theta/[2G_0(r_0)q_0]$ и с перемещением $u(r, \tau)$. Отрицательные напряжения являются сжимающими.

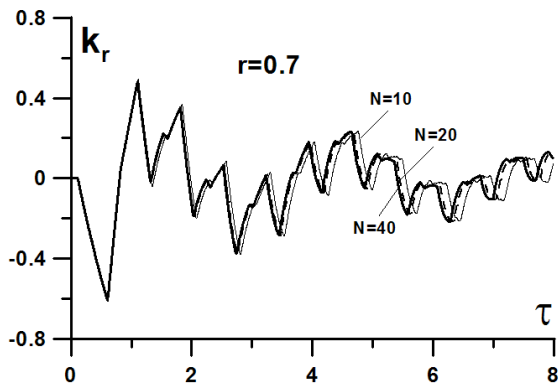


Рис. 2. Иллюстрация сходимости с ростом N

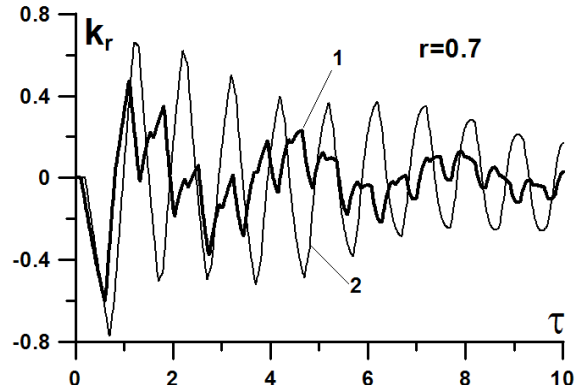


Рис. 3. Концентрация радиального напряжения $r=0.7$

На рис.3–5 полужирные линии 1 показывают зависимость k_r и k_θ от τ при фиксированных значениях r для цилиндра с исходными данными (6), (7). Тонкие линии 2 показывают аналогичные результаты при условии (6) для однородного цилиндра с исходными данными:

$$r_0 = 0.5, \quad \nu_0 \equiv 0.3, \quad \rho(r)/\rho(r_0) \equiv 1, \quad G_0(r)/G_0(r_0) \equiv 1, \quad \gamma_s(\tau) = 0.5e^{-1.5\tau}, \quad \gamma_v(\tau) \equiv 0.$$

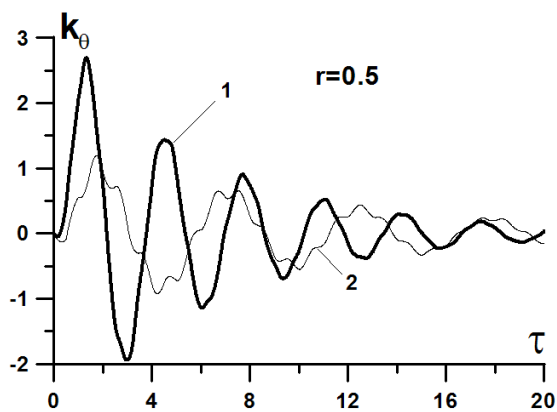


Рис. 4. Концентрация кольцевого напряжения, $r=0.5$

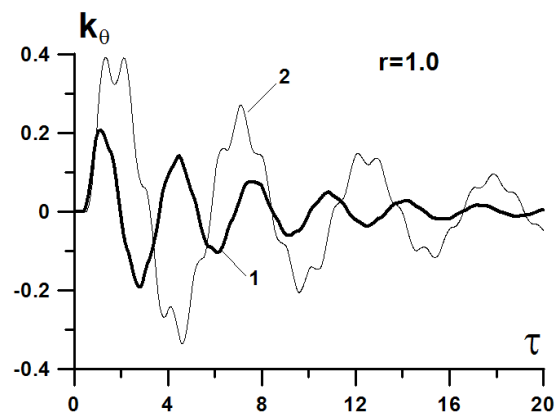


Рис. 5. Концентрация кольцевого напряжения, $r=1$

По сравнению с однородным телом неоднородность (7) повышает максимальную концентрацию кольцевых напряжений на границе полости $r=0.5$ и снижает ее на свободной границе $r=1$. Заметим, что характерное время t_0 процессов в однородном и неоднородном цилиндрах разное: в данном примере $t_0^{(однор)} \approx 0.48t_0^{(неоднор)}$.

Выполнено при финансовой поддержке РФФИ (15-08-00787-а, 16-08-00260-а).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Sasadhara D. Dynamic vibrations and stresses in a circular annulus of non-isotropic elastic material // Pure and Appl. Geophys. 1972. Т. 14. № 5. Р. 9 – 15.
- [2] Сеницкий Ю. Э. Расчет неоднородных анизотропных цилиндра и сферы при действии произвольной радиально-симметричной динамической нагрузки // Прикладная механика. 1978. Т. 14. № 5. С. 9 – 15.
- [3] Гузь А.Н., Кубенко В.Д., Черевко М.А. Дифракция упругих волн. Киев: Наукова думка, 1978.– 303 с.
- [4] Медведский А.Л. Задача о дифракции нестационарных упругих волн на неоднородной трансверсально изотропной сфере // Механика композиционных материалов и конструкций. 2008. Т. 14. № 3. С. 473 – 489.
- [5] Ding H.J., Wang H.M., Chen W.Q. Analytical thermo-elastodynamic solutions for a non-homogeneous transversely isotropic hollow sphere // Archive of Applied Mechanics. Vol. 72. 2002. Р. 545 – 553.
- [6] Филиппов И.Г., Бахрамов Б.М. Волны в упругих однородных и неоднородных средах. Ташкент: Фан, 1978. –215 с.
- [7] Горшков А.Г., Тарлаковский Д.В. Неустановившиеся радиальные колебания упругого кусочно-однородного пространства со сферической симметрией // Изв АН СССР. МТТ. 1981. № 1. С. 96 – 101.
- [8] Булычев Г.Г., Пшеничнов С.Г. Осесимметричная задача динамики длинного упругого неоднородного цилиндра // Строительная механика и расчет сооружений. 1989. № 4. С. 35 – 37.
- [9] Пшеничнов С.Г. Об исследовании волновых процессов в непрерывно неоднородных упругих телах // Вестник Тульского гос. ун-та. Серия «Математика. Механика. Информатика». Вып. 2. Тула: ТулГУ, 2010. Т.16. С. 116 – 126.
- [10] Пшеничнов С.Г. Влияние непрерывной неоднородности материала на волновые процессы в упругих цилиндрических телах // Упругость и неупругость. М.: Изд. МГУ. 2011. С. 442 – 445.
- [11] Пшеничнов С.Г. Аналитическое решение одномерных задач динамики кусочно-однородных вязкоупругих тел // Известия АН СССР. МТТ. 1991. №1. С. 95 – 103.

Институт механики МГУ им. М.В. Ломоносова

Дата поступления
17.05.2016

С.Г. Пшеничнов. Узлуксиз бир жинсли бўлмаган чизиқли қовушқоқ – эластик цилиндр учун ностационар динамик масаласи

Материалнинг параметрлари радиал координатага узлуксиз боғлиқ бўлган чизиқли қовушқоқ – эластик цилиндрда бир ўлчамли ностационар тўлқинларнинг тарқалиши масаласи кўрилган. Бундай кесик-бир жинсли цилиндрни мос ҳолда катта миқдордаги бир жинсли таркиблиги билан алмаштириши таклиф қилинади. Аниқ дастлабки маълумотларда тадқиқотнинг натижалари келтирилган.

S.G. Pshenichnov. Nonstationary dynamic problem for continuously inhomogeneous linearly visco-elastic cylinder

The problem of transient one-dimensional wave propagation in linearly visco-elastic cylinder, which material parameters continuously depend on the radial coordinate, is considered. It is proposed to replace such cylinder by a piecewise homogeneous one with a large number of homogeneous components. The investigations results under concrete initial data are represented.

М.Ю. СОКОЛОВА, Д.В. ХРИСТИЧ

ЭКСПЕРИМЕНТАЛЬНАЯ ПРОГРАММА ИДЕНТИФИКАЦИИ ТИПА НАЧАЛЬНОЙ УПРУГОЙ АНИЗОТРОПИИ МАТЕРИАЛА

В работах Н.И. Остросаблина [1–5], И.Ю. Цвелодуба [6], В.В.Новожилова [7] и др. идентификация типа симметрии свойств материала, упругое поведение которого описывается законом Гука, выполняется на основе преобразований тензора упругости, отнесённого к произвольной системе координат и содержащего 21 константу материала. В работе предложена программа, которая не требует предварительного определения упругих постоянных.

В качестве объекта исследования рассматривается кубический образец представительных размеров, рёбра которого направлены по осям лабораторной системы координат. Базовым в программе является эксперимент по определению положения главных осей анизотропии в материале. В соответствии с определением В.В. Новожилова [7] главными осями анизотропии называются главные оси тензора напряжений, возникающих в анизотропном материале в ответ на чисто объёмную деформацию. Показано, что главные оси анизотропии материала можно определить как главные оси тензора деформаций, возникающих в материале при гидростатическом сжатии. При этом главные значения такого тензора деформаций обозначим $\varepsilon_1, \varepsilon_2, \varepsilon_3$. Ввиду сложности измерения всех компонент тензора деформаций при всестороннем сжатии предложено заменить опыт по гидростатическому нагружению тремя экспериментами на сжатие вдоль рёбер куба.

Если внутреннее строение некоторого анизотропного материала заранее неизвестно, то базис декартовой системы координат, связанной с элементами симметрии свойств этого материала, может быть определён из системы механических экспериментов. Назовём оси такой системы координат каноническими осями анизотропии материала. Связанные с ними базисные векторы обозначим $\vec{k}^1, \vec{k}^2, \vec{k}^3$. Канонические оси анизотропии – это оси декартовой системы координат, в которой тензоры, описывающие свойства материала, имеют наименьшее число ненулевых независимых констант.

Разработана система механических экспериментов, позволяющая в однородном кубическом образце определить направления канонических осей анизотропии, связанных с элементами симметрии свойств материала.

Если $\varepsilon_1 \neq \varepsilon_2 \neq \varepsilon_3$, то направления главных осей анизотропии $\vec{a}^1, \vec{a}^2, \vec{a}^3$ определяются однозначно. Канонические оси анизотропии $\vec{k}^1, \vec{k}^2, \vec{k}^3$ в этом случае совпадают с главными осями анизотропии, а материал по своим свойствам может быть ромбическим, моноклинным или триклинным.

Для идентификации триклинного, моноклинного и ромбического материалов нужно провести три эксперимента на сдвиг в плоскостях, определяемых главными осями анизотропии. Эти эксперименты можно выполнить как растяжение–сжатие в направлении пар векторов, лежащих в плоскости двух главных осей анизотропии и повернутых вокруг третьей оси на угол 45° . В триклинном материале в ответ на такие нагружения возникают деформации общего вида. В ромбическом материале тензоры деформаций и напряжений соосны. В моноклинном материале тензоры деформаций не соосны тензорам напряжений, но имеют нулевые компоненты в отличие от триклинного материала. По отклику материала на приложенные напряжения каждый из указанных трёх типов однозначно идентифицируется.

Идентификация ромбического, моноклинного и триклинного материалов также может быть произведена в экспериментах по кручению сплошных круговых цилиндров моментами $\vec{M}_1 = M_1 \vec{a}^1, \vec{M}_2 = M_2 \vec{a}^2, \vec{M}_3 = M_3 \vec{a}^3$, где M_1, M_2, M_3 – величины приложенных моментов. При этом ось цилиндра направлена вдоль одного из векторов $\vec{a}^1, \vec{a}^2, \vec{a}^3$. Определение типа материала основывается на различном для этих трёх материалов характере изгиба оси цилиндра под действием крутящего момента.

Если $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 \neq \varepsilon_3$, то однозначно определяется главная поворотная ось \vec{a}^1 , а ортогональные ей векторы \vec{a}^2, \vec{a}^3 выбираются произвольно. Базисы $\vec{a}^1, \vec{a}^2, \vec{a}^3$ и $\vec{k}^1, \vec{k}^2, \vec{k}^3$ связаны ортогональным

тензором поворота $Q_3 = \cos\varphi(\bar{k}^1\bar{k}^1 + \bar{k}^2\bar{k}^2) + \sin\varphi(\bar{k}^1\bar{k}^2 - \bar{k}^2\bar{k}^1) + \bar{k}^3\bar{k}^3$, так что $\bar{a}^i = \bar{k}^i \cdot Q_3$, $i = 1, 2, 3$. Такой материал может быть тригональным, тетрагональным или гексагональным.

Угол φ в гексагональном материале может быть произвольным, так как упругие свойства такого материала инвариантны относительно любых поворотов вокруг вектора $\bar{k}^3 = \bar{a}^3$.

Для определения угла φ для тригонального и тетрагонального материалов требуется два эксперимента: растяжение-сжатие вдоль векторов \bar{a}^1 , \bar{a}^1 с тензором напряжений $S = t_4(\bar{a}^1\bar{a}^1 - \bar{a}^2\bar{a}^2)$ и сдвиг в плоскости этих векторов с тензором напряжений $S = t_5(\bar{a}^1\bar{a}^2 + \bar{a}^2\bar{a}^1)$, который можно осуществить, выполняя растяжение-сжатие под углом 45° к направлениям \bar{a}^1 , \bar{a}^1 . Обозначим измеренные в каждом из этих опытов компоненты тензора деформаций $\bar{\varepsilon}_{ij}$ и $\bar{\varepsilon}_{ij}$ соответственно.

Из эксперимента на двухосное растяжение-сжатие тригональный материал можно отличить от тетрагонального и гексагонального по наличию отличных от нуля компонент деформаций $\bar{\varepsilon}_{13}$ и $\bar{\varepsilon}_{23}$. По данным этого эксперимента, угол φ для тригонального материала определяется по

$$\varphi^{(mp)} = \frac{1}{3} \arctg \frac{\bar{\varepsilon}_{13}}{\bar{\varepsilon}_{23}}.$$

Тетрагональный материал отличается от гексагонального тем, что в опыте на двухосное растяжение-сжатие для первого $\bar{\varepsilon}_{12} \neq 0$ при $\varphi \neq 0$, а для второго $\bar{\varepsilon}_{12} = 0$. При этом для обоих типов материалов $\bar{\varepsilon}_{13} = \bar{\varepsilon}_{23} = 0$. В случае тетрагонального материала угол φ определяется по формулам $\varphi^{(m)} = -\frac{1}{4} \arctg \frac{2\bar{\varepsilon}_{12}t_5}{\bar{\varepsilon}_{11}t_5 - \bar{\varepsilon}_{12}t_4}$ или $\varphi^{(m)} = -\frac{1}{4} \arctg \frac{2\bar{\varepsilon}_{11}t_4}{\bar{\varepsilon}_{11}t_5 - \bar{\varepsilon}_{12}t_4}$.

Если вычисленный по указанным формулам угол $\varphi = 0$, то канонические оси анизотропии \bar{k}^i совпадают с главными осями анизотропии \bar{a}^i .

По результатам экспериментов на двухосное растяжение-сжатие и сдвиг в плоскости векторов $\bar{a}^1 = \bar{k}^1$, $\bar{a}^2 = \bar{k}^2$ тетрагональный материал отличается от гексагонального следующим образом: если $\frac{\bar{\varepsilon}_{11}}{t_4} = \frac{\bar{\varepsilon}_{12}}{t_5}$, то материал гексагональный, а если $\frac{\bar{\varepsilon}_{11}}{t_4} \neq \frac{\bar{\varepsilon}_{12}}{t_5}$, то материал является тетрагональным.

Если $\varepsilon_1 = \varepsilon_2 = \varepsilon_3$, то в качестве главных осей анизотропии \bar{a}^1 , \bar{a}^1 , \bar{a}^1 следует выбрать оси лабораторной системы координат, в которой проводился эксперимент. Материал может быть изотропным или кубическим. В кубическом материале взаимная ориентация векторных базисов \bar{a}^i и \bar{k}^i определяется ортогональным тензором поворота $Q = q_{ij}\bar{k}^i\bar{k}^j$: $\bar{a}^i = \bar{k}^i \cdot Q$, $i = 1, 2, 3$. Показано, что для определения положения канонических осей анизотропии \bar{k}^i относительно осей лабораторной системы \bar{a}^i достаточно провести два эксперимента на одноосное сжатие в лабораторной системе координат. Компоненты тензора Q определяются с помощью численного решения системы уравнений.

Если одна из главных осей анизотропии совпадает с канонической осью анизотропии кубического материала, например, $\bar{a}^3 = \bar{k}^3$, то тензор поворота имеет вид

$$Q = Q_3 = \cos\varphi(\bar{k}^1\bar{k}^1 + \bar{k}^2\bar{k}^2) + \sin\varphi(\bar{k}^1\bar{k}^2 - \bar{k}^2\bar{k}^1) + \bar{k}^3\bar{k}^3,$$

и угол φ определяется выражением

$$\varphi^{(\kappa)} = \frac{1}{2} \arctg \frac{\bar{\varepsilon}_{22} - \bar{\varepsilon}_{33}}{\bar{\varepsilon}_{12}},$$

где $\bar{\varepsilon}_{ij}$ – компоненты тензора деформаций при сжатии образца вдоль вектора \bar{a}^1 .

Если по результатам описанных экспериментов тензор $Q \neq E$, то материал является кубическим. Если же $Q = E$, то главные и канонические оси анизотропии совпадают, и для идентификации типа материала требуются дополнительные эксперименты.

Для того, чтобы отличить изотропный материал от кубического, требуется провести эксперимент на двухосное растяжение-сжатие по направлениям векторов \vec{a}^1 , \vec{a}^2 с тензором напряжений $S = t_4(\vec{a}^1\vec{a}^1 - \vec{a}^2\vec{a}^2)$ и эксперимент на сдвиг в этой плоскости с тензором напряжений $S = t_5(\vec{a}^1\vec{a}^2 + \vec{a}^2\vec{a}^1)$. Идентификацию типа изотропного и кубического материалов в канонических осях анизотропии можно выполнить аналогично идентификации гексагонального и тетрагонального материалов: если $\frac{\bar{\varepsilon}_{11}}{t_4} = \frac{\bar{\varepsilon}_{12}}{t_5}$, то материал изотропный, а если $\frac{\bar{\varepsilon}_{11}}{t_4} \neq \frac{\bar{\varepsilon}_{12}}{t_5}$, то материал кубический.

Разработаны варианты экспериментальных программ, предложенных для идентификации типа анизотропии материала. В этих вариантах эксперименты на сдвиг в плоскостях главных осей анизотропии заменяются опытами по кручению сплошного кругового цилиндра. Для изотропного и кубического материалов получены критерии идентификации, которые обеспечивают идентификацию типа материала с достаточной точностью. Аналогичные критерии получены для идентификации тетрагонального и гексагонального материалов с использованием двух экспериментов по кручению.

Полученные критерии отнесения материала к одному из известных типов являются чисто теоретическими, поэтому рассмотрено влияние погрешностей измерений на применимость условий идентификации в виде точных равенств к исследованию реальных материалов. Проведена оценка выполнения сформулированных критериев с учётом погрешностей измеряемых в экспериментах величин. Показано, что при характерных для современной испытательной техники величинах погрешностей измерений отклонения критериев от точных равенств не превышают 5%.

Работа выполнена при финансовой поддержке РФФИ (проект № 15-01-01875_а) и Минобрнауки России (госзадание № 467).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Остросаблин Н. И. Линейные инвариантные неприводимые разложения тензора четвертого ранга модулей упругости // Динамика сплошной среды. Сб. научных трудов. Вып. 120. 2002. – С. 149–160.
- [2] Остросаблин Н. И. О классификации анизотропных материалов // Динамика сплошной среды. Сб. науч. тр. Вып. 71. 1985. С. 82–96.
- [3] Остросаблин Н. И. О структуре тензора модулей упругости. Собственные упругие состояния // Динамика сплошной среды. Сб. науч. тр. Вып. 66. 1984. С. 113–125.
- [4] Остросаблин Н. И. О структуре тензора модулей упругости и классификации анизотропных материалов // Прикладная механика и техническая физика. 1986. № 4. С. 127–135.
- [5] Остросаблин Н. И. Собственные модули упругости и состояния для материалов кристаллографических сингоний // Динамика сплошной среды. Сб. науч. тр. Вып. 75. 1986. С. 113–125.
- [6] Цветодуб, И. Ю. К определению упругих характеристик однородных анизотропных тел // Прикладная механика и техническая физика. 1994. Т. 35. № 3. С. 145–149.
- [7] Новожилов В. В. Теория упругости. Л.: Судпромгиз, 1958. – 370 с.

Тулский государственный университет

Дата поступления
10.05.2016

М.Ю. Соколова, Д.В. Христич. Бошлангич эластик анизотропия кўринишидаги материалнинг идентификациялаш тажриба дастури

Бошлангич эластик анизотропик материалнинг кўринишини аниқлаш бўйича тажрибалар дастури ишлаб чиқилган. Тажриба дастури анизотропияни бош ўқларини аниқлаш учун ҳар тарафлама сиқилишни, шунингдек анизотропияни бош ўқларини аниқлашда бир қатор тажрибалар икки ўқли текисликда сиқилиш-чўзилиш тажрибаларини ўз ичига олади.

M.Yu. Sokolova, D.V. Kristich. The experimental program of identification of the type of initial elastic anisotropy of a material

Abstract. A program of experiments for determination of the type of initial elastic anisotropy of a material is developed. The program includes an experiment on a comprehensive compression for determining of the orientation of main axes of anisotropy and also a series of experiments on a biaxial tension-compression in the planes determined by the main axes of anisotropy.

ЗАКОНЫ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ В СИСТЕМЕ «ГРУНТ – СООРУЖЕНИЕ»

Теоретическому и экспериментальному исследованию закономерностей сил взаимодействия простейших подземных сооружений (жесткой полосы, бетонных плит, трубопроводов) и фрагментов внешней поверхности подземных сооружений – твердых бетонных дисков диаметром 0.07 м и толщиной 0.017 м посвящены работы [1–6]. Согласно результатам опытов [1–8], где, следуя известному методу определения внутреннего сопротивления грунтов при сдвиге, строились зависимости изменения касательного напряжения от относительного смещения $\tau(u)$, процесс взаимодействия при постоянном значении нормального к поверхности контакта напряжения состоит из двух стадий. Это допредельная стадия, где значения касательного напряжения на поверхности контакта твердого тела с грунтом изменяется в зависимости от относительного сдвига (смещения), и предельная стадия, где значения касательного напряжения не зависят от значения относительного смещения и остаются постоянными.

В целом в обеих стадиях закономерности взаимодействия твердых тел с грунтом, согласно результатам опытов [1 – 6], зависят от следующих факторов: степени нарушенности структурных связей грунта с поверхностью контакта твердого тела; значения нормального к поверхности контакта грунт–твердое тело давления; шероховатости поверхности твердого тела, контактирующего с грунтом; скорости относительного смещения (сдвига) или скорости взаимодействия твердых тел с грунтом.

Исходя из этих факторов, в разных точках поверхности контакта, особенно крупномасштабных подземных сооружений с грунтом, закономерности взаимодействия проявляются по-разному, т.е. они имеют локальный характер.

Результаты обследований последствий сильных землетрясений показывают [9], что при воздействии сильных сейсмических нагрузок в процессе взаимодействия подземных трубопроводов с грунтом может наступить вторая стадия взаимодействия. Однако при этом нормальное к поверхности контакта напряжение σ_N обычно не превышает 0.3-0.5 МПа и зависимость $\tau(\sigma_N)$ остается в пределах линейных изменений.

Рассмотрим наиболее простые нелинейные зависимости $\tau(u)$, учитывающие факторы, наблюдаемые в экспериментах по взаимодействию твердых тел с грунтом, основанные на законах Гука и Кельвина–Фойгхта. Качественным параметрическим анализом самих законов здесь можно показать их преимущество и недостатки с точки зрения их применимости в прикладных задачах о взаимодействии подземных сооружений с грунтом при воздействии динамических (сейсмических) нагрузок.

Исходя из этого, закон сдвигового (касательного) взаимодействия твердых тел с грунтом в простейшем случае при $\sigma_N > \sigma_N^*$ (при $\sigma_N \leq \sigma_N^*$, $\tau = 0$) описывается следующими уравнениями:

$$\tau = K_x(\sigma_N, I_S)u, \quad du/dt \geq 0, \quad 0 \leq u \leq u_*, \quad (1)$$

$$\tau = f_u \sigma_N, \quad du/dt \geq 0, \quad u > u_*, \quad (2)$$

$$\tau = K_x^R(\sigma_N, I_S)u, \quad du/dt < 0, \quad 0 \leq u \leq u_*, \quad (3)$$

$$\tau = 0, \quad du/dt < 0, \quad u > u_*, \quad (4)$$

где $K_x(\sigma_N, I_S)$ – коэффициент жесткости связи частиц грунта с поверхностью контакта (коэффициент жесткости контакта); $K_x^R(\sigma_N, I_S)$ – коэффициент жесткости контакта при возвратном движении сооружения относительно грунта; f_u – коэффициент трения; u_* – критическое значение относительного смещения, при котором происходит переход от одной стадии взаимодействия в другую.

Изменение структуры грунта в уравнениях (1)–(4) характеризуется параметром $I_S = |u/u_*|$, $0 \leq I_S \leq 1$. Параметр I_S определяет степень разрушенности структуры грунта в процессе взаимодействия. В случае $I_S = 0$ грунт на контактном слое считается неразрушенным, а в случае $I_S = 1$ – полностью разрушенным.

На основе опытных данных [1 – 3] коэффициент жесткости контакта описывается уравнением

$$K_x(\sigma_N, I_S) = K_x^*(\sigma_N) \exp[\alpha_u(1 - I_S)]. \quad (5)$$

При возвратном движении коэффициент жесткости контакта изменяется по формуле

$$K_x^R(\sigma_N, I_S) = K_x(\sigma_N, I_S) / (1 - I_S), \quad (6)$$

где K_x^* – коэффициент жесткости контакта при $u = u_*$; α_u – коэффициент, характеризующий диапазон изменения K_x . При $I_S = 1$ $K_x^R = 1000000$ МПа/м, т.е. $K_x^R \rightarrow \infty$.

При $I_S=0$ из (5) и (6) получим

$$K_x(\sigma_N) = K_x^*(\sigma_N) \exp(\alpha_u), \quad (7)$$

$$K_x^R(\sigma_N) = K_x(\sigma_N). \quad (8)$$

Из (8) следует, что для ненарушенных структурных связей между грунтом и твёрдым телом обратное движение или условная "разгрузка" происходит по линии "нагрузки". При существенно малых значениях относительного смещения u значения K_x и K_x^R также практически совпадают, т.е. возвратное движение в этих случаях также происходит по линии прямых движений.

Результаты опытов [1–3], показывают, что зависимость $K_x^*(\sigma_N)$ является линейной функцией и определяется соотношением

$$K_x^*(\sigma_N) = K_N \sigma_N, \quad (9)$$

где K_N – коэффициент разрушенности структурной связи между частицами грунта и контактной поверхностью, т.е. «коэффициент разрушенности» характеризует степени разрушения (измельчения, ослабления) грунта на контактной поверхности. Очевидно, степень разрушенности или фракционирования грунта при разрушении зависит от шероховатости поверхности контакта, вида грунта и т.п.

Из (1) и (2), с учетом (5) и (9), при $u=u_*$ получим

$$u_* = f_u / K_N. \quad (10)$$

Отсюда следует, что, если закон взаимодействия определяется уравнениями (1)–(4), то значение u_* является постоянным для данного вида грунта и контактной поверхности.

Таким образом, определяющими параметрами в законе взаимодействия типа Гука – Кулона (1)–(4) являются K_N , f_u , α_u . Они зависят от вида и физико-механических характеристик грунта, а также материала, шероховатости поверхности контакта твердого тела.

Из результатов опытов f_u определяется как $f_u = \tau / \sigma_N$, значение u_* – непосредственно из опытных зависимостей $\tau(u)$, а $K_N = f_u / u_*$. Значение α_u вычисляется по формуле $\alpha = \ln(K_x^N / K_x^*)$. Согласно результатам опытов [1,2,8], значение u_* менялось от 0.002 до 0.0065 м. Значение $\alpha_u \geq 1$ соответствует грунтам ненарушенной структуры, а $\alpha_u < 1$ – грунтам нарушенной структуры.

В случае $u_* = 0$ закон взаимодействия (1)–(4) переходит в закон Кулона, а в случае $u_* \rightarrow \infty$ – в закон Гуковского типа.

Из проведенного анализа видно, что закон взаимодействия типа Гука–Кулона (1)–(4) описывает основные факторы процесса взаимодействия твердых тел с грунтом, наблюдаемые в опытах, за исключением влияния скорости взаимодействия на зависимость $\tau(u)$.

Результаты экспериментов [1 – 3] по взаимодействию подземных сооружений и их фрагментов с грунтами показывают, что скорость взаимодействия влияет на закономерности взаимодействия, особенно в случае грунта ненарушенной структуры, в первой стадии процесса взаимодействия.

Для учета влияния скорости взаимодействия рассмотрим модель взаимодействия (1)–(4) с заменой уравнения (1) соотношением типа Кельвина–Фойгхта

$$\tau = K_x(\sigma_N, I_S)u + \eta_S(\sigma_N, I_S)du/dt \text{ при } du/dt \geq 0, 0 \leq u \leq u_*. \quad (11)$$

Уравнения (11), (2)–(4), совместно с уравнениями (5)–(8) являются законом взаимодействия твёрдых тел с грунтом с учётом скорости взаимодействия.

В (11) $\eta_S(\sigma_N, I_S)$ – удельный коэффициент сдвиговой вязкости. Для функции $\eta_S(\sigma_N, I_S)$ предлагаем следующее соотношение:

$$\eta_S(\sigma_N, I_S) = \eta_S^*(\sigma_N) \exp[\varphi(1 - I_S)], \quad (12)$$

где η_S^* – удельный коэффициент сдвиговой вязкости грунта нарушенной структуры. Зависимость η_S^* от нормального давления определяется экспериментально.

На основе результатов опытов [1 – 3] предлагается приближенная формула для вычисления η_S^* в зависимости от σ_N

$$\eta_S^* = f_u \sigma_N / C_S \quad (13)$$

где C_S – скорость распространения поперечных (сдвиговых) волн в грунте.

Из (11) и (2) при $u = u_*$ с учетом (5), (9) и (12) получим

$$u_* = f_u / K_N (1 - C_S^{-1} \frac{du}{dt}) \quad (14)$$

Из (14) следует, что в законе взаимодействия (11), (2)–(4), основанном на модели Кельвина–Фойгхта, значение u_* является переменной величиной и при $du/dt = C_S$ значение $u_* = 0$. В тех диапазонах скоростей взаимодействия, при которых проводились опыты [1 – 3], значение u_* не менялось. Однако в настоящее время отсутствуют опытные данные по взаимодействию твердых тел с грунтом при высоких скоростях.

Из уравнений (11), (2) – (4) при $\eta_S = 0$ получим модель типа Гука–Кулона, описанную уравнениями (1) – (4). Основными параметрами модели взаимодействия типа Кельвина–Фойгхта–Кулона с учетом (5) – (9) являются $\alpha_u, \varphi, K_N, f_u, \eta_S^*$.

Приблизительные диапазоны изменения этих параметров, приведены в [1 – 3].

В [1, 2] предложена модель взаимодействия, разработанная на основе вязкоупругого стандартно-линейного тела. В этом случае уравнение (1) при $du/dt \geq 0$ и $0 \leq u \leq u_*$ заменяется уравнением типа стандартно-линейного тела.

Таким образом, в случае проведения расчетов по определению сейсмостойкости подземного сооружения с приложением на поверхности ее контакта с грунтом силы взаимодействия последние могут определиться из физически нелинейных законов сдвигового взаимодействия твердых тел с грунтом Гуковского типа, типа Кельвина – Фойгхта и стандартно – линейного тела в допределительной стадии взаимодействия. Нелинейный закон взаимодействия Гуковского типа является наиболее простым и учитывает все факторы, наблюдаемые в экспериментах, кроме скорости сдвигового взаимодействия, которая играет существенную роль в процессе взаимодействия твердых тел с грунтом. Нелинейный закон взаимодействия типа Кельвина – Фойгхта учитывает влияние скорости сдвигового взаимодействия на значение силы трения на поверхности контакта твердого тела с грунтом. Однако возникающие в некоторых случаях скачки силы трения и переменности границы допределительных и предельных стадий взаимодействия не соответствуют результатам известных в этой области экспериментов. Нелинейный закон взаимодействия, основанный на модели стандартно – линейного тела, является наиболее сложным, но между тем он учитывает все факторы, наблюдаемые в экспериментах.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Султанов К. С. Математическая модель взаимодействия твёрдых тел с грунтом при их относительном сдвиге // ПМТФ. Новосибирск, 1993. №1. С.40–48.
- [2] Султанов К. С. Закономерности взаимодействия подземных сооружений с грунтом при их относительном сдвиге // Прикладная механика. Киев. 1993. Т.29. №3. С.60–68.
- [3] Султанов К. С., Ким В. Ю. Экспериментальные исследования закономерности продольного взаимодействия протяжённых подземных сооружений с грунтом // ФТПРПИ. Новосибирск, 1986. №1. С.56–62.
- [4] Баркан Д. Д. Динамика оснований и фундаментов. М.: Стройвоенмориздат, 1948. – 412 с.
- [5] Рашидов Т. Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. –180 с.
- [6] Бородавкин П. П. Подземные магистральные трубопроводы. Проектирование и строительство. М.: Недра, 1982. – 384 с.
- [7] Баходиров А. А., Исмаилова С. И., Султанов К. С. Динамическое деформирование контактного слоя при сдвиговом взаимодействии тела с грунтом // ПММ. Вып. 6. 2015. Т. 79. С. 839–852.

- [8] Султанов К.С., Баходиров А.А. Законы сдвигового взаимодействия конструкций с грунтом и их применения в прикладных задачах сейсмостойкости сооружений // Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений. 2014. №4. С.43–48.
- [9] Ташкентское землетрясение 26 апреля 1966 года. Ташкент: Фан, 1971. – 672 с.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
09.06.2016

К.С. Султанов. «Грунт-иниоот» тизимида ўзаро таъсир қонунлари

Мавжуд экспериментлар натижалари асосида, ер ости қувурларининг ва текис қаттиқ жисм деб қаралган ката ўлчамли иниоотлар сирти бўлақларининг грунт билан ўзаро силжиш жараёнларига таъсир этувчи муҳим факторлар аниқланган. Ушбу факторларини ҳисобга олувчи иниоот ва грунт орасидаги силжиш таъсир қонунлари кўриб чиқилиб, уларнинг афзаллик ва камчилик томонлари кўрсатилган.

K.S. Sultanov. Interaction laws in «soil-structure» system

Principal factors effecting the process of shear interaction of underground pipelines and fragments of external surface of large-scale structures as the plane rigid bodies with soil under different modes relative to shear are determined on the basis of the results of existing experiments. Local laws of structure-soil shear interaction are considered with account of these interaction factors and their advantages and shortcomings are shown.

УДК 625.7/.8

Б.Б. ТЕЛТАЕВ, Е.А. СУПШЕС

ТЕМПЕРАТУРНЫЙ РЕЖИМ АВТОМОБИЛЬНОЙ ДОРОГИ НА ЮГЕ КАЗАХСТАНА

На состояние и долговечность автомобильных дорог оказывают влияние многие факторы, в том числе нагрузки от движущихся транспортных средств, грунты земляного полотна, близкое залегание грунтовых вод, климатические условия, глубина промерзания дорожной конструкции и др. Среди природно-климатических факторов особое значение имеют температура и влажность земляного полотна. Чтобы получить фактическую информацию о распределении температуры в точках дорожной одежды и земляного полотна и об ее изменении во времени, были заложены в дорожную конструкцию комплекты специальных датчиков температуры и влажности.

В статье представлены некоторые результаты экспериментального изучения распределения температуры в дорожной одежде и земляном полотне автомобильной дороги «Кызылорда–Шымкент», относящиеся к периоду с 10 ноября 2014 г. по 6 августа 2015 г.

Экспериментальный участок. Экспериментальный участок, где установлен комплект датчиков температуры и влажности, расположен около города Туркестан (км 2097) на автомобильной дороге «Кызылорда–Шымкент». Эта дорога, являющаяся частью Трансконтинентального транспортного коридора «Западная Европа – Западный Китай», относится к I технической категории, имеет 4 полосы движения и находится в эксплуатации после реконструкции с 2013 г.

Конструкция дорожной одежды автомобильной дороги «Кызылорда–Шымкент» состоит из следующих слоев: щебеночно–мастичного асфальтобетона (5 см), крупнозернистого асфальтобетона (10 см), крупнозернистого высокопористого асфальтобетона (13 см), песчано-гравийной смеси (40 см). Грунт земляного полотна – песок пылеватый.



Рис.1. Общий вид одного комплекта датчиков температуры и влажности



Рис.2. Вид наземной части системы автоматического измерения температуры и влажности

Датчики температуры и влажности. Как отмечалось, в июне 2013 г. на данной автомобильной дороге были заложены датчики температуры и влажности. Общий вид одного комплекта датчиков и вид наземной части системы автоматического измерения температуры и влажности показаны на рис. 1, 2. Система в автоматическом режиме осуществляет измерение температуры и влажности в каждый час и полученную информацию записывает в запоминающее устройство.

Особенность этих датчиков в том, что их комплект предназначен для измерения в течение длительного времени с записью данных результатов измерений температуры и влажности грунта в память и последующей передачей по помехозащищенному кабелю связи интерфейсу. Они представляют собой специальный набор датчиков, предназначенных для измерения температуры и влажности. Один датчик температуры и один датчик влажности изготовлены совместно в виде одной измерительной единицы. Такое техническое исполнение даёт возможность одновременного измерения температуры и влажности в одной точке дорожной конструкции.

Температурный режим. Распределение температуры в слоях дорожной одежды и земляного полотна на экспериментальном участке показано на рис. 3, 4.

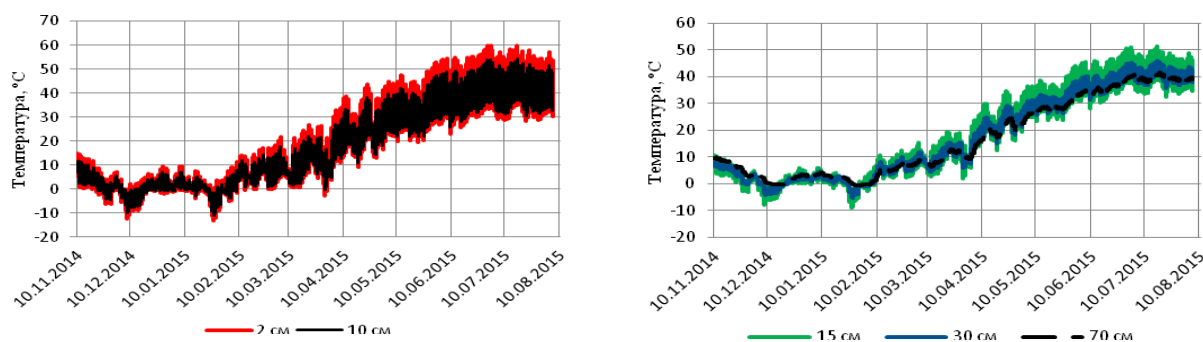


Рис. 3. Графики изменения температуры в точках дорожной одежды автомобильной дороги «Кызылорда–Шымкент» на глубинах 2, 10 см (а), 15, 30 и 70 см (б)

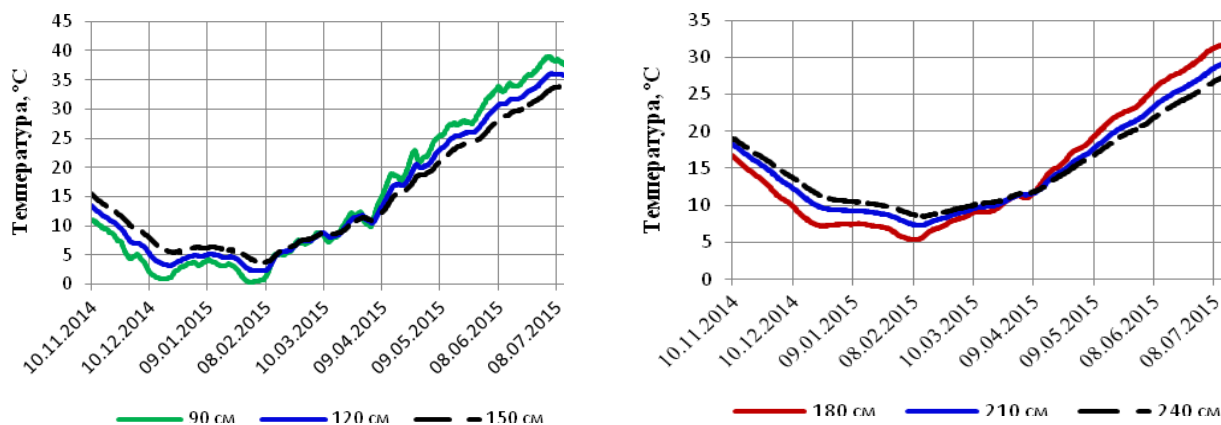


Рис. 4. Графики изменения температуры в точках земляного полотна автомобильной дороги «Кызылорда–Шымкент» на глубинах 90, 120, 150 см (а) и 180, 210 и 240 см (б)

Как видно, начиная со второй декады ноября 2014 г., наблюдается устойчивое понижение температуры воздуха. Промерзание асфальтобетонных слоев дорожной одежды началось с третьей декады ноября. Закономерности изменения температурного режима в точках дорожной одежды в течение суток строго согласовываются с изменениями температуры воздуха. С увеличением глубины (2; 10; 15; 30 и 70 см) амплитуда колебания температуры уменьшается, а при достижении глубины 120 см приближается к нулю.

Установлено, что промерзание дорожной одежды начинается примерно 6 декабря, а земляного полотна – 12 декабря. За счет повышения температуры воздуха процесс промерзания заканчивается и начинается постепенное оттаивание в земляном полотне 21 декабря. Наиболее интенсивное промерзание грунтового основания начинается с 27 января и заканчивается 7 февраля, при этом, наибольшая глубина промерзания составила 70 см. Земляное полотно в течение 22 суток

находится в мерзлом состоянии. Оттаивание дорожной одежды начинается 2 февраля и заканчивается 8 февраля, т.е. длительность оттаивания дорожной одежды и земляного полотна составляет всего лишь 6 суток.

На рис. 5 показано сравнение среднесуточной температуры воздуха с почасовыми температурами в земляном полотне на глубинах 90; 120; 150; 180; 210 и 240 см в период времени с 10 ноября 2014 г. по 6 августа 2015 г.

Как установлено, характер изменения почасовой температуры на глубине земляного полотна согласовывается со среднесуточной температурой воздуха. Имеет место сезонное изменение температуры в земляном полотне. Видно, что постепенное понижение среднесуточной температуры воздуха до -14°C сменяется периодом резкого потепления (по продолжительности около месяца), когда среднесуточная температура воздуха в середине января колеблется и достигает $+8^{\circ}\text{C}$, что вызывает соответствующее повышение температуры в верхних слоях земляного полотна на 2–3 $^{\circ}\text{C}$, причем, чем ниже расположен слой, тем меньше величина повышения температуры. На глубине 210 и 240 см наблюдается монотонное снижение температуры без особых скачков.

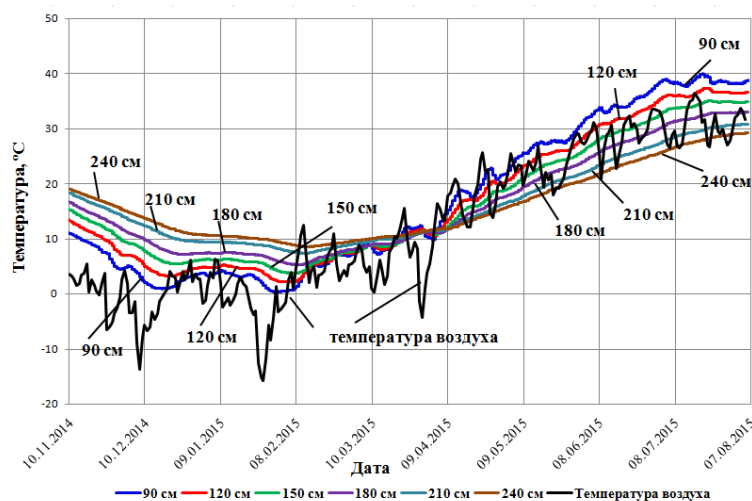


Рис. 5. Графики изменения температуры на участке автомобильной дороги «Жызылорда–Шымкент»

Весенний период года характеризуется отсутствием явно выраженных скачков температуры воздуха, точек дорожной одежды и грунтового основания. Максимальная температура воздуха в полдень обязательно чередуется минимумом температуры воздуха в полночь. Графики изменения температуры в точках дорожной одежды полностью повторяют конфигурацию графиков температуры воздуха. Отличие указанных графиков между собой заключается лишь в снижении величины суточных амплитуд, которая уменьшается с ростом глубины, и фазовыми сдвигами экстремумов каждого графика по отношению к экстремумам графика изменения температуры воздуха. Причем с увеличением глубины величина фазового сдвига во времени растет, что объясняется тепловой инерцией материалов конструктивных слоев дорожной конструкции.

Наиболее отличительной чертой изменения температурного режима в дорожной одежде в жаркий период является явное превышение температуры точек дорожной одежды над температурой воздуха. Например, максимальная температура асфальтобетонного слоя, расположенного на глубине 2 см, равная $+60^{\circ}\text{C}$, имела место при температуре воздуха $+42^{\circ}\text{C} \dots +44^{\circ}\text{C}$. Причем, такое превышение сохраняется до глубины 30 см, где максимальная температура $+45^{\circ}\text{C}$.

В слоях грунтового основания влияние суточных колебаний температуры воздуха сказывается лишь до глубины 70 см, которое выражается амплитудой суточных изменений температуры, в пределах $+1.0^{\circ}\text{C}$. С ростом глубины суточные вариации температуры исчезают, а ее монотонные изменения вызваны сезонными изменениями температуры воздуха.

Таким образом, закономерности изменения температурного режима в точках дорожной одежды в течение суток строго согласовываются с изменениями температуры воздуха. С увеличением глубины амплитуда колебания температуры уменьшается, а при достижении глубины 120 см приближается к нулю. Изменения температуры в слоях грунтового основания соответствуют среднесуточным значениям температуры воздуха и реагируют лишь существенным изменением последней. Несмотря на то, что рассматриваемый участок автомобильной дороги расположен почти на крайнем юге Казахстана, при проектировании автомобильных дорог и расчете конструкций дорожных одежд в данном регионе необходимо учитывать, что промерзание дорожной одежды и земляного полотна достигает 70 см и более.

Казахстанский дорожный научно-исследовательский институт

Дата поступления
12.05.2016

Б.Б. Телтаев, Е.А. Суппес. Қозғистон жанубидаги автомобил йўлларининг ҳарорат режими
Мақолада “Қизилўрда – Чимкент” автомобил йўли тупроқли полотноси ва йўл қопламаси конструкциясида ҳароратни ўзгаришини тахлили натижалари берилган. Ҳароратни ўзгариши махсус датчиклар ёрдамида ўлчанди.

B.B. Teltayev, E.A. Suppes. Temperature regime of highway in the south of Kazakhstan
This article shows the results of analysis for temperature variation in pavement structure and subgrade of “Kyzylorda – Shymbkent” highway. Measurement of temperature was carried out by special sensors.

УДК 539.3

Д.М. УСАРОВ

ИЗГИБ И КОЛЕБАНИЯ ТОЛСТОЙ ПЛАСТИНЫ С УЧЕТОМ БИМОМЕНТОВ

Рассмотрим ортотропную толстую пластину постоянной толщины $H=2h$ и размерами a, b в плане. Введем обозначения: E_1, E_2, E_3 – модули упругости; G_{12}, G_{13}, G_{23} – модули сдвига; $\nu_{12}, \nu_{13}, \nu_{23}$ – коэффициенты Пуассона материала пластины. Пластину рассмотрим как трехмерное тело, материал которой подчиняется обобщенному закону Гука.

При построении бимоментной теории учитываются все компоненты тензора напряжения и деформации: $\sigma_{ij}, \varepsilon_{ij}, (i, j=1, 3)$. Компоненты вектора перемещения являются функциями трех пространственных координат $u_1(x_1, x_2, z), u_2(x_1, x_2, z), u_3(x_1, x_2, z)$. Уравнения движения пластин описываются двумя несвязанными задачами, каждая из которых формулируется на основе шести двумерных уравнений с соответствующими краевыми условиями.

При построении уравнений движения воспользуемся трехмерными уравнениями равновесия теории упругости и соответствующими условиями на лицевых поверхностях пластины $z=h$ и $z=-h$. Уравнения динамической теории упругости запишем в следующем виде:

$$\frac{\partial \sigma_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{12}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{13}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_1, \quad (1, a)$$

$$\frac{\partial \sigma_{12}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{22}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{23}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_2, \quad (1, б)$$

$$\frac{\partial \sigma_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{23}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{33}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_3, \quad (1, в)$$

где ρ – плотность материала пластины.

Граничные условия на нижней и верхней лицевых поверхностях пластины $z=h$ и $z=-h$ имеют вид

$$\sigma_{33} = q_3^{(+)}, \quad \sigma_{31} = q_1^{(+)}, \quad \sigma_{32} = q_2^{(+)}, \quad \text{при } z = h; \quad (2)$$

$$\sigma_{33} = q_3^{(-)}, \quad \sigma_{31} = q_1^{(-)}, \quad \sigma_{32} = q_2^{(-)}, \quad \text{при } z = -h, \quad (3)$$

где $q_1^{(-)}, q_2^{(-)}, q_3^{(-)}$ и $q_1^{(+)}, q_2^{(+)}, q_3^{(+)}$ – распределенные внешние нагрузки по нижней и верхней лицевых поверхностях пластины $z=h$ и $z=-h$.

Методика построения бимоментной теории пластин основана на обобщенном законе, трехмерных уравнениях теории упругости (1), граничных условиях на лицевых поверхностях (2) и (3) и разложении перемещений в ряд Маклорена в виде

$$u_k = B_0^{(k)} + B_1^{(k)} \frac{z}{h} + B_2^{(k)} \left(\frac{z}{h}\right)^2 + B_3^{(k)} \left(\frac{z}{h}\right)^3 + \dots + B_i^{(k)} \left(\frac{z}{h}\right)^i, \quad (k=1,2) \quad (4, a)$$

$$u_3 = A_0 + A_1 \frac{z}{h} + A_2 \left(\frac{z}{h}\right)^2 + A_3 \left(\frac{z}{h}\right)^3 + \dots + A_i \left(\frac{z}{h}\right)^i + \dots \quad (4, б)$$

Здесь $B_i^{(k)}, A_i$ – неизвестные функции двух пространственных координат и времени $B_i^{(k)} = B_i^{(k)}(x_1, x_2, t)$, $A_i = A_i(x_1, x_2, t)$. В общем случае эти функции определяются по формулам

$$B_i^{(k)} = \frac{1}{i!} h^i \left(\frac{\partial^i u_k}{\partial z^i} \right)_{z=0}, \quad (k=1,2), \quad A_i = \frac{1}{i!} h^i \left(\frac{\partial^i u_3}{\partial z^i} \right)_{z=0}.$$

Предлагаемая бимоментная теория пластин описывается двумя несвязанными задачами, каждая из которых формулируется на основе шести двумерных уравнений с соответствующими краевыми условиями.

Перемещения и напряжения точек верхних $z=-h$ и нижних $z=h$ волокон пластины обозначим $u_i^{(-)}, u_i^{(+)}$, ($i=1,3$) и $\sigma_{ij}^{(-)}, \sigma_{ij}^{(+)}$, ($i=1,3; j=1,3$). Введем обобщенные перемещения по формулам

$$\tilde{W} = \frac{u_3^{(+)} + u_3^{(-)}}{2}, \quad \tilde{r} = \frac{1}{2h} \int_{-h}^h u_3 dz, \quad \tilde{u}_k = \frac{u_k^{(+)} - u_k^{(-)}}{2}, \quad \tilde{\psi}_k = \frac{1}{2h^2} \int_{-h}^h u_k z dz, \quad (k=1,2), \quad (5, a)$$

$$\bar{W} = \frac{u_3^{(+)} - u_3^{(-)}}{2}, \quad \bar{r} = \frac{1}{2h^2} \int_{-h}^h u_3 z dz, \quad \bar{u}_k = \frac{u_k^{(+)} + u_k^{(-)}}{2}, \quad \bar{\psi}_k = \frac{1}{2h^3} \int_{-h}^h u_k z^2 dz, \quad (k=1,2). \quad (5, б)$$

Введем выражения для бимоментов при поперечном сдвиге и растяжении-сжатии по формулам

$$\tilde{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}^{(+)} - \sigma_{ij}^{(-)}}{2}, \quad (i=1,2; j=1,2) \quad \text{и} \quad \bar{\sigma}_{ij} = \frac{\sigma_{ij}^{(+)} + \sigma_{ij}^{(-)}}{2}, \quad (i=1,2; j=1,2) \quad (6)$$

и обобщенные внешние нагрузки

$$\tilde{q}_1 = \frac{q_1^{(+)} + q_1^{(-)}}{2}, \quad \tilde{q}_2 = \frac{q_2^{(+)} + q_2^{(-)}}{2}, \quad \tilde{q}_3 = \frac{q_3^{(+)} - q_3^{(-)}}{2}. \quad (7, a)$$

$$\bar{q}_1 = \frac{q_1^{(+)} - q_1^{(-)}}{2}, \quad \bar{q}_2 = \frac{q_2^{(+)} - q_2^{(-)}}{2}, \quad \bar{q}_3 = \frac{q_3^{(+)} + q_3^{(-)}}{2}. \quad (7, б)$$

Приводим формулы для определения перемещения на лицевых поверхностях пластины $z=-h$ и $z=+h$:

$$u_i^{(-)} = \bar{u}_i - \tilde{u}_i, \quad u_i^{(+)} = \bar{u}_i + \tilde{u}_i, \quad (i=1,2), \quad u_3^{(-)} = \tilde{W} - \bar{W}, \quad u_3^{(+)} = \tilde{W} + \bar{W}. \quad (8)$$

Формулы для напряжений на лицевых поверхностях пластины $z=-h$ и $z=h$ имеют вид

$$\sigma_{ij}^{(-)} = \bar{\sigma}_{ij} - \tilde{\sigma}_{ij}, \quad \sigma_{ij}^{(+)} = \bar{\sigma}_{ij} + \tilde{\sigma}_{ij}, \quad (i=1,2; j=1,2). \quad (9)$$

Максимальные значения перемещений и напряжений пластины достигаются на лицевых поверхностях пластины и определяются решениями первой и второй задач по формулам (8) и (9). Поставленная задача делится на две задачи. Первая задача описывает растяжение-сжатие и поперечное обжатие пластины а вторая – поперечный сдвиг и изгиб пластины.

При анализе задачи на поперечный изгиб и сдвиг достаточно рассмотреть только вторую задачу, которая состоит из уравнений относительно изгибающих моментов, крутящего момента, перерезывающих сил и бимоментов относительно шести неизвестных кинематических функций. Первые три уравнения движения второй задачи состоят из двух уравнений, относительно изгибающих, крутящих моментов и одного уравнения относительно перерезывающих сил, они запишутся в следующем виде [1 – 4]:

$$\frac{\partial M_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial M_{12}}{\partial x_2} - Q_{13} = \frac{H^2}{2} \rho \ddot{\tilde{\psi}}_1 - H \tilde{q}_1, \quad \frac{\partial M_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial M_{22}}{\partial x_2} - Q_{23} = \frac{H^2}{2} \rho \ddot{\tilde{\psi}}_2 - H \tilde{q}_2, \quad (10)$$

$$\frac{\partial Q_{13}}{\partial x_1} + \frac{\partial Q_{23}}{\partial x_2} = H \rho \ddot{\tilde{r}} - 2 \tilde{q}_3. \quad (11)$$

Здесь изгибающие и крутящие моменты, перерезывающие силы, имеют выражения

$$M_{11} = \frac{H^2}{2} \left(E_{11} \frac{\partial \tilde{\psi}_1}{\partial x_1} + E_{12} \frac{\partial \tilde{\psi}_2}{\partial x_2} - E_{13} \frac{2(\tilde{r} - \tilde{W})}{H} \right), \quad M_{22} = \frac{H^2}{2} \left(E_{12} \frac{\partial \tilde{\psi}_1}{\partial x_1} + E_{22} \frac{\partial \tilde{\psi}_2}{\partial x_2} - E_{23} \frac{2(\tilde{r} - \tilde{W})}{H} \right),$$

$$M_{12} = \frac{H^2}{2} G_{12} \left(\frac{\partial \tilde{\psi}_1}{\partial x_2} + \frac{\partial \tilde{\psi}_2}{\partial x_1} \right), \quad Q_{13} = G_{13} \left(2\tilde{u}_1 + H \frac{\partial \tilde{r}}{\partial x_1} \right), \quad Q_{23} = G_{23} \left(\tilde{u}_2 + H \frac{\partial \tilde{r}}{\partial x_2} \right).$$

Системы уравнений (10) и (11) содержат три уравнения и шесть неизвестных функций. Чтобы дополнить эту систему, запишем еще две системы по три уравнения движения относительно сдвиговых бимоментов, которые получены из трехмерных уравнений теории упругости (1), записанных на лицевых поверхностях пластины $z=-h$ и $z=+h$, с учетом условий (2) и (3) и обозначений (5), (6) и (7):

$$\frac{\partial \tilde{\sigma}_{11}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tilde{\sigma}_{12}}{\partial x_2} + \frac{\tilde{\sigma}_{13}^*}{H} = \rho \ddot{\tilde{u}}_1, \quad \frac{\partial \tilde{\sigma}_{21}}{\partial x_1} + \frac{\partial \tilde{\sigma}_{22}}{\partial x_2} + \frac{\tilde{\sigma}_{23}^*}{H} = \rho \ddot{\tilde{u}}_2, \quad (12)$$

$$\frac{\partial \tilde{q}_1}{\partial x_1} + \frac{\partial \tilde{q}_2}{\partial x_2} + \frac{\tilde{\sigma}_{33}^*}{H} = \rho \ddot{\tilde{W}}. \quad (13)$$

Сдвиговые бимоменты запишутся в следующем виде:

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{11} &= \left(E_{11} - \frac{E_{13} E_{31}}{E_{33}} \right) \frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_1} + \left(E_{22} - \frac{E_{13} E_{32}}{E_{33}} \right) \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_2} + \frac{E_{13}}{E_{33}} \tilde{q}_3, \\ \tilde{\sigma}_{22} &= \left(E_{21} - \frac{E_{23} E_{31}}{E_{33}} \right) \frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_1} + \left(E_{22} - \frac{E_{23} E_{32}}{E_{33}} \right) \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_2} + \frac{E_{23}}{E_{33}} \tilde{q}_3, \quad \tilde{\sigma}_{12} = G_{12} \left(\frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_2} + \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_1} \right), \\ \tilde{\sigma}_{13}^* &= G_{13} \left(420 \frac{\tilde{\psi}_1}{H} - 180 \frac{\tilde{u}_1}{H} - 20 \frac{\partial \tilde{W}}{\partial x_1} \right) - \frac{G_{13}}{E_{33}} H \frac{\partial}{\partial x_1} \left(E_{31} \frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_1} + E_{32} \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_2} - \tilde{q}_3 \right) + 20 \tilde{q}_1, \\ \tilde{\sigma}_{23}^* &= G_{23} \left(420 \frac{\tilde{\psi}_2}{H} - 180 \frac{\tilde{u}_2}{H} - 20 \frac{\partial \tilde{W}}{\partial x_2} \right) - \frac{G_{23}}{E_{33}} H \frac{\partial}{\partial x_2} \left(E_{31} \frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_1} + E_{32} \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_2} - \tilde{q}_3 \right) + 20 \tilde{q}_2, \\ \tilde{\sigma}_{33}^* &= 60 E_{33} \frac{\tilde{r} - \tilde{W}}{H} - 12 \left(E_{31} \frac{\partial \tilde{u}_1}{\partial x_1} + E_{32} \frac{\partial \tilde{u}_2}{\partial x_2} \right) - \left(E_{31} H \frac{\partial^2 \tilde{W}}{\partial x_1^2} + H E_{32} \frac{\partial^2 \tilde{W}}{\partial x_2^2} \right) + \\ &\quad + \frac{E_{31}}{G_{31}} H \frac{\partial \tilde{q}_1}{\partial x_1} + \frac{E_{32}}{G_{32}} H \frac{\partial \tilde{q}_2}{\partial x_2} + 12 \tilde{q}_3. \end{aligned}$$

Полученная система уравнений (10) – (13) имеет шесть уравнений относительно шести неизвестных функций.

Рассмотрим граничные условия анализируемой задачи для толстых пластин. На границе пластины перемещения равны нулю. На краях пластины $x_1 = const$ и $x_2 = const$ должны выполняться условия

$$\tilde{\psi}_1 = 0, \quad \tilde{\psi}_2 = 0, \quad \tilde{r} = 0, \quad \tilde{u}_1 = 0; \quad \tilde{u}_2 = 0, \quad \tilde{W} = 0. \quad (14)$$

Расчеты показали, что уравнения движения пластины (12) можно заменить кинематическими условиями относительно касательных напряжений, которые получаются из граничных условий на лицевых поверхностях пластины $z=-h$ и $z=+h$ (2), в виде

$$\tilde{\sigma}_{13} \equiv G_{31} \left(12 \frac{\tilde{u}_1}{H} - 30 \frac{\tilde{\psi}_1}{H} + \frac{\partial \tilde{W}}{\partial x_1} \right) = \tilde{q}_1, \quad \tilde{\sigma}_{23} \equiv G_{32} \left(12 \frac{\tilde{u}_2}{H} - 30 \frac{\tilde{\psi}_2}{H} + \frac{\partial \tilde{W}}{\partial x_2} \right) = \tilde{q}_2.$$

Кинематические уравнения служат для определения обобщенных перемещений \tilde{u}_1 и \tilde{u}_2 .

Рассмотрим гармонические свободные колебания пластины. Сначала определим собственные частоты пластины. После разделения переменных по пространственным координатам и времени задача решается методом конечных разностей.

Для квадратных пластин с размерами $a=b=3H$ значение собственной частоты $p_1=0.7469$. С увеличением размера пластин до $a=b=4H$ значение собственной частоты $p_1=0.3906$. Для квадратных пластин с размерами $a=b=8H$ значение собственной частоты $p_1=0.1983$.

Рассмотрим вынужденные гармонические колебания пластины под действием гармонической нагрузки:

$$q_1^{(-)} = 0, \quad q_2^{(-)} = 0, \quad q_1^{(+)} = 0, \quad q_2^{(+)} = 0, \quad q_3^{(+)} = 0, \quad q_3^{(-)} = -q_0 \sin \frac{\pi x_1}{a} \sin \frac{\pi x_2}{b} \sin(\omega_0 t + \beta_0),$$

где q_0, ω_0, β_0 – амплитуда, частота и фаза колебаний внешней нагрузки.

Отметим, что если $\omega_0=0$, то получим задачу статического изгиба пластины.

В таблице приведены результаты для перемещений, моментов и сил защемленных квадратных пластин $a=b=3H$ при различных значениях безразмерной частоты $\bar{\omega}_0 = \frac{\rho H^2 \omega_0}{E_1}$. С приближением величины частоты внешнего воздействия ω_0 к собственной частоте $p_1=0.7469$ значения перемещения, силы и момента резко увеличиваются, что свидетельствует о постепенном переходе движения в резонансный режим. Как видим, наблюдается резкое увеличение значений перемещения, силы и момента.

Значения перемещения, силы и моментов защемленных квадратных пластин

$\bar{\omega}_0$	$\frac{\tilde{\psi}_1 E_1}{H q_0}$	$\frac{\tilde{r} E_1}{H q_0}$	$\frac{\tilde{W} E_1}{H q_0}$	M_{11}	Q_{13}
0.0000	-0.0158	0.8560	0.9402	0.0113	0.4591
0.1000	-0.0161	0.8686	0.9532	0.0093	0.4657
0.2000	-0.0171	0.9093	0.9954	0.0025	0.4868
0.3000	-0.0190	0.9882	1.0769	-0.0108	0.5277
0.4000	-0.0226	1.1302	1.2240	-0.0356	0.6010
0.5000	-0.0294	1.4039	1.5074	-0.0852	0.7419
0.6000	-0.0463	2.0663	2.1937	-0.2098	1.0816
0.7000	-0.1365	5.5665	5.8213	-0.8909	2.8704

ЛИТЕРАТУРА

- [1] У с а р о в М . К . Расчет ортотропных пластин на основе бимоментной теории // Проблемы механики. 2014. № 3–4. С. 37–41.
- [2] У с а р о в М . К . Бимоментная теория изгиба и колебания толстых ортотропных пластин // Вестник НУУз. 2014. № 2/1. С. 127–132.
- [3] У с а р о в М . К . Изгиб ортотропных пластин с учетом бимоментов // Инженерно-строительный журнал. Спб. 2015. №1. (53). С. 80–90.
- [4] U s a r o v M . K . On Solution of the Problem of Bending of Orthotropic Plates on the Basis of Bimoment Theory // Open Journal of Applied Sciences. USA–2015. Vol.5. P. 212–219.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
18.06.2016

Д.М. Усаров. Қалин пластинканинг бимоментли эгилиши ва тебраниши

Мақола қалин пластинкаларнинг бимоментли назария доирасида эгилишининг динамик масаласининг ечилишига бағишланади. Масала чекли айирмалар усули билан ечилган. Ташиқи куч частотасининг резонанс ҳолатига яқин қийматлари учун кўчишлар, кучлар ва моментларнинг сонли қийматлари топилган.

D.M. Usarov. Bending and vibrations of thick plate considering the bimoments

The paper is devoted to the solution of dynamic problem of bending of thick plates within the limits of bimoment theory of plates. The problem is solved by numeric method of finite differences. Numeric solutions for displacements, forces and moments are obtained depending on the value of the frequency of external effect near the resonant state.

ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ ДИНАМИЧЕСКОЙ СВЯЗАННОЙ ЗАДАЧИ ТЕРМОПЛАСТИЧНОСТИ

Обычно при численном решении термоупругих и термопластических задач члены, зависящие от температуры, могут быть рассмотрены в сочетании с объёмными силами [1]. При этом температура предполагается известной как решение уравнения притока тепла. Подобные задачи называют несвязанными задачами термопластичности или термоупругости [2,3]. Совместное решение уравнений движения и уравнения притока тепла позволяет более адекватно описать процесс термопластического деформирования под действием температурных полей и механических сил. Данная статья посвящена формулировке связанной задачи термопластичности на основе теории пластического течения с поверхностью нагружений в пространстве деформаций и её численному решению.

Рассмотрим обобщённую связанную динамическую краевую задачу термопластичности, состоящую из уравнений движения

$$d\sigma_{ij,j} + dX_i = \rho d\ddot{u}_i, \quad (1)$$

определяющего соотношения теории термопластичности с поверхностью нагружений в пространстве деформаций [4]

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - a(3\lambda + 2\mu)dT \delta_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} \left(\frac{\partial F}{\partial e_{kl}} de_{kl} \right) e_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} e_{ij} \frac{\partial F}{\partial T} dT$$

при $F=0$ и $dF = \frac{\partial F}{\partial e_{kl}} de_{kl} + \frac{\partial F}{\partial T} dT \geq 0$ (2)

уравнения притока тепла для изотропных материалов [2]

$$\lambda_0 dT_{,ii} - c_\varepsilon dT - T_0 \cdot \alpha(3\lambda + 2\mu) \cdot d\varepsilon_{ii} = 0, \quad (3)$$

соотношения Коши

$$d\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2}(du_{i,j} + du_{j,i}) \quad (4)$$

с начальными

$$\begin{aligned} du_i|_{t=t_0} &= \varphi_{u,i}, \quad d\dot{u}_i|_{t=t_0} = \psi_{u,i}, \quad dv_j|_{t=t_0} = \varphi_{v,j}, \quad d\dot{v}_j|_{t=t_0} = \psi_{v,j}, \\ dw_k|_{t=t_0} &= \varphi_{w,k}, \quad d\dot{w}_k|_{t=t_0} = \psi_{w,k}, \quad dT|_{t=t_0} = T_0 \end{aligned} \quad (5)$$

и краевыми условиями

$$du_i|_{\Sigma_1} = u_i^0, \quad dv_i|_{\Sigma_1} = v_i^0, \quad dw_i|_{\Sigma_1} = w_i^0, \quad dT|_{\Sigma_1} = \bar{T}_0, \quad d\sigma_{ij} n_j|_{\Sigma_2} = S_i^0, \quad (6)$$

где σ_{ij} , ε_{ij} – тензор напряжений и деформаций; e_{ij} – девiator тензора деформаций; T – абсолютная температура; c_ε – теплоемкость при постоянной температуре; a – коэффициент теплового расширения; λ_0 – коэффициент теплового потока; λ , μ – упругие константы, где $\eta = (\lambda + 2\mu)$; $\lambda, \mu, \mu', \alpha, \beta, c_\varepsilon, \lambda_0$ – известные величины; l – длина стержня; φ_i, ψ_i, T_i – заданные величины; ε_u – интенсивность тензора деформаций.

Здесь

$$F \equiv \frac{1}{2} e_{ij} - R(\omega, T) = 0.$$

Определяющее соотношения (2) в случае кусочно–линейной диаграммы деформирования имеет вид [4]

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - a\lambda dT \delta_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} e_{ij} (e_{kl} de_{kl} + \beta dT), \quad (7)$$

где $\gamma = 3\lambda + 2\mu$; $\beta = \frac{\partial F}{\partial T}$; μ' – касательный модуль.

Уравнения (1–4) можно записать относительно перемещений и температуры

$$\left\{ \begin{array}{l} \eta \frac{\partial^2(du)}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2(du)}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2(du)}{\partial z^2} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(dv)}{\partial x \partial y} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(dw)}{\partial x \partial z} - \alpha \gamma \frac{\partial(dT)}{\partial x} - \xi = \rho \frac{\partial^2(du)}{\partial t^2}, \\ \mu \frac{\partial^2(dv)}{\partial x^2} + \eta \frac{\partial^2(dv)}{\partial y^2} + \mu \frac{\partial^2(du)}{\partial z^2} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(du)}{\partial x \partial y} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(dw)}{\partial y \partial z} - \alpha \gamma \frac{\partial(dT)}{\partial y} - \zeta = \rho \frac{\partial^2(dv)}{\partial t^2}, \\ \mu \frac{\partial^2(dw)}{\partial x^2} + \mu \frac{\partial^2(dw)}{\partial y^2} + \eta \frac{\partial^2(dw)}{\partial z^2} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(du)}{\partial x \partial z} + (\lambda + \mu) \frac{\partial^2(dw)}{\partial y \partial z} - \alpha \gamma \frac{\partial(dT)}{\partial z} - \chi = \rho \frac{\partial^2(dw)}{\partial t^2}, \\ \lambda_0 \left[\frac{\partial^2(dT)}{\partial x^2} + \frac{\partial^2(dT)}{\partial y^2} + \frac{\partial^2(dT)}{\partial z^2} \right] - C_\varepsilon \frac{\partial(dT)}{\partial t} - \alpha \gamma T_0 \left[\frac{\partial^2(du)}{\partial x \partial t} + \frac{\partial^2(dv)}{\partial y \partial t} + \frac{\partial^2(dw)}{\partial z \partial t} \right] = 0, \end{array} \right. \quad (8)$$

где

$$\xi = \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} [e_{11} \mathfrak{T} + e_{12} \mathfrak{R} + e_{13} \mathfrak{N}], \quad \zeta = \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} [e_{21} \mathfrak{T} + e_{22} \mathfrak{R} + e_{23} \mathfrak{N}], \quad \chi = \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} [e_{31} \mathfrak{T} + e_{32} \mathfrak{R} + e_{33} \mathfrak{N}],$$

$$\left\{ \begin{array}{l} \mathfrak{T} = e_{11} \frac{\partial(de_{11})}{\partial x} + e_{22} \frac{\partial(de_{22})}{\partial x} + e_{33} \frac{\partial(de_{33})}{\partial x} + 2e_{12} \frac{\partial(de_{12})}{\partial x} + 2e_{13} \frac{\partial(de_{13})}{\partial x} + 2e_{23} \frac{\partial(de_{23})}{\partial x} + \beta \frac{\partial(dT)}{\partial x}, \\ \mathfrak{R} = e_{11} \frac{\partial(de_{11})}{\partial y} + e_{22} \frac{\partial(de_{22})}{\partial y} + e_{33} \frac{\partial(de_{33})}{\partial y} + 2e_{12} \frac{\partial(de_{12})}{\partial y} + 2e_{13} \frac{\partial(de_{13})}{\partial y} + 2e_{23} \frac{\partial(de_{23})}{\partial y} + \beta \frac{\partial(dT)}{\partial y}, \\ \mathfrak{N} = e_{11} \frac{\partial(de_{11})}{\partial z} + e_{22} \frac{\partial(de_{22})}{\partial z} + e_{33} \frac{\partial(de_{33})}{\partial z} + 2e_{12} \frac{\partial(de_{12})}{\partial z} + 2e_{13} \frac{\partial(de_{13})}{\partial z} + 2e_{23} \frac{\partial(de_{23})}{\partial z} + \beta \frac{\partial(dT)}{\partial z}. \end{array} \right.$$

Слагаемые ξ , ζ и χ представляют нелинейности, связанные с термопластической деформацией, и отличны от нуля при $\varepsilon_u \geq \varepsilon_u^*$.

Система дифференциальных уравнений (8) представляет собой трехмерную связанную термопластическую задачу относительно перемещений u , v , w и температуры T с соответствующими начальными (5) и краевыми условиями (6). Заметим, что система дифференциальных уравнений в частных уравнениях состоит из трех уравнений гиперболического типа (уравнения движения) и одного уравнения параболического типа (уравнение притока тепла).

Данную задачу рассмотрим в параллелепипеде Ω с длиной ребра $l_i=1$, $i=1,2,3$. Разделяя каждое ребро параллелепипеда на $N_i=10$ т.е. $h_i=l_i/N_i$, можно найти сеточную область $\Omega^h \{x_i=h_1i; y_j=h_2j; x_i=h_1i; z_k=h_3k; i=1,N_1; j=1,N_2; k=1,N_3\}$ в соответствии к каждому узловому значению $t_k=tk; k=0, M; M=10$ по временной оси.

Для краевой задачи (8,5,6) после замены производных соответствующими разностными соотношениями могут быть составлены явные и неявные сеточные уравнения. В случае явной схемы, построены рекуррентные соотношения относительно приращений компонентов вектора перемещений и температуры. В случае неявной схемы разностные уравнения приведены к трехдиагональному виду и решены методом прогонки [5].

В качестве примера решалась связанная задача термопластичности (8,5,6) на основе явной (метод сеток) и неявной (метод прогонки) схем при начальных

$$u|_{t=0}, v|_{t=0}, w|_{t=0}, T|_{t=0} = T_0, \quad \frac{\partial u}{\partial t}|_{t=0} = 0, \quad \frac{\partial v}{\partial t}|_{t=0} = 0, \quad \frac{\partial w}{\partial t}|_{t=0} = 0$$

и граничных условиях

$$\begin{aligned} u|_{x,y,z=0} = 0, \quad v|_{x,y,z=0} = 0, \quad w|_{x,y,z=0} = 0, \quad u|_{x,y,z=1} = 0, \quad v|_{x,y,z=1} = 0, \quad w|_{x,y,z=1} = 0, \\ T|_{x=0} = T_0 + T_0 \cdot \sin(\pi x) \cdot \sin(\pi z), \quad T|_{x=\ell} = T_0 + T_0 \cdot \sin(\pi x) \cdot \sin(\pi z), \\ T|_{y=0} = T_0, \quad T|_{y=\ell} = T_0, \quad T|_{z=0} = T_0, \quad T|_{z=\ell} = T_0, \end{aligned}$$

при следующих значениях констант:

$$\lambda = 1, \lambda_0 = 1, \mu = 0.5, \alpha = 0.05, \mu' = 0.3, \rho = 1, C_e = 3.5, T_0 = 90, h = 0.1, \tau = 0.01, l = 1$$

В табл. 1–3 сравнены численные результаты полученные по явным и неявным схемам для компоненты перемещений $u(x_i, y_j, z_k, t_k)$, $v(x_i, y_j, z_k, t_k)$ и температуры $T(x_i, y_j, z_k, t_k)$. С учетом симметрии значения искомых величин симметричны относительно срединного столбца ($z=0.5$).

Таблица 1

Перемещение $U(9,j,k,10)$

		z									
y	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.01	0	0.0085	0.0163	0.0224	0.0263	0.0277	0.0263	0.0224	0.0163	0.0086	0
0.02	0	0.0163	0.031	0.0426	0.0501	0.0527	0.05	0.0426	0.0309	0.0163	0
0.03	0	0.0224	0.0426	0.0586	0.0689	0.0725	0.069	0.0586	0.0425	0.0224	0
0.04	0	0.0263	0.0501	0.0689	0.0811	0.0852	0.0811	0.069	0.05	0.0263	0
0.05	0	0.0277	0.0527	0.0725	0.0852	0.0896	0.0852	0.0725	0.0527	0.0277	0
0.06	0	0.0263	0.0501	0.0689	0.0811	0.0852	0.0811	0.069	0.05	0.0263	0
0.07	0	0.0224	0.0426	0.0587	0.0689	0.0725	0.069	0.0585	0.0425	0.0224	0
0.08	0	0.0163	0.031	0.0426	0.0501	0.0527	0.05	0.0426	0.0309	0.0163	0
0.09	0	0.0086	0.0163	0.0224	0.0263	0.0277	0.0263	0.0224	0.0163	0.0085	0
0.1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Таблица 2

Перемещение $V(9,j,k,10)$

		z									
y	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0
0.01	0	-0.0042	-0.0037	-0.0027	-0.0014	0	0.0014	0.0027	0.0037	0.0042	0
0.02	0	-0.008	-0.0069	-0.0051	-0.0027	0	0.0027	0.005	0.0069	0.0079	0
0.03	0	-0.011	-0.0095	-0.0069	-0.0037	0	0.0036	0.0069	0.0095	0.0109	0
0.04	0	-0.0129	-0.0112	-0.0082	-0.0043	0	0.0043	0.0081	0.0112	0.0129	0
0.05	0	-0.0136	-0.0118	-0.0086	-0.0045	0	0.0045	0.0085	0.0117	0.0136	0
0.06	0	-0.0129	-0.0112	-0.0082	-0.0043	0	0.0043	0.0081	0.0112	0.0129	0
0.07	0	-0.011	-0.0095	-0.0069	-0.0037	0	0.0036	0.0069	0.0095	0.0109	0
0.08	0	-0.008	-0.0069	-0.0051	-0.0027	0	0.0027	0.005	0.0069	0.0079	0
0.09	0	-0.0042	-0.0037	-0.0027	-0.0014	0	0.0014	0.0027	0.0037	0.0042	0
0.1	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0	0

Таблица 3

Температура $T(9,j,k,10)$

		z									
y	0	0.1	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	1
0	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90
0.01	90	94.311	98.141	101.19	103.16	103.83	103.16	101.2	98.143	94.311	90
0.02	90	98.144	105.37	111.13	114.83	116.11	114.83	111.14	105.38	98.147	90
0.03	90	101.23	111.13	119.04	124.12	125.88	124.12	119.05	111.14	101.24	90
0.04	90	103.16	114.83	124.12	130.09	132.15	130.1	124.12	114.83	103.16	90
0.05	90	103.84	116.11	125.87	132.15	134.31	132.16	125.88	116.12	103.85	90
0.06	90	103.16	114.83	124.12	130.09	132.15	130.1	124.12	114.83	103.16	90
0.07	90	101.24	111.13	119.04	124.12	125.88	124.12	119.05	111.14	101.23	90
0.08	90	98.146	105.37	111.13	114.83	116.11	114.83	111.14	105.38	98.143	90
0.09	90	94.311	98.142	101.19	103.16	103.83	103.16	101.2	98.141	94.311	90
0.1	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90	90

Значения величин, приведенных в правых частях табл. 1–3 относительно срединного столбца, вычислены по методу прогонки на основе неявных схем. Совпадение этих значений обеспечивает справедливость полученных численных результатов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Качанов Л. М. Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969. – 420 с.
- [2] Новацкий В. Теория упругости. М.: Изд. «Мир», 1975.
- [3] Khaldjigitov A.A., Yusupov Y.S., Qalandarov A.A., Sagdullaeva D.A. Numerical modeling of the 1D thermoplastic coupled problem for isotropic materials // TUIT. 2013. № 1/2, P. 76 – 82.
- [4] Халджигитов А. А., Адамбаев У. А. Математические модели пластичности и термопластичности в пространствах деформаций и напряжений // Вестник НУУз. 2006. №6. С.75 – 81.
- [5] Самарский А. А., Николаев Е. А. Теория разностных схем. М.: Наука, 1983. – 646 с.

Самаркандский филиал Ташкентского университета информационных технологий

Дата поступления
10.05.2016

А.А. Халджигитов, Ю.С. Юсупов. Термопластикликнинг динамик боғлиқ масаласини сонли ечиши
Юкланиш сирти деформациялар фазосида бўлган пластиклик назарияси асосида боғлиқ динамик термопластик чегаравий масала қўйилган ва сонли ечилган. Боғлиқ термопластик масалани сонли ечиши учун ошкор ва ошқормас чекли айирмалар схемалар тузилган. Ошқормас чекли айирмалар тенгламалар прогонка усули ёрдамида ечилган. Ошқор ва ошқормас схемалар ёрдамида олинган сонли натижаларнинг устма–уст тушиши кўрсатилган.

A.A. Khaldjigitov, Yu.S. Yusupov. Numerical solution of dynamic coupled problem of thermoplasticity
In the article are formulated and solved numerically the coupled dynamic thermoplastic boundary value problem based on the strain space plasticity theory. For numerical solution of the coupled thermoplasticity problem an explicit and implicit scheme are constructed. The implicit difference equations are solved using the “weep” method. The coincidence of the numerical results obtained using the explicit and implicit schemes is shown.

УДК 624.04+07

Г.Х. ХОЖМЕТОВ, А.С. ЮВМИТОВ

ИССЛЕДОВАНИЕ ДИНАМИЧЕСКИХ ХАРАКТЕРИСТИК СМЕЖНЫХ ЗДАНИЙ, СОЕДИНЕННЫХ ДЕМПФЕРОМ, С УЧЕТОМ КОЛЕБАНИЯ ФУНДАМЕНТА, СОПРОВОЖДАЮЩЕГОСЯ ОДНОВРЕМЕННО ПОВОРОТОМ, СДВИГОМ И ВЕРТИКАЛЬНЫМ ПЕРЕМЕЩЕНИЕМ

Эффективное использование земельных ресурсов в современном строительстве и урбанизация городов в настоящее время приводят к тенденции постройки зданий, расположенных близко друг к другу, а также расширения жилплощади путем пристройки зданий в виде этажерок к основному зданию. Построенные этажерки различной высоты наблюдаются и в реконструкции ряда административных зданий [1].

Соединение системы «здание–здание» осуществляют, как правило, используя различные виды гасителей колебаний. Что касается системы «здание–этажерка», их можно соединить жестко и с помощью гасителей. Конструкции соединительных элементов разнообразны, например такие, которые приведены в [2, 3].

Один из чрезвычайно актуальных вопросов сейсмостойкости зданий и сооружений – исследование колебаний с учетом влияния податливости основания с целью защиты зданий от сейсмических воздействий [4]. Изучению колебаний зданий, соединенных между собой различными гасителями, посвящены работы [5, 6]. В них приведены результаты расчетов, определены динамические характеристики соединенных и отдельно стоящих зданий. В этих работах фундамент считается жестко заземленным в грунте.

В статье исследовано колебание многоэтажных смежных зданий, соединенных с демпфером, с учетом податливости основания и сопровождающихся одновременно поворотом, сдвигом и вертикальным перемещением (рис. 1).

Предполагается, что оба здания имеют n -этажей. При сейсмическом воздействии они колеблются в плоскости наименьшей жесткости, т. е. совершают только поперечные горизонтальные

колебания. В системе «здание – здание» и «здание – этажерка» оба здания моделируются традиционно принятой расчетной схемой в виде консоли с сосредоточенными массами на этажах (рис.2).

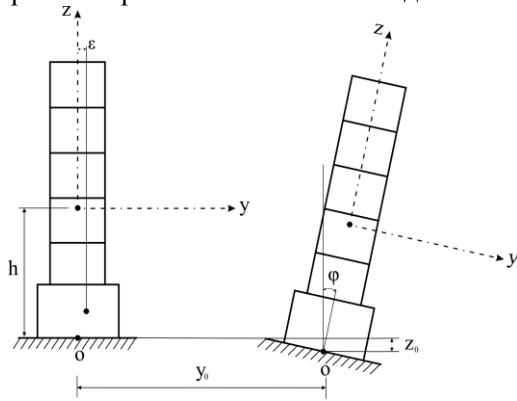


Рис.1. Разрез здания, сопровождающегося одновременно поворотом, сдвигом и вертикальным перемещением

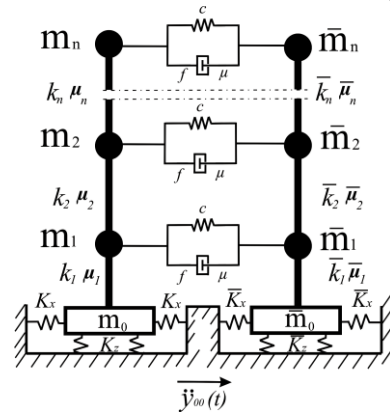


Рис.2. Расчетная схема смежных зданий, соединенных демпфером, с учетом податливости основания

В системе «здание–здание», соединенной на уровне этажей демпфером, здания совершают сдвиговые колебания, а в системе «здание–этажерка» здание совершает сдвиговые колебания, а этажерка – изгибные.

Уравнение колебаний системы «здание–здание» с учетом податливости основания, сопровождающихся одновременно поворотом, сдвигом и вертикальным перемещением, записывается в виде [7]

$$\begin{cases}
 -k_1(y_0 - y_1) - K_x y_0 + K_x h \phi = m_0(\ddot{y}_{00} + \ddot{y}_0) \\
 -k_{z1}(z_0 - z_1) - K_z z_0 + K_z \varepsilon \phi = m_0(\ddot{z}_{00} + \ddot{z}_0) \\
 \theta \ddot{\phi} - K_x h y_0 + (C_\phi I - Qh + K_z \varepsilon^2 + K_x h^2) \phi - K_z \varepsilon z_0 = 0 \\
 k_1(y_0 - y_1) - k_2(y_1 - y_2) - \mu_1 \dot{y}_1 = m_1(\ddot{y}_{00} + \ddot{y}_1) \\
 \dots \\
 k_{n-1}(y_{n-2} - y_{n-1}) - k_n(y_{n-1} - y_n) - \mu_{n-1} \dot{y}_{n-1} = m_{n-1}(\ddot{y}_{00} + \ddot{y}_{n-1}) \\
 k_n(y_{n-1} - y_n) - \mu_n \dot{y}_n = m_n(\ddot{y}_{00} + \ddot{y}_n) \\
 k_{z1}(z_0 - z_1) - k_{z2}(z_1 - z_2) - \mu_{z1} \dot{z}_1 = m_1(\ddot{z}_{00} + \ddot{z}_1) \\
 \dots \\
 k_{z(n-1)}(z_{n-2} - z_{n-1}) - k_{zn}(z_{n-1} - z_n) - \mu_{z(n-1)} \dot{z}_{n-1} = m_{n-1}(\ddot{z}_{00} + \ddot{z}_{n-1}) \\
 k_{zn}(z_{n-1} - z_n) - \mu_{zn} \dot{z}_n = m_n(\ddot{z}_{00} + \ddot{z}_n)
 \end{cases} \quad (1)$$

а для системы «здание–этажерка» уравнение колебаний этажерки записывается как

$$\begin{cases}
 -\bar{K}_x \bar{y}_0 + \bar{K}_x \bar{h} \bar{\phi} = \bar{m}_0(\ddot{y}_{00} + \ddot{\bar{y}}_0) \\
 -\bar{k}_{z1}(\bar{z}_0 - \bar{z}_1) - \bar{K}_z \bar{z}_0 + \bar{K}_z \bar{\varepsilon} \bar{\phi} = \bar{m}_0(\ddot{z}_{00} + \ddot{\bar{z}}_0) \\
 \bar{\theta} \ddot{\bar{\phi}} - \bar{K}_x \bar{h} \bar{y}_0 + (C_\phi \bar{I} - \bar{Q} \bar{h} + \bar{K}_z \bar{\varepsilon}^2 + \bar{K}_x \bar{h}^2) \bar{\phi} - \bar{K}_z \bar{\varepsilon} \bar{z}_0 = 0 \\
 \bar{y}_1 - \bar{y}_0 = -\delta_{11}(\bar{m}_1(\ddot{y}_{00} + \ddot{\bar{y}}_1) + \bar{\mu}_1 \dot{\bar{y}}_1) \dots \dots \dots - \delta_{1n}(\bar{m}_n(\ddot{y}_{00} + \ddot{\bar{y}}_n) + \bar{\mu}_n \dot{\bar{y}}_n) \\
 \dots \\
 \bar{y}_n - \bar{y}_0 = -\delta_{n1}(\bar{m}_1(\ddot{y}_{00} + \ddot{\bar{y}}_1) + \bar{\mu}_1 \dot{\bar{y}}_1) \dots \dots \dots - \delta_{nn}(\bar{m}_n(\ddot{y}_{00} + \ddot{\bar{y}}_n) + \bar{\mu}_n \dot{\bar{y}}_n) \\
 \bar{k}_{z1}(\bar{z}_0 - \bar{z}_1) - \bar{k}_{z2}(\bar{z}_1 - \bar{z}_2) - \bar{\mu}_{z1} \dot{\bar{z}}_1 = \bar{m}_1(\ddot{z}_{00} + \ddot{\bar{z}}_1) \\
 \dots \\
 \bar{k}_{z(n-1)}(\bar{z}_{n-2} - \bar{z}_{n-1}) - \bar{k}_{zn}(\bar{z}_{n-1} - \bar{z}_n) - \bar{\mu}_{z(n-1)} \dot{\bar{z}}_{n-1} = \bar{m}_{n-1}(\ddot{z}_{00} + \ddot{\bar{z}}_{n-1}) \\
 \bar{k}_{zn}(\bar{z}_{n-1} - \bar{z}_n) - \bar{\mu}_{zn} \dot{\bar{z}}_n = \bar{m}_n(\ddot{z}_{00} + \ddot{\bar{z}}_n)
 \end{cases} \quad (2)$$

где k_i, \bar{k}_i ($i=1,2,3,\dots,n-1,n$) – жесткости этажей при сдвиге; k_{zi}, \bar{k}_{zi} – жесткости этажей при растяжении и сжатии; y_i, \bar{y}_i – перемещения этажей в горизонтальном направлении; z_i, \bar{z}_i – перемещение этажей в вертикальном направлении; y_0, \bar{y}_0 – горизонтальное перемещение фундамента относительно грунта; z_0, \bar{z}_0 – вертикальное перемещение фундамента относительно грунта; $\dot{y}_i, \dot{\bar{y}}_i$ – скорости этажей в горизонтальном направлении; $\dot{z}_i, \dot{\bar{z}}_i$ – скорости этажей в вертикальном направлении; $\ddot{y}_i, \ddot{\bar{y}}_i$ – ускорения этажей; $\ddot{z}_i, \ddot{\bar{z}}_i$ – ускорения этажей в вертикальном направлении; m_i, \bar{m}_i – массы этажей; δ_{ij} – перемещение этажей от единичной силы; $\mu_i, \bar{\mu}_i, \mu_{zi}$ – коэффициенты вязкости этажей; θ – момент инерции массы фундамента и этажей относительно оси вращения; h – расстояние от оси вращения до центра инерции этажей; ε – эксцентриситет в распределении масс фундамента и этажей; Q – общий вес фундамента и этажей; I – момент инерции площади подошвы относительно оси, проходящей через ее центр тяжести перпендикулярно плоскости колебаний; ϕ – угол поворота; $\dot{\phi}$ – угловая скорость; $\ddot{\phi}$ – угловое ускорение фундамента и этажей; C_ϕ – коэффициент упругого неравномерного сжатия грунта; K_x – коэффициент взаимодействия между фундаментом и грунтом при сдвиге грунта; K_z – коэффициент взаимодействия между фундаментом и грунтом при сжатии грунта.

Соединенность здание с этажеркой учитывается при решении уравнения (1,2) с добавлением к силам инерции силы упруговязкой связи в виде [8]

$$R = c(y_i - \bar{y}_i) + \mu(\dot{y}_i - \dot{\bar{y}}_i) + F_{кл}, \quad (3)$$

где c – жесткость упругого элемента; μ – коэффициент вязкости демпфера; $F_{кл}$ – Кулонова сила.

При учете силы сопротивления этажа коэффициент сопротивления определяется следующим выражением:

$$\mu_i = \frac{\psi}{2\pi} \sqrt{m_i c} = \frac{\psi}{2\pi} \sqrt{m_i \frac{1}{\delta_{ii}}}, \quad (4)$$

где ψ – коэффициент поглощения, принимаемый равным для практического пользования 0.6 [9].

Сейсмическое воздействие в горизонтальном направлении (рис.3) принято в виде [10]

$$y_{00}(t) = A e^{-\beta t} \sin \alpha t, \quad (5)$$

а в вертикальном (рис. 4) – в виде

$$z_{00}(t) = 0.7 y_{00}(t), \quad (6)$$

где $A \cdot \omega^2 = 0.4g$ ($g=981$ см/с²), $\omega=2\pi/T$, $T=0.5$ с.

Подсчитанные параметры существующего многоэтажного здания в серии 76-017СП/53 по проектным данным следующие:

$m_0=130000$; $m_1=258000$; $m_2=213000$; $m_3=213000$; $m_4=213000$; $m_5=190000$ Н·с²/м; $K_x=3.98 \cdot 10^9$ Н/м; $k_1=35.04 \cdot 10^9$; $k_2=26.846 \cdot 10^9$; $k_3=26.846 \cdot 10^9$; $k_4=26.846 \cdot 10^9$; $k_5=26.846 \cdot 10^9$ Н/м, $h=7.203$ м, $Q=121.7 \cdot 10^5$ Н, $\theta=905.06 \cdot 10^5$ Н·с²·м, $I=983.2$ м⁴, $k_{z1}=29.9 \cdot 10^{10}$ Н/м, $k_{z2}=k_{z3}=k_{z4}=k_{z5}=17.6 \cdot 10^{10}$ Н/м, $e=0.1$ м, $K_z=0.91 \cdot 10^9$ Н/м, $C_\phi=8 \cdot 10^7$ Н/м³, $\mu_1=90.84 \cdot 10^5$ Нс/м, $\mu_2=\mu_3=\mu_4=72.24 \cdot 10^5$ Нс/м, $\mu_5=68.23 \cdot 10^5$ Нс/м, $\mu_{z1}=265 \cdot 10^5$ Нс/м, $\mu_{z2}=\mu_{z3}=\mu_{z4}=185 \cdot 10^5$ Нс/м, $\mu_{z5}=174 \cdot 10^5$ Нс/м.

Принятые по расчетным данным параметры этажерки в серии УТРИИС-04:

$m_0^*=112700$; $m_1^*=149800$; $m_2^*=161800$; $m_3^*=161800$; $m_4^*=161800$; $m_5^*=127340$ Н·с²/м; $K_x^*=1.3 \cdot 10^9$ Н/м; $\delta_{11}=0.155 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{12}=\delta_{21}=0.155 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{13}=\delta_{31}=0.155 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{14}=\delta_{41}=0.155 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{15}=\delta_{51}=0.155 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{23}=\delta_{32}=0.98 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{24}=\delta_{42}=0.98 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{25}=\delta_{52}=0.98 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{34}=\delta_{43}=1.97 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{35}=\delta_{53}=1.97 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{45}=\delta_{54}=2.95 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{22}=0.98 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{33}=1.97 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{44}=2.95 \cdot 10^{-10}$; $\delta_{55}=3.93 \cdot 10^{-10}$ м/Н, $h=6.02$ м, $Q=87.52 \cdot 10^5$ Н, $\theta=493.1 \cdot 10^5$ Н·с²·м, $I=283.46$ м⁴, $k_{z1}=33.77 \cdot 10^{10}$ Н/м, $k_{z2}=k_{z3}=k_{z4}=k_{z5}=3.44 \cdot 10^{10}$ Н/м, $e=0.72$ м, $K_z=0.91 \cdot 10^9$ Н/м, $C_\phi=8 \cdot 10^7$ Н/м³, $\mu_1=93.9 \cdot 10^5$, $\mu_2=38.82 \cdot 10^5$, $\mu_3=27.38 \cdot 10^5$, $\mu_4=22.37 \cdot 10^5$, $\mu_5=17.19 \cdot 10^5$ Н·с/м, $\mu_{z1}=214 \cdot 10^5$ Н·с/м, $\mu_{z2}=\mu_{z3}=\mu_{z4}=71.27 \cdot 10^5$ Н·с/м, $\mu_{z5}=63.23 \cdot 10^5$ Н·с/м.

Уравнения (1) и (2) решены численно методом Рунге – Кутта с использованием программы Maple-12. Рассмотрены различные комбинации соединения этажей при разных значениях коэффициента вязкости μ , коэффициента жесткости упругой связи c и свойств взаимодействия фундамента с грунтом. Значения коэффициента вязкости μ для песка, согласно [11], можно принять ориен-

тировочно равными 300000 Н·с/м. В [12] отмечано, что изменение μ на несколько десятков, даже сотен единиц оказывает малое влияние на значения расчетных величин. С учетом этого в расчетах приняты величины μ в пределах 200000÷1000000 Н·с/м (рис. 5).

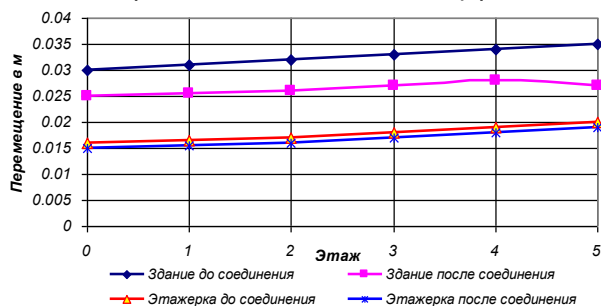


Рис.3. Перемещение этажей системы в горизонтальном направлении до и после соединения демпфером

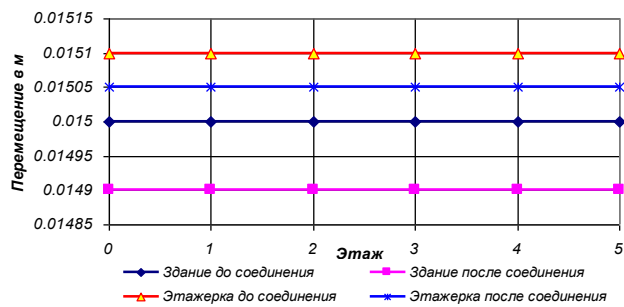


Рис.4. Перемещение этажей системы в вертикальном направлении до и после соединения демпфером

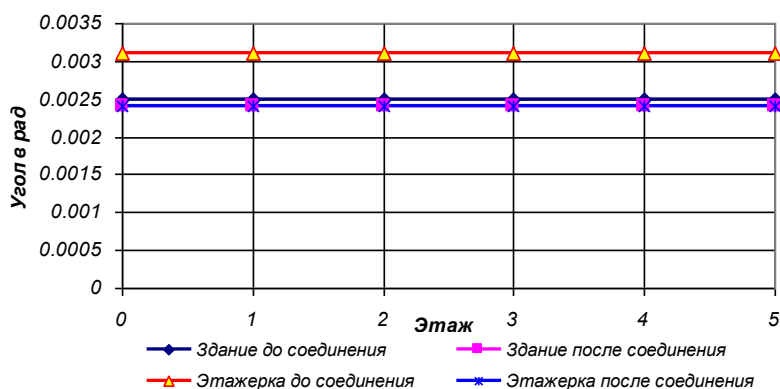


Рис.5. Угол поворота системы до и после соединения демпфером

В [10] указано на необходимость снижения возможности возникновения крутильных колебаний за счет уменьшения эксцентриситетов между центрами масс и жесткостей. Изменение эксцентриситета до 1 м практически мало влияет на перемещение этажей и зданий и этажерки.

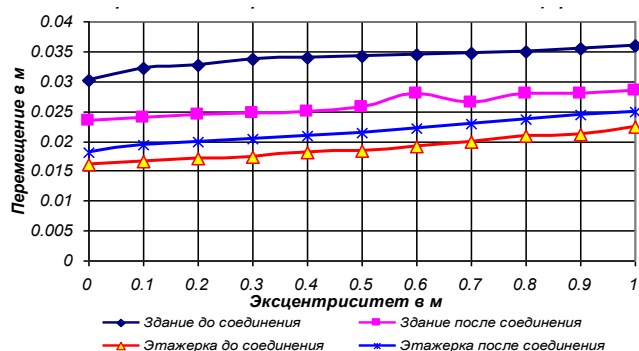


Рис.6. Перемещение пятого этажа крупнопанельного здания и каркасной этажерки до и после соединения демпфером

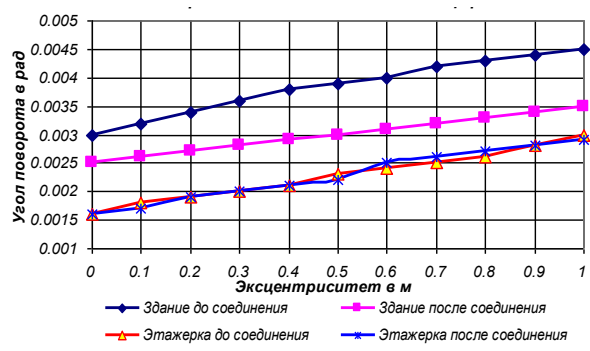


Рис.7. Угол поворота крупнопанельного здания и каркасной этажерки до и после соединения демпфером

На рис.6 – 7 приведены зависимости влияния эксцентриситета на угол поворота зданий. Как установлено, эта зависимость практически линейна.

На основе полученных расчетных данных и сравнения результатов, приведенных на рис. 3–7, можно сформулировать следующие выводы:

1. Соединение системы демпфером влияет только на значение горизонтальных перемещений этажей.
2. Угол поворота системы зависит от значения эксцентриситета. Его влияние на перемещение для здания оказалось не существенным, а для этажерки имеет значения.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Khojmetov G.H., Khodjimetov A.I., Yuvmitov A.S. Influence of Soil-foundation Interaction Properties on Oscillations of the System "Building-Building" and "Building- Stack-Like Structure // "World journal of mechanics". Vol. 5. 2015.
- [2] Коренев Б.Г., Резников Л.М. Динамические гасители колебаний (теория и технические предложения). М.: Наука, 1988. – 108 с.
- [3] Айзенберг Я.М. Сейсмоизоляция и адаптивные системы сейсмозащиты. М.: Наука, 1983. С.37 – 40, 139.
- [4] Рашидов Т., Хожметов Г. Вязко-упругие характеристики взаимодействия сооружения с грунтом // Механика полимеров Ташкент, 1973. № 2.
- [5] Patel C.C. & Jangid R.S. Seismic response of dynamically similar adjacent structures connected with viscous dampers // The IES Journal Part A: Civil & Structural Engineering, 3:1, 1-13. Department of Civil Engineering, Indian Institute of Technology Bombay, Powai, 2010.
- [6] Zhang WS, Xu YL. Vibration analysis of two buildings linked by Maxwell Model-defined Fluid Dampers // Journal of Sound and Vibration. Vol. 233. 2000. P. 775 – 796.
- [7] Баркан Д.Д. Динамика оснований и фундаментов. М.: Стройвоенмориздат, 1948. – 407 с.
- [8] Хожметов Г.Х., Ювмитов А.С. Колебания зданий, соединенных демпфером, при сейсмических воздействиях // Проблемы механики. Ташкент: Фан ва технология, 2012. № 4. С. 36 – 39.
- [9] Корчинский И.Л., Поляков С.В., Быховский В.А., Дузинкевич С.Ю., Павлик В.С. Основы проектирования зданий в сейсмических районах. М.: Госстройиздат, 1961. С. 319.
- [10] СНиП 2.01.03-96. Строительство в сейсмических районах. Ташкент, 1997.
- [11] Ляхов Г.М., Полякова Н.И. Волны в плотных средах и нагрузки на сооружения. М.: Недра, 1967. С. 231.
- [12] Khojmetov G.H., Yuvmitov A.S. Stress-strain state of the system «building - stack-like structure», connected with a damper under seismic effect // International scientific journal "Theoretical and Applied Sciences". Vol. 25. Lyon, France, 2015.

Ташкентский архитектурно-строительный институт

Дата поступления
14.06.2016

Г.Х. Хожметов, А.С. Ювмитов. Демпфер билан уланган ёнма-ён биноларнинг бир вақтнинг ўзида силжishi, буралиши ва вертикал тебранма ҳаракатларини ҳисобга олган ҳолда динамик характеристикаларини тадқиқ қилиши

Ушбу мақолада демпфер билан уланган "бино-этажерка" тизимининг сейсмик кучлар таъсирида бир вақтнинг ўзида силжishi, буралиши ва вертикал тебранма ҳаракати кўрилган. Сейсмик куч таъсирида демпфере билан уланган ва уланмаган ҳолларда "бино-этажерка" тизимининг динамик характеристикалари тадқиқ қилинган.

Г.Н. Khojmetov, A.S. Yuvmitov. Исследование динамических характеристик смежных зданий, соединенных демпфером с учетом колебания фундамента сопровождающегося одновременно поворотом, сдвигом и вертикальным перемещением

In this paper are considered seismic oscillations of the "building-stack-like structure" system which connected to each other by damper that is accompanied simultaneously with turn, shift and vertical moving. Dynamic characteristics of the system "building-stack-like structure" before and after connection by damper under the influence of seismic forces are researched.

УДК 624.012

В.А. ХОМЯКОВ, Е.Т. БЕСИМБАЕВ

СЕЙСМИЧЕСКАЯ БЕЗОПАСНОСТЬ ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ, РАСПОЛОЖЕННЫХ НА ГОРНЫХ СКЛОНАХ ЗАИЛИЙСКОГО АЛАТАУ

Республика Казахстан, в основном ее южная часть, относится к регионам, где геодинамические процессы проявляются особенно интенсивно, приобретая в ряде случаев катастрофические размеры. Это обусловлено высокой сейсмичностью территории, активностью склоновых процессов, резкой континентальностью климатических условий и значительными масштабами инженерно-хозяйственной деятельности. Типичными экзогенными процессами региона являются: эрозионно-селевые, просадочные и дефляционные, а также засоление и заболачивание земель.

Многообразие геолого-литологического строения района осложняется анизотропностью и микротрещиноватостью лёссовых массивов, что обуславливает более высокие фильтрационные свойства в вертикальном направлении (коэффициент фильтрации составляет 2 м/сут). Кроме того, отмечаются тонкие линзы песка и погребённые почвенные горизонты. Важно отметить, что при-

сутствием различных погребённых почв и горизонтальных прослоек, которые переслаивают общую толщу, осложняется процесс анализа геологического строения и выделения фактического числа инженерно- геологических элементов.

Изыскания в районе строительства международного комплекса лыжных трамплинов на склонах горы в ущелье Ремизовка (г. Алматы) показали такую неопределённость геологического строения. Здесь установлено, что в геологическом строении принимают участие нижнечетвертичные эолово-пролювиальные отложения, представленные лёссовидными суглинками (Q_I), верхнечетвертичные аллювиально-пролювиальные отложения ($арQ_{III}$), представленные галечниковыми грунтами, перекрытыми суглинками. Суглинки просадочные желтовато-бурого цвета, от твердой до тугопластичной консистенции, карбонатизированные, с глубины 25.0 – 28.0 м непросадочные. Суглинки вскрыты до глубины 40.0 м.

Погребённый почвенный слой вскрыт в суглинках, слагающих склон на глубинах 7.5 до 32.6 м. Мощность слоя погребённых почв составляет 0.2 – 3.2 м.

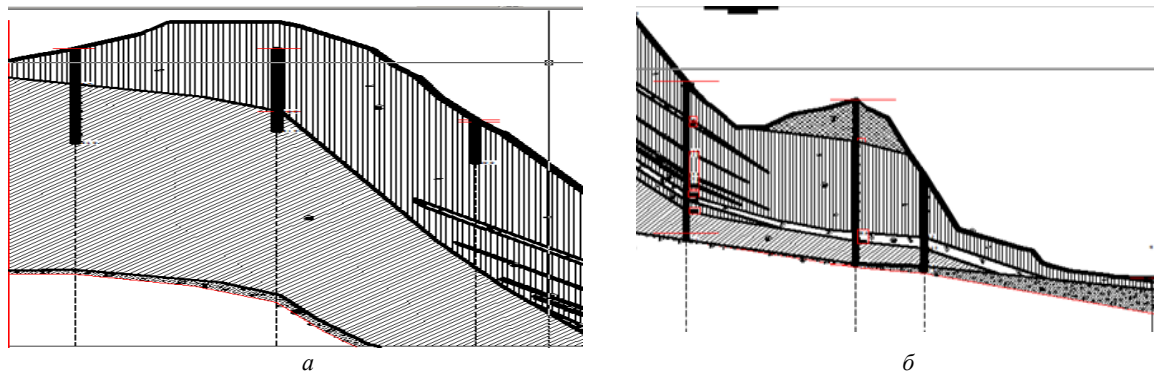


Рис.1. Геологический разрез склона горы ущелья Ремизовка (строительство международного комплекса лыжных трамплинов в г. Алматы, трамплин K125): *a* – начало разреза; *б* – продолжение разреза

На приведённых геологических разрезах (рис. 1, *a* и *б*) их хорошо видно, что погребённые почвы могут располагаться как одним слоем, так и несколькими рядами. Положение и протяжённость их определена условиями генезиса склона на протяжении весьма продолжительного времени. Поэтому важной задачей инженерно-геологических исследований является выявление расположения, протяжённости и физико-механических свойств грунтов, их формирующих. Как показывает практика, именно по погребённым почвам происходят начальные подвижки и развиваются оползневые процессы. Расчёт устойчивости склона в таких случаях рекомендуем проводить по следующей методике.

Предположим, что оползневые массы движутся по поверхности *abcde* породы (рис. 2). Для определения коэффициента устойчивости и величины оползневого давления весь оползающий массив разбивается на ряд отсеков таким образом, чтобы в пределах каждого отсека поверхность скольжения была плоской. Далее определяется вес каждого отсека G_i и раскладывается на нормальную и касательную составляющие к плоскости скольжения каждого отсека. Коэффициент устойчивости для всего сползающего массива *abede* а определяется по известной формуле

$$k_{st} = \frac{\sum_1^n T_{уд}}{\sum_1^n T_{слв}} = \frac{\sum_1^n N_i \operatorname{tg} \varphi_{прив} + c_{прив} L}{\sum_1^n T_i}, \quad (1)$$

где $c_{прив}$ и $\varphi_{прив}$ – приведённые значения параметров прочности, определяемые по значениям пиковой и остаточной прочности грунтов, для деформированных и недеформированных отсеков соответственно по следующим уравнениям:

$$\varphi_{прив} = \frac{\varphi_{пик} * l_{уст} + \varphi_{ост} * l_{деф}}{l_{уст} + l_{деф}}, \quad (2)$$

$$c_{прив} = \frac{c_{пик} * l_{уст} + c_{ост} * l_{деф}}{l_{уст} + l_{деф}}, \quad (3)$$

где $c_{тик}$ и $\varphi_{тик}$ – параметры прочности, соответствующие пиковой прочности грунтов в пределах устойчивого недеформированного участка; $c_{ост}$ и $\varphi_{ост}$ – параметры прочности, соответствующие остаточной прочности грунтов в пределах деформированного участка.

В предлагаемом методе расчёта устойчивости предполагается, что предельное состояние грунта наступает по сформировавшейся площадке сдвига в верхней части откоса. При этом смещение склона происходит не по всей длине плоскости сдвига, а на участке, равном $1/3 - 1/5$ высоты всей сдвигаемой зоны, где интенсивно формируются растягивающие напряжения. Это отмечается в [1, 2] по результатам полевого анализа деформированных склонов.

Для определения оползневого давления в условиях статики рассматривают условия равновесия отдельных отсеков оползня, взяв сумму проекций внешних сил на направление движения каждого отсека. Для удобства начинают рассмотрение с верхнего отсека, затем переходят к соседнему 2 и т. д.

Для отсека 1 рассматривают сумму проекций всех сил на плоскость скольжения ab , включая и неизвестное давление со стороны соседнего отсека 2, и приравнивают ее нулю. Таким образом, определяется величина реакции $E_{и}$, которая должна быть приложена к отсеку 1 со стороны отсека 2 по направлению ab , чтобы отсек 1 находился в равновесии. Величина E_1 и является определяемым оползневым давлением.

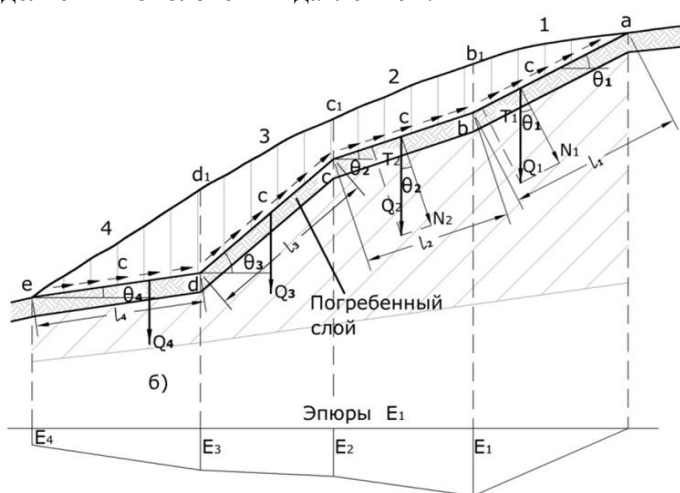


Рис. 2. Схема действия сил при расчёте устойчивости прислонённого откоса

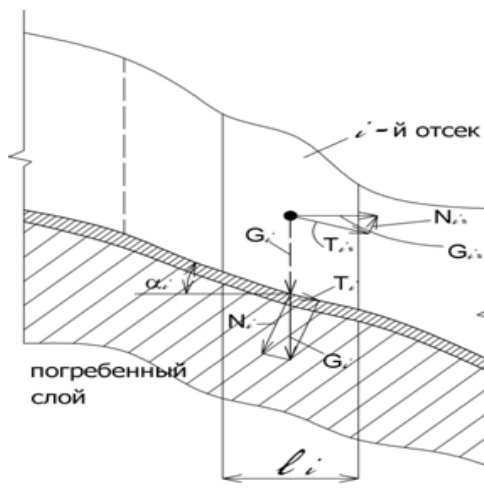


Рис. 3. Схема взаимодействия векторов усилий в отсеке грунтового массива при расчёте на сейсмические нагрузки

С учётом обозначений, указанных на рис. 2, имеем

$$E_1 + f_{нрив} N_1 + c_{нрив} l_1 - T = 0, \quad (4)$$

$$E_1 + f_{нрив} G_1 \cos \theta_1 + c_{нрив} l_1 - G_1 \sin \theta_1 = 0. \quad (5)$$

Отсюда

$$E_1 = G_1 \sin \theta_1 - f_{нрив} G_1 \cos \theta_1 - c_{нрив} l_1. \quad (6)$$

При рассмотрении равновесия отсека 2 необходимо учесть и действие силы E_1 , но с обратным знаком. Точно так же рассматривают условия равновесия для всех остальных отсеков. В общем случае для определения оползневого давления любого отсека оползня будет справедливо выражение

$$E_i = G_i \sin \theta_i - f_{нрив} G_i \cos \theta_i - c_{нрив} l_i + E_{i-1}, \quad (7)$$

где E_{i-1} – проекция оползневого давления предыдущего отсека на направление скольжения рассматриваемого отсека.

Сейсмическое воздействие учитывается введением в расчёт в пределах рассматриваемого откоса грунтового массива дополнительных горизонтальных сил, которые определяются умножением веса грунта на коэффициент k_{hf} . Значения коэффициента k_{hf} , учитывающего сейсмическое воздействие на сдвигающийся отсек грунтового массива, в соответствии с [3] принимается равным 0.05; 0.075 и 0.15 соответственно для расчётной сейсмичности 7, 8 и 9 баллов.

Поскольку большая часть территории прилавковой зоны Алматы и области расположена в районах с расчётной сейсмичностью 10 баллов, то произведение AK_1 рекомендуется принимать равным 0.32.

Равнодействующая сила веса грунта G_i и горизонтальной силы сейсмического воздействия G_i^* определяется по формуле

$$G_{si} = \sqrt{1 + k_{hf}^2} \cdot G_i \quad (8)$$

Определение сдвигающих и удерживающих сил, действующих в пределах выделенного отсека, (рис. 3), следует выполнять с использованием следующих выражений:

$$T_{сов} = G_1 \sin \alpha + G_{si} \cos \alpha ; \quad (9)$$

$$T_{уд} = (G_i \cos \alpha - G_{si} \sin \alpha) \operatorname{tg} \varphi + c_i l_i. \quad (10)$$

Используя формулы (1) – (10) и определив величину оползневое давление для отдельных отсеков оползня, по полученным данным можно построить эпюру оползневых давлений, необходимую для выбора по длине оползня места заложения подпорного сооружения, которое рационально расположить в сечении с минимумом E_i . Умножив величину оползневое давление на коэффициент запаса k_{st} , можно получить расчётное давление на поддерживающее сооружение.

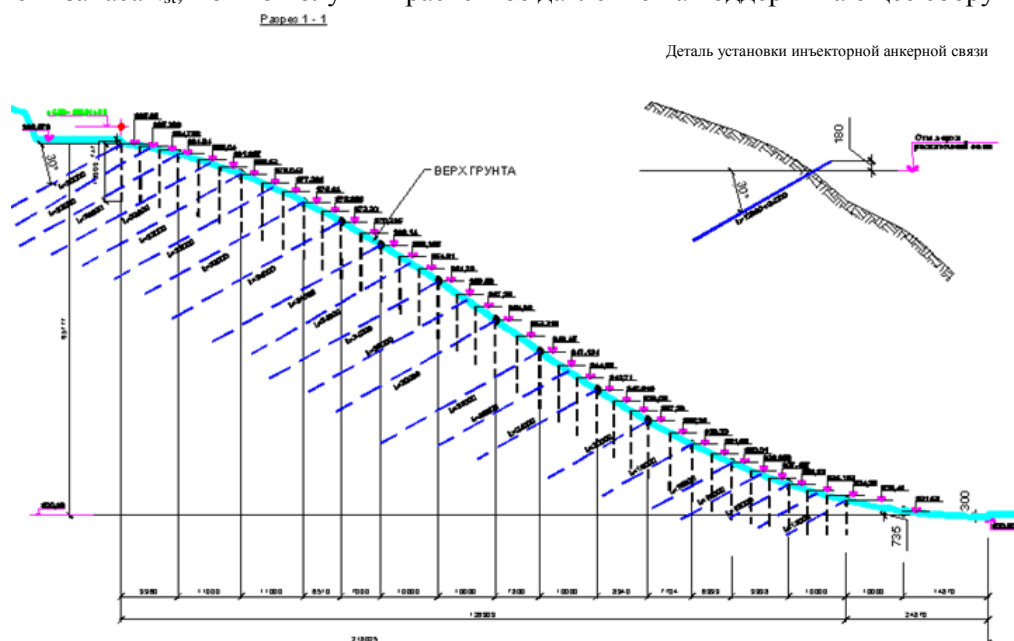


Рис. 4. Усиление склона трамплина раскатанными скважинами и грунтовыми анкерами типа «Титан»

При неустойчивом состоянии склона на сейсмические воздействия следует предусмотреть инженерные мероприятия по обеспечению устойчивости склона [3, 4]. Так, на комплексе лыжных трамплинов усиление склона выполнено двумя способами. Просадочная толща закреплена вертикальными раскатанными сваями диаметром 250 мм, а общая устойчивость обеспечена грунтовыми анкерами типа «Титан» длиной до 36 м (рис. 4).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Тейлор Д. В. Основы механики грунтов. М.: Госстройиздат. – 345 с.
- [2] Бишоп А. У. Параметры прочности при сдвиге ненарушенных и перемятых образцов грунта // Механика. Новое в зарубежной науке. Определяющие законы механики грунтов. М.: Мир, 1975.
- [3] Основания, фундаменты и подземные сооружения / Горбунов-Посадов М.И., Ильичев В.А., Крутов В.И. и др.; Под общ. ред. Сорочана Е.А., Трофименкова Ю.Г. М.: Стройиздат, 1985. – 480 с.
- [4] Гинзбург Л. Н. Противооползневые удерживающие конструкции. М.: Стройиздат, 1979.

**АНАЛИЗ ЗАВИСИМОСТИ ТЕОРЕТИЧЕСКИХ КРИВЫХ НЕЛИНЕЙНОГО
ОПРЕДЕЛЯЮЩЕГО СООТНОШЕНИЯ ДЛЯ СТАРЕЮЩИХ
ВЯЗКОУПРУГОПЛАСТИЧНЫХ МАТЕРИАЛОВ ОТ МАТЕРИАЛЬНЫХ ПАРАМЕТРОВ
И УЧЁТ ВЛИЯНИЯ ТЕМПЕРАТУРЫ**

Продолжен качественный анализ определяющего соотношения (ОС), связывающего истории тензоров напряжений и деформаций для описания изотермических реологических процессов в стареющих вязкоупругопластичных материалах, проявляющих нелинейные наследственные свойства и высокую чувствительность к скорости нагружения [1].

В одномерном случае определяющее соотношение, построенное в [1], выражает деформацию $e(t)$ через историю изменения (безразмерного) напряжения $s(t)$, $0 \leq t \leq t$ и его производной ($s(t)$ предполагается неубывающей кусочно-непрерывно дифференцируемой положительной функцией безразмерного времени). Деформация $e(t)$ строится в виде результата композиции трёх независимых нелинейных операторов f^* , C и g^* , действующих по схеме $s(t) \mapsto \sigma(t) \mapsto \varepsilon(t) \mapsto e(t)$:

$$\sigma(t) = f(s(t)), \varepsilon(t) = C\sigma, e(t) = g(\varepsilon(t)), \quad (1)$$

$$C\sigma = V\sigma(t)^\alpha t^\beta (S_{q,\chi,\omega_1}[\sigma, \dot{\sigma}])^\xi (Lp, \omega_0[\sigma])^{-\eta}, \quad (2)$$

где $V, \alpha, \beta, p, q, \omega_0, \omega_1, \chi, \zeta, \eta$ – материальные параметры (они могут зависеть от температуры); $f(x)$ и $g(x)$, $x > 0$ – материальные функции. На материальные параметры (МП) налагаются минимальные априорные ограничения технического характера: $V, \alpha, \beta, p, q > 0$, $\chi \in [0; 1]$, $f(x)$ и $g(x)$ предполагаются неубывающими положительными функциями с кусочно-непрерывными производными (в [1] показано, как их можно определить по экспериментальным кривым ползучести и диаграммам деформирования материала). Необходимые дополнительные ограничения (3) на МП ОС (1) феноменологического характера, обеспечивающие качественно верное моделирование характерных особенностей механического поведения материалов (типичных свойств кривых деформирования, ползучести, релаксации, длительной прочности), выведены в [1].

Реологический оператор (2) отображает историю квазинатяжения $\sigma(t)$, $0 \leq t \leq t$ (текущее значение $\sigma(t)$ связано с напряжением $s(t)$ в тот же момент функцией f), в квазидеформацию $\varepsilon(t)$, по которой находится деформация $e(t) = g(\varepsilon(t))$. В определение C входят интегральные операторы L_{p,ω_0} и S_{q,χ,ω_1} , отображающие $\sigma(t)$ в следующие функции переменной $t > 0$:

$$L_{p,\omega_0}[\sigma] = \left(\int_0^t |\sigma(\tau)\tau^{\omega_0}|^p d\tau \right)^{1/p}, \quad S_{q,\chi,\omega_1}[\sigma, \dot{\sigma}] = \left(\int_0^t \tau^{\omega_1 q} (\chi |\sigma(\tau)|^q + (1-\chi) |\dot{\sigma}(\tau)|^q) d\tau \right)^{1/p}.$$

Они задают семейства снабжённых специальными весовыми множителями норм (квазинорм при $p, q \in (0; 1)$) пространств Лебега $L_p[0; t]$ и Соболева $W_q^1[0; t]$, зависящих от параметра $t > 0$. Параметр $\chi \in [0; 1]$ позволяет регулировать относительную величину вкладов $\sigma(\tau)$ и $\dot{\sigma}(\tau)$ в значение оператора $S_{q,\chi,\omega_1}[\sigma, \dot{\sigma}]$. Степенные множители τ^{ω_1} , τ^{ω_0} и t^β позволяют учитывать процесс старения и накопления повреждённости, регулировать показатели асимптотики функций $\varepsilon(t)$ при $t \rightarrow +0$ и $t \rightarrow \infty$ и моделировать эффект затухания памяти материала (при $\omega_i > 0$), т.е. обеспечить независимость асимптотического поведения теоретических кривых релаксации и ползучести при $t \rightarrow \infty$ от конкретного закона изменения деформации (или напряжения) в стадии перехода от нулевого до заданного постоянного значения на любом конечном интервале времени [1, 2].

Цель введения в ОС (1) оператора S_{q,χ,ω_1} , явно учитывающего историю скорости нагружения, – моделирование стареющих вязкоупругопластичных материалов, обладающих выраженной нелинейной наследственностью и высокой чувствительностью к скорости нагружения, в частности, многих полимеров, композитов, асфальтобетонов, твёрдых топлив, углеродных и керамических материалов при достаточно высоких температурах. ОС (1) представляется перспективным

для описания поведения металлов и сплавов с мелкозернистой структурой в состоянии сверхпластичности (когда проявляется способность материалов к очень большой пластической деформации в условиях сильной зависимости напряжения течения от скорости деформации). Положив $\xi=0$, можно исключить S_{q,ω_1} из ОС (количество МП уменьшится до шести). В этом случае аналитически получено точное обращение ОС (1) [1]. Родственные для ОС (1) с $\xi=0$ соотношения рассматривались в работах [3 – 6] и др. Все они определяют напряжение через историю деформации, содержат меньше МП и МФ и имеют более узкую область применимости.

ОС (1) содержит две материальные функции одного вещественного аргумента и десять МП (зависящих от температуры). Несмотря на обилие параметров, удалось довольно глубоко исследовать это соотношение и следствия из него аналитическими средствами [1]. Выведены уравнения семейств квазистатических теоретических кривых деформирования, релаксации, ползучести, кривых ползучести с произвольной начальной стадией нагружения и при ступенчатом нагружении, кривых длительной прочности, аналитически исследованы зависимости их свойств от всех материальных параметров и функций. Введение второй МФ g даёт дополнительную степень свободы в описании результатов испытаний материала и позволяет добиться автономного управления формой кривых ползучести и диаграмм деформирования (это не возможно для ОС с одной МФ, рассмотренных в [3 – 6]) и позволяет адекватно моделировать поведение материалов с кривой ползучести произвольной формы (в частности, имеющей все три характерные стадии: замедляющейся, установившейся и ускоряющейся ползучести) [1], в том числе тех, механические свойства которых существенно зависят от времени в силу нарастания поврежденности или структурных превращений.

Анализ зависимостей свойств теоретических кривых модели от её материальных параметров позволил обнаружить необходимые ограничения на материальные параметры и функции, обеспечивающие качественно адекватное описание поведения широкого класса материалов (т.е. гарантированное воспроизведение типичных качественных свойств экспериментальных квазистатических кривых деформирования, ползучести, релаксации, длительной прочности класса вязкоупругопластичных материалов), список (не) моделируемых эффектов и индикаторов области применимости ОС (1). Из общих качественных механических свойств материалов, наблюдаемых в опытах, выведена система необходимых (и достаточных) дополнительных ограничений на МП ОС (1):

$$d > 0, \quad N \geq 0, \quad -\mu_0 p > N, \quad -\mu_1 q > N, \quad -N / d > m^*, \quad \xi \geq 0, \quad \eta \leq 0, \quad 0 < \alpha \leq 1, \quad (3)$$

где $d = \alpha + \xi - \eta$, $N = \beta + \eta \mu_0 - \xi \mu_1$, $\mu_0 = -\omega_0 - p^{-1}$, $\mu_1 = -\omega_1 - p^{-1}$, $m^* = \max\{\mu_0, \mu_1\}$ – ключевые параметры ОС (1), входящие в уравнения теоретических кривых деформирования, релаксации, ползучести и длительной прочности. Каждое из этих ограничений возникает при рассмотрении нескольких различных аспектов поведения материала (например, для обеспечения убывания и выпуклости вниз теоретических кривых релаксации, возрастания кривых ползучести $\varepsilon(t, \bar{s})$ по времени и уровню напряжения $\bar{s} > 0$, затухания памяти, возрастания диаграмм деформирования $s = s(\alpha, \varepsilon)$ ОС (1) с постоянной скоростью деформирования α по обоим аргументам, убывания кривой длительной прочности $t^* = (\sigma)$ и т.п.). Это свидетельствует о высокой степени внутренней согласованности модели.

Детально исследовано (в общем виде), как меняются (возрастают или убывают) важнейшие числовые характеристики основных теоретических кривых ОС (1) (касательный модуль диаграммы деформирования, коэффициенты кривой ползучести и координаты её характерных точек, отношение предельного значения кривой релаксации $\sigma_\infty(\bar{\varepsilon})$ к её максимальному значению и т.п.) при изменении каждого из параметров модели и, прежде всего, управляющих параметров d , N , μ_0 , μ_1 , m^* . Изучена зависимость асимптотики кривых ползучести при $t \rightarrow \infty$ и скорости затухания памяти (о начальной стадии нагружения) от параметров ОС (1), выяснено, какие МП влияют на них и как именно.

Результаты проведённого качественного анализа положены в основу методики идентификации и верификации определяющего соотношения по результатам испытаний материала на ползучесть и деформирование с постоянной скоростью нагружения [1].

В предположении, что влияние температуры (при изотермических процессах) можно учесть, если считать материальные параметры модели известными функциями температуры, получены условия, которые нужно наложить на эти функции, чтобы обеспечить непротиворечивость модели. Это означает, что с ростом температуры соответствующие изменения материальных параметров должны обеспечивать качественно согласованное изменение основных теоретических кривых ОС (1), т. е. уменьшение жёсткости материала (смещение диаграмм деформирования ОС (1) вниз, уменьшение касательного модуля), повышение скорости ползучести и релаксации (смещение кривых ползучести ОС (1) вверх, а кривых релаксации – и вниз), снижение длительной прочности и т.п.

Чтобы проверить соблюдение этих требований, были аналитически исследованы зависимости основных теоретических кривых ОС (1) и их важнейших характеристик от каждого параметра и выявлены условия, при которых они меняются согласованно в описанном выше смысле. Полученные из этих соображений ограничения на определяющие параметры модели обеспечивают непротиворечивость предложенной модели и, кроме того, упрощают методику определения материальных параметров модели по данным испытаний материалов при разных температурах.

Результаты проведённого анализа делают возможной быструю интерактивную настройку определяющего соотношения на конкретные экспериментальные данные: известно, какие параметры надо увеличивать или уменьшать, чтобы сдвинуть теоретические кривые деформирования, ползучести, релаксации в нужную сторону и придать им требуемую форму. Кроме того, этот анализ помогает выбрать те параметры модели, которые могут зависеть от температуры, и те, которые удобно считать от неё не зависящими (чтобы впоследствии, проанализировав количественные данные испытаний, выбрать способы аппроксимации зависимостей параметров от температуры).

Систематическое изучение свойств ОС (1) показало, что оно позволяет адекватно моделировать не только отдельные эффекты реологического поведения вязкоупругопластичных материалов, но и целый их комплекс: зависимость деформации от напряжения и скорости его изменения, релаксацию, ползучесть, зависимость скорости ползучести от уровня напряжения, длительную прочность, затухание памяти материала и скорость этого затухания.

Подобный качественный анализ основных теоретических кривых, порождаемых ОС, – важная стадия аттестации любого определяющего соотношения для вязкоупругопластичных материалов [2, 6, 7], необходимая стадия разработки способов его идентификации, верификации, настройки и численной реализации, создания своеобразного технического паспорта-руководства модели.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Хохлов А. В. Определяющее соотношение для реологических процессов с известной историей нагружения. Кривые ползучести и длительной прочности // Изв. РАН. МТТ. 2008. № 2. С. 140–160.
- [2] Хохлов А. В. Кривые релаксации и ползучести с произвольной монотонной начальной стадией нагружения и затухание памяти в линейной теории вязкоупругости // Упругость и неупругость. Тр. Междунар. симпоз., посвященного 105-летию со дня рождения А.А. Ильюшина. М.: МГУ, 2016. С. 420–424.
- [3] Fitzgerald J. E., Vakili J. Nonlinear Characterization of Sand-asphalt Concrete by Means of Permanent-memory Norms // Experimental Mechanics. Vol.13. 1973. №12. P. 504–510.
- [4] Зеэин Ю. П., Малинин Н. И. Экспериментальная проверка концепции Фицджеральда о незатухающей памяти наполненных полимеров // Изв. АН СССР. МТТ. 1977. №3. С. 125–129.
- [5] Басалов Ю. Г., Кузнецов В. Н., Шестериков С. А. Определяющие соотношения для реономного материала // Изв. РАН. МТТ. 2000. №6. С. 69–81.
- [6] Хохлов А. В. Определяющее соотношение для реологических процессов: свойства теоретических кривых ползучести и моделирование затухания памяти // Известия РАН. МТТ. 2007. № 2. С. 147–166.
- [7] Хохлов А. В. Свойства кривых ползучести и длительной прочности, порождаемых нелинейной теорией наследственности Ю.Н. Работнова. Отчёт о НИР № 5288. НИИ механики МГУ. 2015. –74 с.

ЧИСЛЕННОЕ РЕШЕНИЕ ЗАДАЧИ ФИЛЬТРАЦИИ ДВУХКОМПОНЕНТНЫХ СУСПЕНЗИЙ В ПОРИСТОЙ СРЕДЕ

Реальные суспензии, как правило, являются многокомпонентными. Фракции суспензии, т.е. взвешенные в несущей фазе твердые частицы, могут отличаться геометрическими (полидисперсность), физико-химическими (плотность, степень гидрофильности поверхности и др.), электрокинетическими и другими свойствами [1 – 3]. В [1] предложена модель фильтрации двухкомпонентных суспензий с образованием вымываемого и невымываемого осадков. В [4] предложена математическая модель, описывающая процесс фильтрации суспензий, дисперсная фаза которых состоит из двух различных (геометрически) частиц. В отличие от [4] приведем более общую схему заполнения порового пространства с образованием двух видов осадка, имеющих различные структуры. Учитываются эффекты образования неподвижных жидкостей, связанных с осадками. Используются также более обобщенные кинетики массообмена между жидкостями, частицами двух типов в подвижной жидкости и осадках.

Используем схему заполнения порового объема подвижной жидкостью (двухкомпонентной суспензией) и осадком. Насыщенность порового объема несущей фазой суспензии обозначим через S_1 , а частицами в несущей фазе – S_2 . Поскольку суспензия двухкомпонентная, в зависимости от концентрации частиц первого и второго типа S_2 состоит из суммы (рисунок)

$$S_2 = S_{21} + S_{22}, \quad (1)$$

где S_{21} , S_{22} – насыщенности частицами первого и второго типов соответственно.

Предположим, что частицы первого и второго видов образуют осадки различных структур, имеющие пористости ε_1 и ε_2 . Это означает, что объемы неподвижной, связанной с осадком жидкости и частиц в двух осадках, будут различными. Следовательно, насыщенности среды неподвижной жидкостью в осадке S_3 и частицами осадка S_4 также состоят из двух частей:

$$S_3 = S_{31} + S_{32}, \quad (2)$$

$$S_4 = S_{41} + S_{42}, \quad (3)$$

где S_{31} , S_{32} – насыщенность неподвижной жидкостью в осадках первого и второго видов соответственно; S_{41} , S_{42} – насыщенности среды частицами в осадках первого и второго видов соответственно.

Для всего порового объема выполняется условие

$$\sum_{k=1}^4 S_k = 1, \quad (4)$$

означающее полное заполнение среды рассматриваемыми фазами, где S_{23} , S_3 , S_4 определены в (1) – (3).

Отметим, что для однокомпонентных суспензий такая схема заполнения порового объема использована в [5].

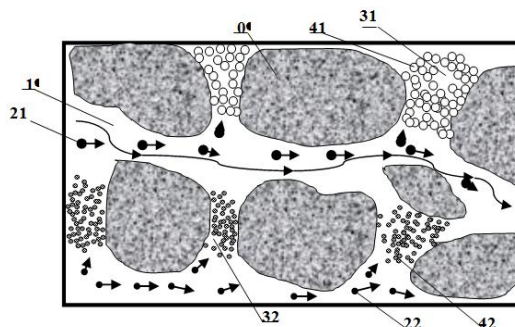


Рис. 1. Схема заполнения порового объема при фильтрации: 0 – зерна скелета среды; 1 – несущая фаза подвижной суспензии; 21, 22 – подвижные частицы первого и второго видов; 31, 32 – неподвижная жидкость в осадках первого и второго видов; 41, 42 – частицы первого и второго видов в осадках

В процессе фильтрации суспензии наряду с осаждением частиц, т.е. переходом от мобильного состояния в неподвижное, из несущей фазы суспензии часть жидкости также переходит в неподвижное состояние, связанное с осадками. Часть осажденных частиц может переходить в подвижное состояние, т.е. из осадка вернуться в подвижную суспензию. Плотности потоков жидкости и частиц между различными составляющими среды, характеризующие массообмен, определяются, исходя из феноменологических соображений. В соответствии со схематизацией процесса (см. рисунок) вводим следующие плотности потоков: $J_{1,31}$, $J_{1,32}$ – плотности потоков жидкости из подвижной суспензии в осадки первого и второго видов соответственно; $J_{21,41}$ – плотность потока частиц первого вида из подвижной суспензии в осадок первого вида; $J_{41,21}$ – плотность потока частиц из осадка первого вида в подвижную суспензию; $J_{22,42}$ – плотность потока частиц второго вида из подвижной суспензии в осадок второго вида; $J_{42,22}$ – плотность потока частиц из осадка второго вида в подвижную суспензию.

Механизм переноса жидкости и частиц при фильтрации суспензии определяется конвекцией и массообменом между фазами, а в осадках, т.е. в неподвижной части среды, – только массообменом между фазами.

Тогда система уравнений, описывающих изменение насыщенностей, исходя из принципов механики многофазных систем [6], может быть представлена в следующем виде:

$$m_0 \frac{\partial S_1}{\partial t} = -\operatorname{div}((1-c)\vec{U}) - J_{1,31} - J_{1,32}, \quad (5)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{21}}{\partial t} = -\operatorname{div}(c_1\vec{U}) - J_{21,41} + J_{41,21}, \quad (6)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{22}}{\partial t} = -\operatorname{div}(c_2\vec{U}) - J_{22,42} + J_{42,22}, \quad (7)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{31}}{\partial t} = J_{1,31}, \quad (8)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{32}}{\partial t} = J_{1,32}, \quad (9)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{41}}{\partial t} = J_{21,41} - J_{41,21}, \quad (10)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{42}}{\partial t} = J_{22,42} - J_{42,22}, \quad (11)$$

где m_0 – пористость среды; c – общая объемная концентрация частиц в подвижной суспензии, состоящая из концентрации частиц первого c_1 и второго c_2 типа, т.е. $c=c_1+c_2$, \vec{U} – скорость фильтрации суспензии.

Концентрации частиц в суспензии определяются через насыщенности следующим образом:

$$c_1 = \frac{S_{21}}{S_1 + S_2} = \frac{S_{21}}{S_1 + S_{21} + S_{22}}, \quad (12)$$

$$c_2 = \frac{S_{22}}{S_1 + S_2} = \frac{S_{22}}{S_1 + S_{21} + S_{22}}, \quad (13)$$

$$c = \frac{S_2}{S_1 + S_2} = \frac{S_{21} + S_{22}}{S_1 + S_{21} + S_{22}}. \quad (14)$$

Скорость фильтрации определяется законом Дарси, который принимается в следующем виде:

$$\vec{U} = -\frac{k(S_1, S_2)}{\mu(c)} \frac{\partial p}{\partial x}, \quad (15)$$

где $k(S_1, S_2)$ – проницаемость среды в проточных порах; $\mu(c)$ – вязкость суспензии.

Суммируя все уравнения (5) – (11) и учитывая (4), (12) – (15), получим

$$\operatorname{div} \vec{U} = 0$$

или

$$\operatorname{div}\left(\frac{k(S_1, S_2)}{\mu(c)} \operatorname{grad} p\right) = 0. \quad (16)$$

Принимаются следующие выражения для $k(S_1, S_2)$ и $\mu(c)$ [5]:

$$k(S_1, S_2) = k_0 \left(1 - \sqrt{1 - (S_1 + S_2)}\right)^3, \quad (17)$$

$$\mu(c) = \mu_0 \left(1 + \frac{5}{2} c\right), \quad (18)$$

где k_0 – проницаемость среды при фильтрации чистой (без частиц) жидкости; μ_0 – вязкость несущей фазы суспензии.

Аналогично [5] определим выражения для плотностей потоков жидкости и частиц:

$$J_{21,41} = \alpha_1 c_1, \quad \alpha_1 = \alpha_{s_1} + \alpha_{d_1} U, \quad (19)$$

$$J_{41,21} = \beta_1 S_{41}, \quad \beta_1 = \beta_{s_1} + \beta_{d_1} |\nabla p|, \quad (20)$$

$$J_{22,42} = \alpha_2 c_2, \quad \alpha_2 = \alpha_{s_2} + \alpha_{d_2} U, \quad (21)$$

$$J_{42,22} = \beta_2 S_{42}, \quad \beta_2 = \beta_{s_2} + \beta_{d_2} |\nabla p|, \quad (22)$$

где $\alpha_{s_1}, \alpha_{s_2}, \beta_{s_1}, \beta_{s_2}, \alpha_{d_1}, \alpha_{d_2}, \beta_{d_1}, \beta_{d_2}$ – постоянные.

В отличие от [5] здесь коэффициенты в выражениях для плотностей потоков каждой компоненты суспензии определены отдельно, что означает разные массообменные свойства осадков разных видов с подвижной суспензией. Таким образом, в (19) – (22) в общем случае $\alpha_1 \neq \alpha_2, \beta_1 \neq \beta_2$, означающее, что кинетики осаждения и отрыва частиц из осадков для двух видов частиц разные.

Плотности потока жидкости из суспензии в осадки первого и второго видов определяем как

$$J_{1,31} = \frac{\varepsilon_1}{1 - \varepsilon_1} (J_{21,41} - J_{41,21}), \quad (23)$$

$$J_{1,32} = \frac{\varepsilon_2}{1 - \varepsilon_2} (J_{22,42} - J_{42,22}). \quad (24)$$

Рассмотрим одномерный случай. Тогда (16) примет вид

$$\frac{\partial}{\partial x} \left(\Omega(S_1, S_2) \frac{\partial p}{\partial x} \right) = 0, \quad (25)$$

$$\Omega(S_1, S_2) = \frac{k(S_1, S_2)}{\mu(c)},$$

что представляет собой уравнение для определения давления. В выражении $\Omega(S_1, S_2)$ используются $k(S_1, S_2)$ и $\mu(c)$, определенные в (17), (18).

В одномерном случае система уравнений (5) – (11) записывается в виде

$$m_0 \frac{\partial S_1}{\partial t} = -U \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{S_1}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right) - J_{1,31} - J_{1,32}, \quad (26)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{21}}{\partial t} = -U \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{S_{21}}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right) - J_{21,41} + J_{41,21}, \quad (27)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{22}}{\partial t} = -U \frac{\partial}{\partial x} \left(\frac{S_{22}}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right) - J_{22,42} + J_{42,22}, \quad (28)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{31}}{\partial t} = J_{1,31}, \quad (29)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{32}}{\partial t} = J_{1,32}, \quad (30)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{41}}{\partial t} = J_{21,41} - J_{41,21}, \quad (31)$$

$$m_0 \frac{\partial S_{42}}{\partial t} = J_{22,42} - J_{42,22}. \quad (32)$$

Пусть первоначально полубесконечная среда была заполнена жидкостью без частиц. Поток суспензии создается заданием либо перепада давления, либо самого потока. На бесконечности сохраняется первоначальное давление, которое в данном случае принимается как нулевое. В (25) давление неявно зависит от времени и поэтому задается его начальное распределение. Тогда начальное и граничные условия могут быть заданы в виде

$$p(0, x) = 0, \quad p(t, 0) = p_0, \quad p(t, \infty) = 0, \quad (33)$$

где p_0 – заданное постоянное давление.

Поскольку первоначально среда заполнена чистой (без частиц) жидкостью, начальные условия для насыщенностей принимаются в виде

$$S_1(0, x) = 1, \quad S_{21}(0, x) = S_{22}(0, x) = 0, \quad S_{31}(0, x) = S_{32}(0, x) = 0, \quad S_{41}(0, x) = S_{42}(0, x) = 0. \quad (34)$$

Пусть подаваемая в среду двухкомпонентная суспензия имеет постоянные концентрации частиц обоих видов. Тогда в $x=0$ задаются условия $c_1 = c_{10}$, $c_2 = c_{20}$, где $c_{10} = \text{const}$, $c_{20} = \text{const}$. Эти условия выражаются через насыщенности следующим образом:

$$\left. \frac{S_{21}}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right|_{x=0} = c_{10}, \quad (35)$$

$$\left. \frac{S_{22}}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right|_{x=0} = c_{20}. \quad (36)$$

В соответствии с (35), (36) задается еще условие

$$\left. \frac{S_1}{S_1 + S_{21} + S_{22}} \right|_{x=0} = 1 - c_{10} - c_{20}. \quad (37)$$

Приведенная выше задача решается в следующей последовательности. Сначала решается уравнение (25) при условиях (33) и определяется распределение давления. Из закона Дарси

$$U = - \frac{k(S_1, S_2)}{\mu(c)} \frac{\partial p}{\partial x}$$

с учетом (17), (18) определяется скорость фильтрации U , что, исходя из (16), не должна зависеть от x . Далее решается система уравнений (26) – (32) относительно насыщенностей при условиях (34) – (37) с учетом выражений для плотностей потоков (19) – (24).

Задачи (25) – (37) решаются методом конечных разностей [7].

Результаты расчетов показывают, что по мере поступления суспензии в среду насыщенность S_1 постепенно уменьшается, а насыщенности всех остальных фаз и компонентов увеличиваются. За счет роста фильтрационного сопротивления среды из-за осаждения частиц и образования осадка с определенной структурой происходят неравномерное распределение давления по длине среды, уменьшение проницаемости среды. Концентрационные профили продвигаются в направлении движения жидкости. Общий объем осадка (сумма осадков двух видов) также увеличивается с увеличением времени и его зона расширяется.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Веницианов Е. В., Рубинштейн Р. Н. Динамика сорбции из жидких сред. М.: Наука, 1983. – 237 с.
- [2] Федоткин И. М. Математическое моделирование технологических процессов. Киев: Выща школа, 1988. – 416 с.
- [3] Elimelech M., Gregory J., Jia X., Williams R. A. Particle deposition and Aggregation. Measurement, Modeling and Simulation. Butterworth – Heynemann, 1995.
- [4] Голубев В. И., Михайлов Д. Н. Моделирование динамики фильтрации двухчастичной суспензии через пористую среду // Труды МФТИ. 2011. Т. 3. № 2. С. 143–147.
- [5] Носков М. Д., Зайцева М. С., Истомина А. Д., Лукашевич О. Д. Математическое моделирование работы скорых фильтров // Вестник ТГАСУ. 2008. № 2. С. 126–137.
- [6] Нигматуллин Р. И. Динамика многофазных сред. Ч. 1. М.: Наука, 1987. – 464 с.
- [7] Самарский А. А. Теория разностных схем. М. Наука, 1989. – 616 с.

Б.Х. Хужаёров, Ж.М. Махмудов, У.Ж. Сайдуллаев. Иккикомпонентли суспензиянинг говак муҳитда сизиши масаласини сонли ечилиш

Говак муҳитда структураси ва хоссалари жиҳатидан бир-биридан фарқ қилувчи икки турдаги чўкма ҳосил қилувчи иккикомпонентли суспензия сизиши масаласи сонли ечилган. Ҳисоблаш тажрибалари асосида суяқлик ва зарралар оқими зичлиги параметрларининг чўкмалар хоссаларига ва сизиши характеристикаларига таъсири баҳоланган.

V.Kh. Khuzhayorov, J.M. Mahmudov, U.J. Saydullayev. Numerical solution of two-componental suspensions problem in a porous medium

In the paper a filtration problem of two-componental suspensions in a porous medium is numerically solved. In the porous medium two deposits with different structures and properties are formed. On the basis of computational experiments influence of parameters in flow rates for liquid and particles on filtration characteristics and deposits properties is estimated.

УДК 624.13

Б.Э. ХУСАНОВ, Б.Б. РИХСИЕВА

ОБ ОДНОЙ МОДЕЛИ СТРУКТУРНО-НЕУСТОЙЧИВЫХ ГРУНТОВ ПРИ СДВИГОВЫХ ДЕФОРМАЦИЯХ

В природе существуют так называемые структурно-неустойчивые среды, которые при увлажнении и внешних механических воздействиях меняют свои структурные связи, что обуславливает существенное снижение, их физико-механических свойств: значительное увеличение деформируемости; уменьшение прочности и т.д. К структурно-неустойчивым средам можно отнести некоторый класс грунтов: лёссовые макропористые грунты, структура которых нарушается при увлажнении под нагрузкой; илы и чувствительные глины, деформационные и прочностные свойства которых значительно снижаются при нарушении их естественной структуры. При оценке прочности структурно-неустойчивых грунтов как оснований или среды определяют основные показатели их физико-механических свойств и при ненарушенной (природной), и после полного нарушения структуры в результате внешнего воздействия [1].

Для описания напряженно-деформированного состояния (НДС) грунта при сдвиге его уравнение записывается в форме [2]

$$S_{ij} = \psi_{ij}(e_{kl}) \quad \text{или} \quad S_{ij} = G(e_{kl}) e_{ij}, \quad (1)$$

где S_{ij} , e_{ij} – девиаторы тензоров напряжений и деформаций; $G(e_{kl})$ – величины, рассматриваемые как переменные модули сдвига, зависящие от деформации. В [3] структурное нарушение грунта при сдвиговом деформировании учитывалось в виде параметра $I_S = \sqrt{3}e_i G_* / Y(P)$ (где e_i – интенсивность девиатора тензора деформации; G_* – модуль сдвига предельного состояния грунта; $Y(P)$ – функция пластичности – состояние, которое переходит в пластическое деформирование) и физико-механические характеристики грунта считались функцией этого параметра в виде

$$G(I_S) = G_* \exp(\alpha_S (1 - I_S)), \quad (2)$$

где коэффициент α_S характеризует степень изменения модуля сдвига от ненарушенной структуры грунта до полного структурного нарушения.

Существующие в настоящее время экспериментальные данные по поведению структурно-неустойчивых грунтов (лёссовидных пород, ила, глины и др.) показывают, что при увлажнении с увеличением влажности состояние грунта изменяется из первоначального НДС. При этом под действием влаги начинают ослабевать структурные связи между твердыми минеральными частицами грунта, особенно лёсса, как следствие растворения в воде минеральных солей в порах грунта. В результате структура грунта, т.е. его твердый скелет, как бы начинает "разрушаться". Однако между разрушением скелета грунта, его структуры, под действием различных нагрузок при больших деформациях и "разрушением" (нарушением) структуры грунта под действием влаги имеется существенное различие. Если разрушение структуры грунта при деформировании – это чисто механический процесс, то "разрушение" (нарушение) структуры грунта под действием влаги – это, скорее всего, физико-химический процесс. Тем не менее, в обоих случаях структура грунта изменяется, при этом изменяются его механические характеристики и уменьшаются прочностные свойства. Известно, что деформирование грунтов, в том числе и лёссовых, в пределах нагрузок до 0.5 МПа имеет почти обратимый характер. При увлажнении этот предел уменьшается. Судя по

имеющимся результатам опытов, при увлажнении грунтов до 20 % в пределах нагрузок до 0.2 МПа деформирование грунтов носит упругий характер. Следовательно, в случаях, когда нагрузка находится в пределах упругости и при небольших увлажнениях, для определения НДС грунта в первом приближении можно применять линейное уравнение состояния, основанное на аналогии теории термоупругости. Однако в случаях, когда нагрузка на грунт превышает его пределы упругости или при существенном увлажнении грунта, термовлажностная аналогия для грунтов не вполне соответствует. Закономерности изменения значений механических и прочностных параметров структурно-неустойчивых грунтов в зависимости от степени увлажненности в [4] представлены в виде

$$\begin{aligned} G(W) &= G_{sat} \exp(\alpha_w (1 - I_w)); \\ C(W) &= C_{sat} \exp(\beta(1 - I_w)), \quad \mu(W) = \mu_{sat} \exp(\gamma(1 - I_w)), \end{aligned} \quad (2, a)$$

где G_{sat} , C_{sat} , μ_{sat} – соответственно модуль сдвига, сцепления и коэффициент угла внутреннего трения полностью увлажненного грунта; α_w , β и γ – эмпирические безразмерные коэффициенты, характеризующие степень изменения соответствующих механических параметров структурно-неустойчивого грунта; $I_w = W/W_{sat}$ – параметр, характеризующий степень увлажненности грунта; W – текущая влажность грунта; W_{sat} – влажность, соответствующая полному заполнению пор грунта водой.

Предполагая изменения механических параметров среды в виде (1) – (2, а), в [3, 4] разработаны нелинейные законы сдвигового деформирования структурно-неустойчивого грунта, учитывающие структурные нарушения при деформировании [3] и увлажнении [4]. В частных случаях при постоянстве параметров структурного изменения уравнения состояния [3, 4] переходят в классический обобщенный закон Гука или в уравнение состояния [5].

Теперь, объединяя эти два предположения, можем представить закономерности деформирования структурно-неустойчивых грунтов с учетом структурного нарушения как при деформировании, так и при увлажнении. Отметим, что предельное состояние грунтов при сдвиге в [3] представлено функцией $Y(P)$, в частном случае для закона Кулона эта функция имеет вид

$$Y(P) = P \operatorname{tg} \varphi + C = \mu P + C.$$

Как известно, увлажненность грунта существенно влияет на предельное состояние, поэтому с учетом двух последних выражений (2, а) закон Кулона можно выразить формулой

$$Y(P) = \mu(W) \cdot P + C(W), \quad (3)$$

или в общем случае можно считать, что $Y(P) = Y(P, W)$. Тогда, вводя параметр

$$I_s = \sqrt{3} e_i G_{*w} / Y(P, W),$$

где G_{*w} – значения модуля сдвига предельного состояния грунта при влажности $W = W_{sat}$, модуль сдвига в (1) можно представить в виде

$$G = G(e_{ij}, W) = G_{*w} \exp(\alpha(1 - I_{sw})), \quad (4)$$

где

$$I_{sw} = \frac{\sqrt{3} \alpha_s e_i G_{*w} W_{sat} + \alpha_w Y(P, W) \cdot W}{\alpha Y(P, W) \cdot W_{sat}} \quad (5)$$

является параметром, который характеризует степень изменения модуля сдвига в зависимости от деформации формоизменения и степени увлажненности, $\alpha = \alpha_s + \alpha_w$ (выражение (5) получено из зависимости $\alpha(1 - I_{sw}) = \alpha_s(1 - I_s) + \alpha_w(1 - I_w)$).

Построим теперь зависимость изменения девиаторов напряжений от деформаций (1) с учетом (3) – (5). В допредельном деформировании грунта, т.е. в процессе структурного разрушения, определяющие уравнения в первом приближении выражаются соотношением

$$S_{ij} = 2G(e_{kl}, W) e_{ij} \quad \text{или} \quad e_{ij} = \frac{S_{ij}}{2G(e_{kl}, W)}. \quad (6)$$

В предельной области деформирования грунта (в состоянии текучести), согласно [2, 5], девиатор скорости деформации сдвига считается пропорциональным мгновенному девиатору напряжений, т.е. предполагается выполненным закон течения Прандтля – Рейсса. Отсюда имеем следующее соотношение:

$$\frac{de_{ij}}{dt} = \lambda \frac{S_{ij}}{2G_{*W}}, \quad (7)$$

где из (4) в состоянии текучести грунта $G(e_{kl}, W) = G_{*W}$; λ – коэффициент, $\lambda \neq 0$ при выполнении условия текучести

$$J_2 = Y(P, W)^2 / 3. \quad (8)$$

Так как пластическая составляющая деформации текущего состояния выражена через тензор скоростей деформаций, то для написания объединенных соотношений (6) и (7) воспользуемся соотношением (6) в дифференциальной форме. Тогда приращение общей сдвиговой деформации за промежуток времени dt , т.е. закон сдвигового деформирования грунтов при нагружении, имеет вид

$$\frac{d}{dt} \left(\frac{S_{ij}}{G(e_{kl}, W)} \right) + \lambda \frac{S_{ij}}{G_{*W}} = 2 \frac{de_{ij}}{dt}, \quad (9)$$

в случае разгрузки –

$$dS_{ij}/dt = 2G_{*W} \exp(\alpha_1) de_{ij}/dt, \quad (10)$$

где α_1 – коэффициент, характеризующий степень изменения модуля сдвига при разгрузке и последующей нагрузке и зависящий от предыстории нагружения и от I'_{SW} ; I'_{SW} – значение степени разрушенности грунта в момент начала разгрузки. Здесь необходимо отметить, что в случае невыполнения соотношения (8), т.е. в допредельном деформировании грунта, $\lambda = 0$. В этом случае соотношение (9) переходит в закон допредельного деформирования (6). Коэффициент λ определяется следующим образом: учитывая, что в предельном состоянии $G(e_{kl}, W) = G_{*W}$ и

$$\frac{dJ_2}{dt} = \frac{d(S_{ij}S_{ij})}{2} = S_{ij} \frac{dS_{ij}}{dt}$$

(здесь по повторяющимся индексам подразумевается суммирование), умножая (9) на S_{ij} и суммируя, получим

$$S_{ij} \frac{dS_{ij}}{dt} + \lambda S_{ij} S_{ij} = 2G_{*W} S_{ij} \frac{de_{ij}}{dt},$$

или отсюда

$$\lambda = \frac{2G_{*W} \Omega - dJ_2/dt}{2J_2}.$$

Способ определения параметров и коэффициентов уравнений (9) – (10), – такой же, как в [3–4]. Таким образом, предлагаются уравнения состояния структурно-неустойчивых грунтов, учитывающие структурные нарушения грунтов как при деформировании, так и при изменении увлажненности. Отметим, что в случае постоянства увлажненности грунта законы деформирования (9) – (10) переходят в уравнения состояния [3], в случае неучета структурного нарушения при деформировании – в уравнения [4], в случае постоянства влажности и параметра, характеризующего структурное нарушение (9) – (10), совпадает с уравнениями состояния, предложенными в [5].

Рассмотрим одномерный случай, соответствующий сдвигу структурно-неустойчивого грунта. Тогда в допредельном деформировании соотношения (9) имеют вид

$$\tau = 2G_{*W} \exp(\alpha(1 - I_{SW})) \varepsilon, \quad I_{SW} = \frac{\alpha_S \varepsilon G_{*W} W_{sat} + \alpha_W \tau_* \cdot W}{\alpha \tau_* \cdot W_{sat}},$$

где ε – деформация сдвига. В предельном состоянии имеет место закон Кулона в виде

$$\tau_* = \mu(W) \cdot \sigma_N + C(W). \quad (11)$$

Здесь σ_N – нормальное напряжение к поверхности сдвига. В инженерных расчетах часто применяется предельное напряженное состояние Кулона. В случае полной увлажненности грунта в расчетах сцепление грунта приравнивается нулю или угол внутреннего трения принимают в уменьшенном значении [6]. Таким образом, в предельном состоянии увлажненных грунтов также можно рекомендовать соотношение (11) для практических инженерных расчетов.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Мангушев Р.А., Карлов В.Д., Сахаров И.И. Механика грунтов. М.: Изд-во Ассоциации строительных вузов, 2009. – 264 с.
- [2] Вялов С.С. Реологические основы механики грунтов. М.: Высшая школа, 1978. – 447 с.
- [3] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Закон сдвигового деформирования грунтов с учетом их структурного разрушения // Узб. журнал «Проблемы механики». 2000. № 4–5. С. 16–21.
- [4] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Уравнения состояния просадочных грунтов с учетом увлажненности // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2001. № 3. С. 7–11.
- [5] Григорян С.С. Об основных представлениях динамики грунтов // ПИММ. 1960. Т.24. № 6. С. 1057–1072.
- [6] Брага М. Das Principles of Soil Dynamics. Boston: PWS-KENT Publishing Company, 1993. – 570 p.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
12.05.2016

Б.Э. Хусанов, Б.Б. Рихсиева. Таркибий устуворсизликка эга грунтларнинг силжишдаги деформацияланиш модели ҳақида

Деформацияланиш ва намланиш натижасида таркибий бузилишларини ҳисобга олувчи таркибий устуворсизликка эга грунтларнинг силжишдаги деформацияланиш модели таклиф этилган. Грунтларнинг таркибий бузилишлари уларнинг мустақамлик кўрсаткичлари ва механик тафсилотларни ифодалайдиган параметрлари деформацияланиш ва намланиш жараёнида ўзгарувчанлиги орқали ҳисобга олинган

B.E. Khusanov, B.B. Rikhsieva. On one model of structurally-unsteady soils under shear strains

A model of shear deformation of structurally-unstable soils is given in the paper. This model is applied to loess and clayey soils, it takes into account structural damage under deformation and moisturizing. Structural damage of soil is considered by the change of strength parameters and mechanical characteristics in the process of deformation and moisturizing.

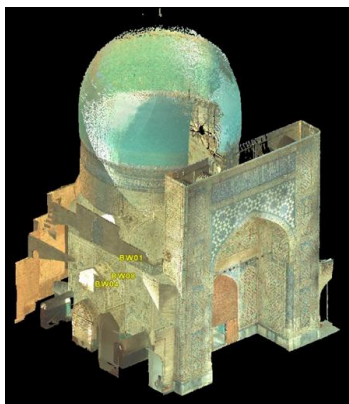
UDK 528

SH. TAKHIROV, A. GILANI, B. QUIGLEY, L. MYAGKOVA

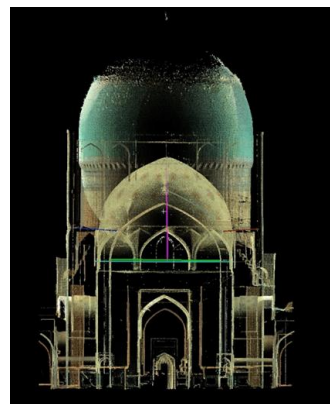
STRUCTURAL ASSESSMENT OF HISTORIC MONUMENTS IN UZBEKISTAN BY MEANS OF LASER SCANNING AND NUMERICAL SIMULATION

Introduction. The laser scanning of historic monuments and subsequent structural analysis was started earlier [1]. Because of size limitations of this paper, mainly results of a major historic monument in Shakhrisayabz, Uzbekistan are discussed herein in details. The city is located in southern Uzbekistan approximately 80 km south of Samarkand, Uzbekistan. Once a major city of Central Asia, it is primarily known today as the birthplace of 14th century Turco-Mongol conqueror Timur. The scanned monument, the Kuk Gumbaz (Blue Dome) Mosque, is from the Timurid Dynasty era and it is on the UNESCO World Heritage List. The monument was built in 1437 and over the years underwent several restorations and reinforcement efforts.

Laser scanning and its analysis. The historic monument was scanned from 13 stations. The stitching was performed in Cyclone [2] and error did not exceed 3 mm for all scans used in the final registration. The monument was scanned from outside, inside of the main hall, and inside of a stairway with a large crack between the portal and the main structure. A resultant point cloud of the mosque stitched from the scans captured from the thirteen scanner locations is presented in Fig. 1.



a) Stitched point cloud: isometric view



b) Stitched point cloud: front view

Fig. 1. Resultant point cloud of mosque

The monument's point cloud was investigated for residual inclinations and other irregularities. The main portal was investigated for its inclination from a vertical plane passing through the bottom of both piers. A color map of the inclinations is presented in Fig. 2a. The color map shows that the portal's

inclination increases from south to north with the maximum differential displacement of about 0.6m at the top north corner. To ensure that this degree of inclination of the portal is not progressing, a periodic monitoring by laser scanning was recommended. It was also advised to proceed with the installation of laser targets to increase accuracy of monitoring.

The same inclination for two vertical slices of the portal is presented in Fig. 2b. The cyan line (at $Z = 14.62$ m) corresponds to Elevation 1 where one type of reinforcement was installed. Since the slope of the slice (plots on the left side) does not change after this elevation, most likely the reinforcement is not engaged and does not provide enough support to prevent continuous leaning of the portal. Another major conclusion was drawn from the Fig. 2b, that the residual drift of the structure remains the same from about 4 m to the top of the portal and this elevation coincides with the starting elevation of the crack that essentially separated the portal from the main structure.

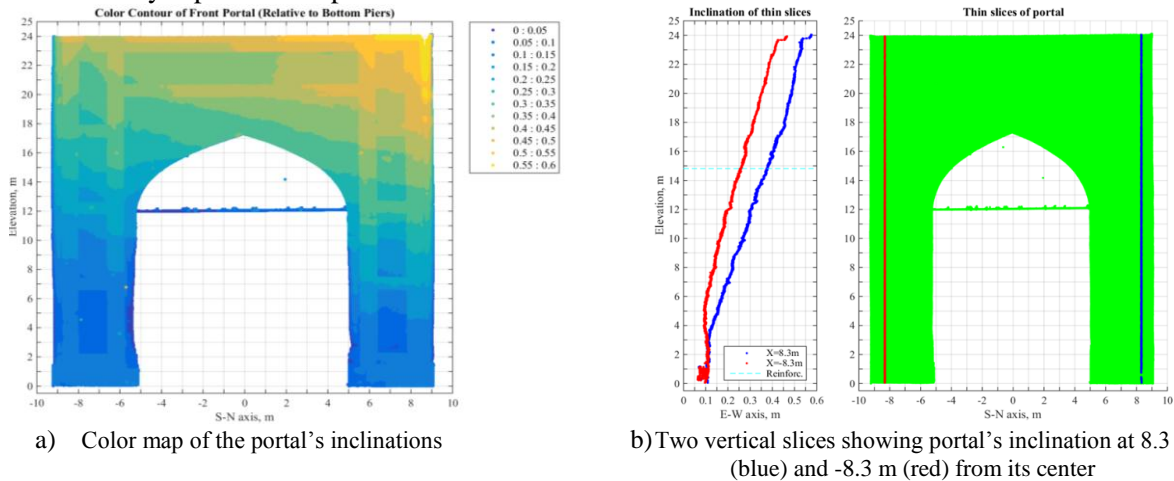


Fig. 2. Structural irregularities of portal

Structural irregularities of the inner globe in the main structure shown in Fig. 3a were also studied. The color map of the inner globe's elevations is presented in Fig. 3b. The dashed lines show elevations with 1-meter increments and in many cases the color map for each elevation range have some deviations from the dashed lines. This shows imperfections of the globe. To ensure that the imperfections are not changing over time, a periodic monitoring by laser scanning was recommended.

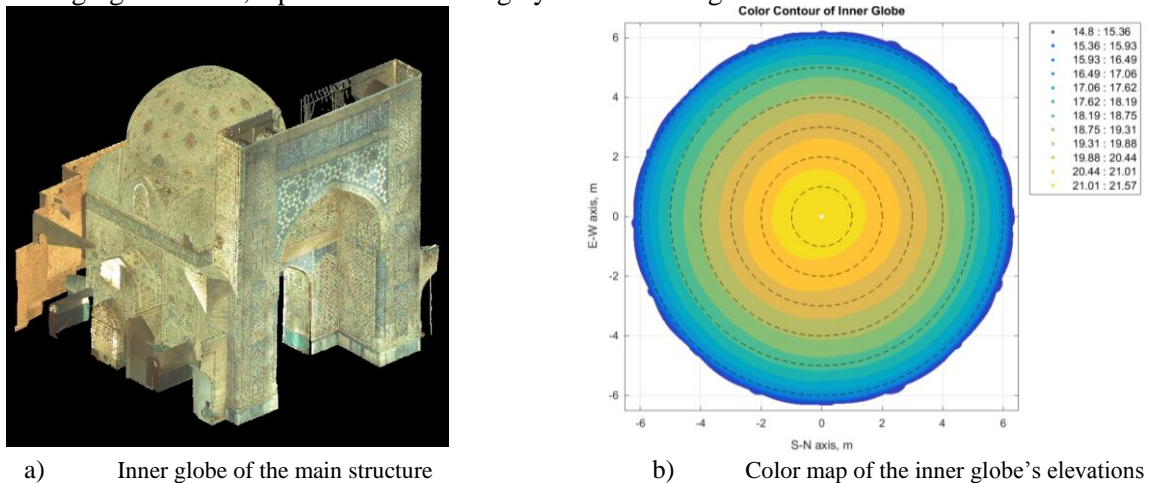


Fig. 3. Current imperfections of inner globe

Finite Element Model and Numerical Analysis. The geometry of the finite element model was generated from the point cloud. All major imperfections and existing reinforcements were included into the geometry of the model. Numerical modelling and subsequent analysis was conducted in SAP2000 [3]. Since the crack in the north pier extends all the way to the top of the portal and a similar (but smaller) crack was observed inside of the pier on south side of the portal, a seismic performance of the portal was considered separately of that of the main structure. Since the main structure represents a boxed construction and as such, is much stiffer than the portal, it was assumed that the reinforcement between the portal and the main structure is attached to an absolutely rigid structure. The tension bar between the

north and south arcs of the main portal was modelled in SAP2000 [3] as a steel frame (in SAP2000 terminology) with a round cross section. The reinforcement restraining the portal to the main structure was modelled as steel frame (SAP2000 terminology) with a shape of the structural angle.

Since there is a very large variability in the material properties of masonry walls [1, 4-7], material tests were conducted on a typical brick. The material properties were homogenized in order to come up with the effective properties of a brick and mortar composite structure [8]. The numerical simulations of seismic impact were conducted by utilizing the Gazli 1976 earthquake from the PEER NGA Strong Motion Database [9]. This record is recommended for use by the structural code of Uzbekistan [10]. The model was excited in all three principal directions. As a starting point, the simulations were limited to the elastic case. The numerical analysis was conducted on several models with different reinforcement variations as presented in Fig. 4.

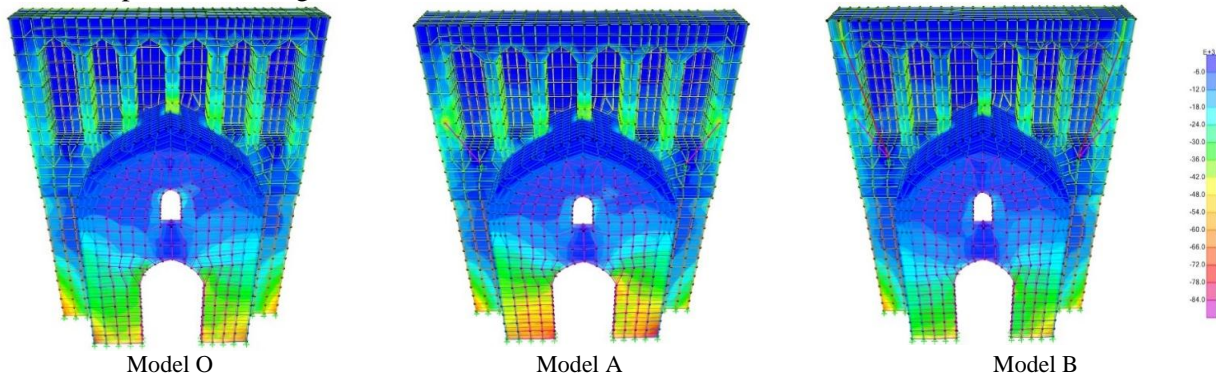


Fig. 4. Envelope of tension stresses (S33) for time history runs

Conclusions. The study (results of which are presented herein) show the advantage of using laser scanning for accurate documentation of geometry of a historic monument and subsequent numerical analysis. Structural irregularities of the monument's current condition were analyzed and the results of the analysis can be utilized in follow-up monitoring expeditions.

Acknowledgements. Special thanks are due to BNZ and Smart Scanning Solutions (SSS) (both from Uzbekistan) for providing a laser scanner and support of this pilot program. This project could not be successfully completed without the hard work and technical support of BNZ's and SSS's staff.

REFERENCES

- [1] Takhirov Sh., Khalid M. Mosalam, Mohamed A. Moustafa, Myagkova L., Quigley Brian. Laser scanning, modeling, and analysis for damage assessment and restoration of historical structures. compdyn 2015. 5th ECCOMAS Thematic Conference on Computational Methods in Structural Dynamics and Earthquake Engineering. M. Papadrakakis, V. Papadopoulos, V. Plevris (eds.). Crete Island, Greece, 25–27 May 2015.
- [2] Leica Geosystems. AG. Cyclone Version 9.1. 2015.
- [3] Computers and Structures, Inc. (CSI). SAP2000 Ultimate Version 16.1.1. Structural Analysis Program, 2014
- [4] Pande G.N., Liang J.X., Middleton J. Equivalent elastic moduli for brick masonry. *Comput. Geotech.* Vol. 8(3). 1989. P. 243 – 265.
- [5] Anthoine A. Derivation of the in-plane elastic characteristics of masonry through homogenization theory. // *Int. J. Solids Struct.*, Vol. 32(2). 1995. P.137 – 163.
- [6] Wang G., Li S., Nguyen H., Sitar N. Effective elastic stiffness for periodic masonry structures via eigenstrain homogenization // *J. Mater. Civ. Eng.*, 10.1061/(ASCE). 2007. P. 269 – 277.
- [7] BRITISH STANDARDS INSTITUTION. BS EN 1996-1-1: Eurocode 6 – Design of masonry structures. General rules for reinforced and unreinforced masonry structures. BSI, 2005.
- [8] Peralta N., Mosalam K., Li S. Multiscale Homogenization Analysis of the Effective Elastic Properties of Masonry Structures // *J. Mater. Civ. Eng.* Vol. 10.1061/(ASCE). 2016.
- [9] <http://ngawest2.berkeley.edu/site>.
- [10] Государственный Комитет Республики Узбекистан по архитектуре и строительству. Строительство в сейсмических районах. КМК 2.01-03-96.

University of California, Berkeley

Receipt date
20.06.2016

Sh. Takhirov, A. Gilani, B. Quigley, L. Myagkova. Structural assessment of historic monuments in uzbekistan by means of laser scanning and numerical simulation

The technology of high-definition laser scanning is an essential tool for accurate non-destructive three-dimensional measurements of structures. The object's geometry is captured as a collection of points which is called a "point cloud". The research team used this technology and conducted a program of laser scanning and subsequent structural analysis of major historic monuments in Samarkand, Bukhara, Tashkent and Shakhrisyabz (Uzbekistan). As a representative sample, a major

historic monument in Shakhrisabz, Uzbekistan is discussed herein. The city is located in southern Uzbekistan approximately 80 km south of Samarkand, Uzbekistan. Once a major city of Central Asia, it is primarily known today as the birthplace of 14th century Turco-Mongol conqueror Timur. The scanned monument is from the Timurid Dynasty era and it is on the UNESCO World Heritage List. A detailed finite element model of the monument was generated from the as-found geometry captured by laser scans. To monitor the buildings' possible settlement due to poor soil conditions, special high-resolution laser targets were permanently installed in some monuments. The physical properties of the monument were investigated by material tests of a typical brick. The calibrated models were used for comprehensive seismic analysis of the monument. All current reinforcement details were accounted for in the numerical models. Based on the results of numerical simulations, recommendations on further reinforcement of the historic monument were developed.

УДК 539.6

Т. ЮДАШЕВ, Н.А. НИШОНОВ

ИССЛЕДОВАНИЕ НДС ПОДЗЕМНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ ПРИ ПРОДОЛЬНОМ ВОЗДЕЙСТВИИ

Подземные трубопроводы из полимерных материалов, применяемые в современном строительстве, обладают свойством податливости к большим перемещениям. Для определения механических характеристик необходимо построить математическую модель, отражающую физический смысл и концептуальные закономерности механического поведения полимера. В работе [1] изучены колебания полимерных труб, расположенных в однородных грунтовых условиях, в [2] рассмотрены вопросы строительства полимерных труб в канализации. В [3] исследованы продольные и поперечные колебания релаксирующих вязкоупругих подземных трубопроводов при сейсмических воздействиях. Получены интегродифференциальные уравнения, определяющие продольные и поперечные перемещения трубопроводов относительно грунта, которые решаются методом усреднения. В [4] нами решались задачи о затухающих колебаниях полимерных трубопроводов с учетом переменного коэффициента взаимодействия при различных видах сейсмических нагрузок. В статье исследовано напряженно-деформированное состояние подземных полимерных трубопроводов, связь между напряжениями, деформациями и скоростями записана по модели Фойгта. Нами рассматривается интегральная модель связи между напряжениями и деформациями в вязкоупругих телах наследственной теории Больцмана–Волтерра со слабосингулярными ядрами наследственности. Модель Больцмана–Волтерра с сингулярными ядрами наследственности типа Абеля хорошо согласуется с экспериментами и правильно учитывает фактор времени, связанный с ползучестью деформации и релаксацией напряжений [5, 6].

Рассмотрим подземный трубопровод, ось x направлена вдоль оси. Обозначим через $u(x,t)$ продольное смещение и σ – напряжение в точке. Если ρ – плотность материала, F – площадь поперечного сечения трубы, то уравнение движения примет следующий вид [7]:

$$\rho F \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial t^2} = F \frac{\partial \sigma}{\partial x} - 2\pi R k_x(\bar{x})(\bar{u} - \bar{u}_0). \quad (1)$$

Связь между напряжениями и деформациями подземных полимерных трубопроводов имеет вид [6]

$$\sigma = E \left[\varepsilon(t) - \int_0^t \Gamma(t-\tau) \varepsilon(\tau) d\tau \right]. \quad (2)$$

В этом случае в уравнении (1) необходимо напряжение заменить выражением по формуле (2)

$$\rho \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial t^2} = E \frac{\partial^2 \bar{u}}{\partial x^2} \left(1 - \int_0^t \Gamma(\bar{t} - \tau) d\tau \right) - \frac{2R}{(R^2 - r^2)} k_x(\bar{x})(\bar{u} - \bar{u}_0), \quad (3)$$

где E – модуль упругости материала трубы; $\Gamma(t-\tau)$ – функция влияния напряжения, убывающая при возрастании $t-\tau$; $k_x(x)$ – коэффициент продольного взаимодействия трубопровода с грунтовой средой; R – внешний радиус трубопровода; r – внутренний радиус трубопровода; u_0 – смещение грунта.

Если введем следующие безразмерные величины $x = l\bar{x}$, $u = 2R\bar{u}$, $t = t_0 \cdot \bar{t}$, то уравнение (3) примет вид

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \left(1 - \int_0^t \Gamma(t-\tau) d\tau \right) - D_1 k_x(x)(u - u_0). \quad (4)$$

$$\text{Здесь } D_1 = \frac{2Rl^2}{E(R^2 - r^2)}.$$

Реологические свойства взаимодействия учитываем с помощью слабосингулярного ядра

$$\Gamma(t) = \bar{A}_b e^{-\beta t} t^{\alpha-1}, \quad 0 < \alpha < 1, \quad [\bar{\beta}] = c^{-1}, \quad [\bar{A}_b] = c^{-\alpha}, \quad (5)$$

где A_b – параметр вязкости; β – параметр затухания; α – параметр сингулярности ядра наследственности, определяемый экспериментально.

Сделаем замену переменных $t - \tau = z^r$, $r = \alpha_i^{-1}$ по методике [8], получим

$$\int_0^{t_m} \Gamma_i(t-\tau) T_n(\tau) d\tau = A_i \int_0^{t_m} (t-\tau)^{\alpha_i-1} e^{-\beta_i(t-\tau)} T_n(\tau) d\tau = \frac{A_i}{\alpha_i} \int_0^{t_m} e^{-\beta_i z^r} T_n(t_m - z^r) dz. \quad (6)$$

Полагая $t = t_i$, $t_i = i\Delta t$, $i = 1, 2, \dots$ ($\Delta t = \text{const}$ – шаг интерполяции), имеем

$$\frac{A_i}{\alpha_i} \sum_{j=1}^m B_{ji} e^{-\beta_i t_j} T_{n, m+1-j}, \quad (7)$$

$$\text{где } B_{ij} = \frac{\Delta t^{\alpha_i}}{2} \left[(j+1)^{\alpha_i} - (j-1)^{\alpha_i} \right], \quad j = 2, m-1; \quad B_{i1} = \Delta t^{\alpha_i} / 2; \quad B_{im} = \frac{\Delta t^{\alpha_i}}{2} \left[m^{\alpha_i} - (m-1)^{\alpha_i} \right].$$

Тогда (4) с учетом (7) будет иметь вид

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} = \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} \left(1 - \frac{A_i}{\alpha_i} \sum_{j=1}^m B_{ji} e^{-\beta_i t_j} T_{n, m+1-j} \right) - D_1 k_x(x)(u - u_0). \quad (8)$$

Для решения сформированной краевой задачи используем метод конечных разностей. При этом дифференциальные слагаемые уравнения (8) аппроксимируются центральными разностными схемами второго порядка точности и решаются относительно $u_{k, j+1}$ ($k = i-1, i, i+1$)

$$\begin{aligned} u_{i, j+1} = & \frac{\tau^2}{h^2} \left(1 - \frac{A_b}{\alpha} \sum_{k=1}^n B_k^b e^{-\beta t_k} \right) u_{i-1, j} + \left[2 - \tau^2 D k_i - \frac{2\tau^2}{h^2} \left(1 - \frac{A_b}{\alpha} \sum_{k=1}^n B_k^b e^{-\beta t_k} \right) \right] u_{i, j} + \\ & + \frac{\tau^2}{h^2} \left(1 - \frac{A_b}{\alpha} \sum_{k=1}^n B_k^b e^{-\beta t_k} \right) u_{i+1, j} - u_{i, j-1} + D \tau^2 k_i u_{0i, j}. \end{aligned} \quad (9)$$

Продольное напряжение полимерной трубы, определяемое по формуле (2), с учетом введенных безразмерных параметров запишется в виде

$$\sigma = E \frac{2R}{l} \left(\frac{\partial u}{\partial x} - \frac{A_b}{\alpha} \sum_{k=1}^n B_k^b e^{-\beta t_k} \frac{\partial u}{\partial x} \right). \quad (10)$$

Уравнение (10) с учетом аппроксимации центрально-разностной схемы второго порядка примет вид

$$\sigma_{i, j} = \frac{ER}{lh} (u_{i+1, j} - u_{i-1, j}) - \frac{A_b}{\alpha} \sum_{k=1}^n B_k^b e^{-\beta t_k} \frac{ER}{lh} (u_{i+1, j} - u_{i-1, j}). \quad (11)$$

Рассмотрим случай выполнения граничных условий, когда оба конца защемлены:

$$u_{0, j} = 0; \quad u_{N, j} = 0. \quad (12)$$

Начальные условия

$$u \Big|_{t=0} = u_{i, 0} = 0; \quad \dot{u} \Big|_{t=0} = \dot{u}_{i, 0} = 0, \quad \frac{1}{2\tau} (u_{i, 1} - u_{i, -1}) = \dot{u}_{i, 0} = 0; \quad u_{i, -1} = u_{i, 1}. \quad (13)$$

С изменением граничных условий при $i=1$ и $i=N$ и начальных условий при $j=0$ соответственно изменяются приведенные алгоритмы.

Рассмотрим продольные колебания подземного полимерного трубопровода со следующими механическими и геометрическими параметрами трубопровода и его взаимодействия с грунтом $E=5 \cdot 10^3$ кГ/см²; $R=20$ см; $\rho=9.4 \cdot 10^{-8}$ кГ с²/см⁴; $A=0.2$ см; $L=10$ м; $k_x=1.2$ кГ/см³; $T=0.2$. Сейсмическое перемещение грунта, действующее вдоль оси трубопровода, примем в виде гармонического перемещения $u_0(x,t) = a_0 \sin st$.

Результаты перемещений и напряжений по координате и времени приведены на рис. 1–4.

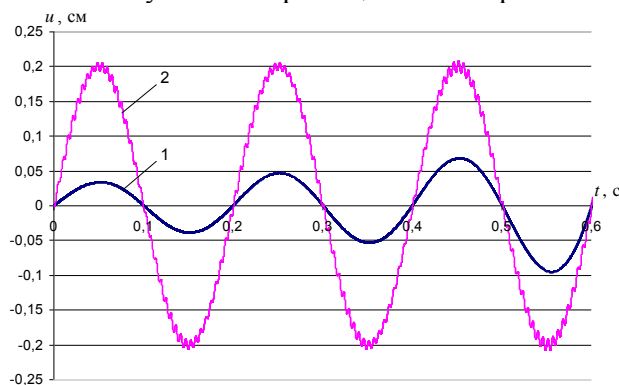


Рис. 1. Распределение перемещений по времени:
 $1-x=1$; $2-x=L/2$

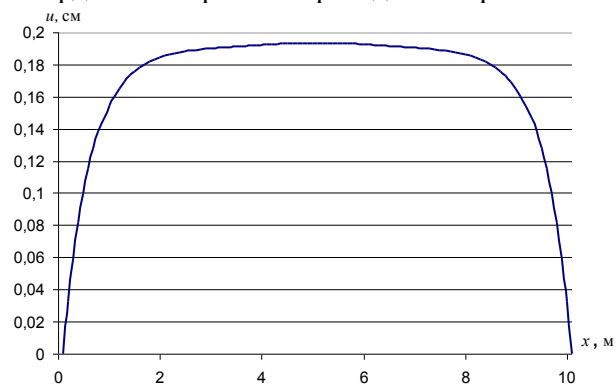


Рис. 2. Распределение перемещений по координате
при $t=0.06$ с

На рис.1 и 2 приведены графики перемещений по времени и координате. Продольные колебания трубопровода при $x=1$ и $x=L/2$ по фазе совпадают, но не гасятся с течением времени. Амплитуда колебаний трубопровода в середине ($x=L/2$) достигает своего максимального значения $u_{\max}=\pm 0.2$ см. При $t=0.06$ с перемещения начинаются с заземленных концов трубопровода, остальные участки трубопровода смещаются как абсолютно твердое тело.

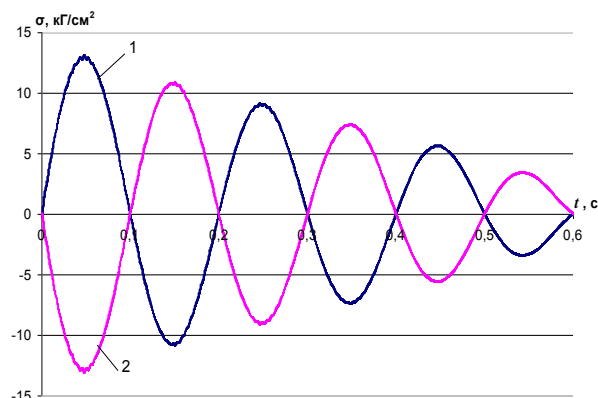


Рис. 3. Распределение напряжений по времени:
 $1-x=0$; $2-x=L$

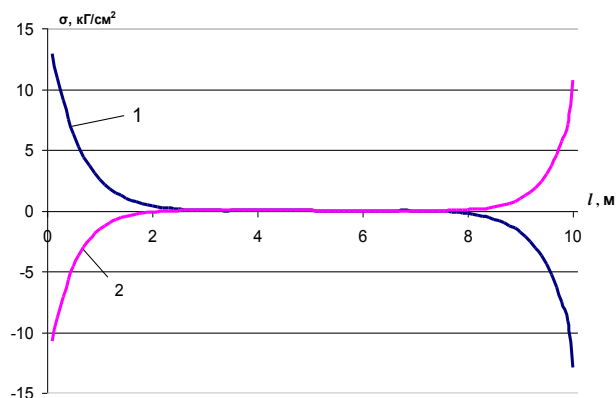


Рис. 4. Распределение напряжений по координате:
 $1-t=0.052$ с; $2-t=0.146$ с

На рис. 3 и 4 показаны изменения напряжений по времени и длине трубопровода. На рис. 3 представлен процесс релаксации напряжений, амплитуда колебаний которого с течением времени уменьшается. Нормальное напряжение достигает своего максимального значения на заземленных концах трубопровода, а вдоль трубопровода значение нормального напряжения резко снижается и на интервале $2 \leq x \leq 8$ м почти равняется нулю (см. рис. 4).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Мухамедова С. Исследование сейсмостойкости трубопроводов из полимерных материалов: Автореф. дис.... канд. техн. наук. Ташкент, 1983.
- [2] Косимов А.Г. Применение пластмассовых труб в системе канализации с учетом сейсмичности: Автореф. дис.... канд. техн. наук. Москва, 1989.
- [3] Маткаримов А.Х. Вопросы сейсродинамики подземных сооружений с учетом вязкоупругих свойств сооружений и контакта их с грунтом: Автореф. дис.... канд. техн. наук. Ташкент, 1974.
- [4] Нишоннов Н.А. Колебания подземных трубопроводов с переменными коэффициентами взаимодействия при сейсмических нагружениях// Проблемы механики. 2013. №3–4. С 30–36.
- [5] Ильюшин А.А., Победря Б.Е. Основы математической теории термовязкоупругости. М.: Наука, 1970. – 280 с.
- [6] Колтунов М.А. Ползучесть и релаксация. М.: Высшая школа, 1983. –345 с.

- [7] Рашидов Т. Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. – 180 с.
- [8] Бадалов Ф. Б. Методы решения интегральных и интегродифференциальных уравнений наследственной теории вязкоупругости. Ташкент: Мехнат, 1987. – 272 с.

Институт сейсмостойкости сооружений АН РУз

Дата поступления
18.06.2016

Т. Юлдашев, Н.А. Нишонов. Бўйлама таъсирдаги ер ости полимер қувурларининг ҚДХ тадқиқ этиши
Ушбу мақолада қовушқоқэластик ер ости полимер қувурларини бўйлама тебраниши тенгламаси ечилган ва натижалар графиклар кўринишида келтирилган.

T. Yuldashev, N.A. Nishonov. Investigation of SDC of underground plastic pipes under longitudinal influence
In this article to solve the equation of longitudinal vibrations in a viscoelastic polymer underground piping surrounding soil. Results shown in graphs.

УДК 539.3

Ш.С. ЮЛДАШЕВ, Х.Л. АЛИМОВ, М.У. КАРАБАЕВА

УМЕНЬШЕНИЕ УРОВНЯ ВИБРАЦИИ В ГРУНТАХ С ПОМОЩЬЮ ВИБРОЗАЩИТНЫХ ЭКРАНОВ ТИПА ЩЕЛЕЙ

В настоящее время в странах мира, эксплуатирующих подземные транспортные магистрали, придается большое значение исследованиям экологической обстановки, определяемой вибрацией, связанной с движением поездов метрополитена. Возникающие колебания распространяются на значительные расстояния, вызывая низкочастотные перемещения зданий и сооружений. Помимо вредного воздействия на людей, вибрации, порождаемые линиями метрополитена, оказывают нежелательное воздействие на аппаратуру и оборудование и в отдельных случаях приводят к повреждению близлежащих зданий.

Самыми неблагоприятными для жилых домов и общественных построек считаются вибрации, которые исходят от работы рельсовых транспортных сообщений: железной дороги, метрополитена, трамвайных линий. Исследования показали, что колебания по мере удаления на различное расстояние от метрополитена затухают, однако, это процесс немонотонный, он зависит от составных звеньев на пути распространения вибрации: рельс–стена тоннеля–грунт–фундамент дома–строительные конструкции. В тех случаях, когда здания располагаются в непосредственной близости от рельсовой дороги, вибрации в них могут превышать предельно-допустимые значения, установленные Санитарными нормами, в 10 раз (на 20 дБ). В спектральном составе вибрации преобладают октавные полосы со среднегеометрическими частотами 31.5 и 63 Гц.

Современные строительные технологии позволяют применить меры для снижения динамики указанных выше вибрационных нагрузок. В число таких мер защиты зданий от вибрации входят:

-использование конструкций зданий и фундаментов, снижающих уровни проникающей вибрации:

-виброизоляция–применение упругих элементов, устанавливаемых в несущих конструкциях (стенах, колоннах), под фундаментной плитой или в конструкциях пола:

-демпфирование колебаний:

-применение экранирующих устройств (траншей) в грунте.

Суть экранирующего устройства в грунте заключается во введении в грунтовый массив существенной неоднородности, обеспечивающей отражение волн, распространяющихся от поверхностного или мелко заглубленного транспортного источника.

Решение задачи о снижении колебаний, распространяющихся в грунтах от тоннелей метрополитена мелкого заложения, с учетом виброзащитных систем типа щелей трудности не представляет.

На основании результатов экспериментальных исследований можно считать, что колебания грунта происходят во времени по гармоническому закону. Задачу можно рассматривать в линейной постановке, так как амплитуда колебаний мала. Можно принять, что задача плоская.

В полуплоскости с круглым отверстием, расположенном вблизи свободной границы, распространяется волна от двух параллельных гармонических нагрузок, сосредоточенно приложенных в отверстии по направлению оси Y . Предполагается, что полуплоскость неоднородна и обладает свойством внутреннего трения, т.е. является наследственно-упругим телом.

Для решения задачи применён метод конечных элементов (МКЭ). Выделенная прямоугольная область разбита на 1164 треугольных конечных элемента с 640 узлами.

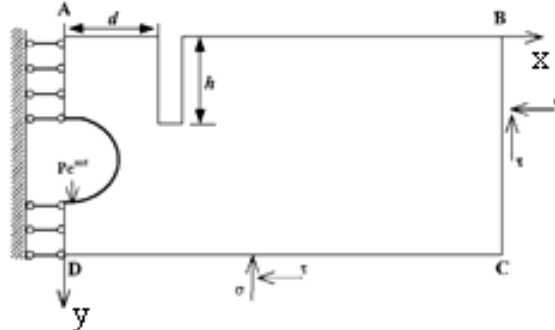


Рис.1. Расчетная схема

Уравнение движения системы в матричной форме имеет вид

$$[M] \{\ddot{u}(t)\} + [c] \{\dot{u}(t)\} + [k] \{u(t)\} = \{p(t)\} - [G] \{\ddot{u}\} \quad (1)$$

и позволяет учитывать неоднородности грунта.

Здесь $[M]$, $[c]$ и $[k]$ – соответственно матрица масс, демпфирования и жесткости; $\{u(t)\}$, $\{p(t)\}$ – векторы перемещения узлов и внешней нагрузки; $[G]$ – матрица, учитывающая вязкость границ, которые имитируют уход волн в бесконечность

$$\begin{Bmatrix} \Gamma(i,i) \\ \Gamma(i+1,i+1) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} V_P \\ V_S \end{Bmatrix} b \Delta l_i \rho_i : \quad i = \bar{1}, \bar{N}. \quad (2)$$

Здесь b – толщина элемента; Δl_i – средний размер элемента около i -й граничной точки; ρ_i – плотность материала около i -й граничной точки.

На границе BC и CD реакция отброшенной части полуплоскости заменяется нормальными и касательными напряжениями на границах [1], т.е.

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= a \cdot \rho \cdot V_P \cdot \dot{U} \\ \tau &= v \cdot \rho \cdot V_S \cdot \dot{V} \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

где \dot{U} и \dot{V} – нормальные и касательные скорости частиц на границе; V_P и V_S – скорости P - и S -волн; a и v – безразмерные параметры; ρ – плотность материала.

Решая уравнение (1), получим значения перемещений дискретных точек выделенной области.

Предположим, что на пути распространения волн от тоннелей вырыта траншея шириной 1 м и глубиной 7 м (рис.1). Результаты, полученные с учетом этой траншеи, показаны на рис. 2–3. Для сравнения изменения модуля амплитуды на поверхности грунта, полученные с учетом траншеи, даны пунктирными, а непрерывными – без учета траншеи.

На рис. 2 показано изменение огибающих амплитуд на свободной границе по координате X при частоте $f=20$ Гц. Траншея находится в 10 м от оси тоннеля. Перед траншеей наблюдается увеличение амплитуды в 3 раза относительно амплитуды, полученной без учета траншеи. На расстоянии 15 м от тоннеля за траншеей происходит уменьшение амплитуды на 64 %, на расстоянии 25 м от тоннеля – на 61%, на расстоянии 30 м от тоннеля амплитуда вибрационных волн становится меньше на 41%.

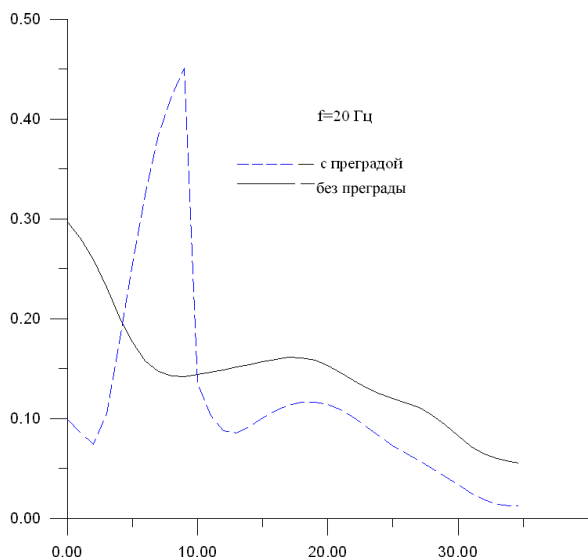


Рис.2. Влияние преграды на огибающую амплитуду колебаний точек поверхности грунта при $f=20$ Гц

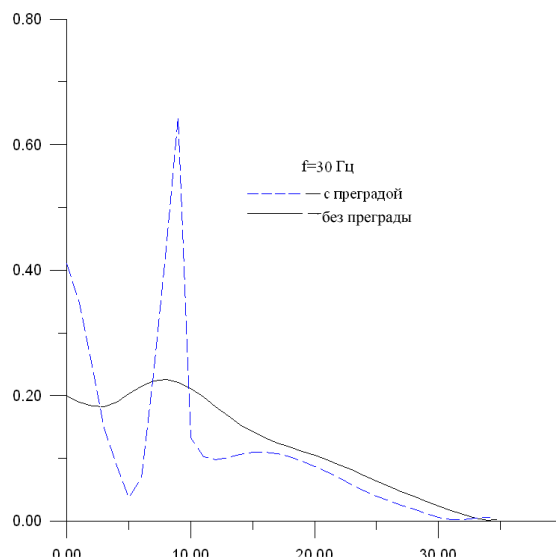


Рис.3. Влияние преграды на огибающую амплитуду колебаний точек поверхности грунта при $f=30$ Гц

При частоте нагрузки $f=25$ Гц перед траншеей амплитуда увеличивается за счет отражения от стенки щели на 2.3 раза, а после прохождения преграды амплитуда вибрационных волн затухает быстрее на 72%.

На рис. 3 показано изменение амплитуды поверхности грунта при частоте нагрузки $f=30$ Гц – за траншеей происходит уменьшение амплитуды на 77%. На расстоянии 25 м от тоннеля амплитуда вибрационных волн становится меньше на 62%, а на расстоянии 30 м от тоннеля – на 26%.

При частоте нагрузки $f=35$ Гц перед траншеей амплитуда увеличивается за счет отражения от стенки щели на 2.25 раза. А за траншеей происходит снижение амплитуды на 71%. На расстоянии 25 м от тоннеля амплитуда затухает быстрее на 52 %, на расстоянии 30 м от тоннеля – меньше на 26%.

Исследования показывают, что траншеи имеют большую способность по снижению вибраций от прохождения поездов метрополитена мелкого заложения. Однако траншеи не устойчивы к длительному периоду непрерывных воздействий вибрации, поэтому они не соответствуют постоянным изоляционным мероприятиям [2]. Необходимо провести дополнительные исследования по укреплению и заполнению щелей.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Lysmer J., Udaka T., Tsai G.-F., Seed H. B. Flash-A Computer Program for Approximate 3-D Analysis of Soil-Structure Interaction Problems. University of California, Berkeley, Report No EERS 75-30, November, 1975.
- [2] Рашидов Т.Р., Юлдашев Ш. С., Ишонходжаев А. Распространение в грунте вибраций, возникающих от прохождения поездов метрополитена при учёте перемещения тоннеля относительно грунта // Доклады АН РУз. 1984. №5.

Наманганский инженерно-педагогический институт

Дата поступления
23.06.2016

Ш.С. Юлдашев, Х.Л. Алимов, М.У. Карабаева. Грунтда тарқалаётган тебранишлар даражасини траншея кўришидаги виброҳимоя экранлари орқали камайтириши

Мақолада метрополитен темир йўл поездлари ҳаракатидан ҳосил бўладиган тебранишларни грунтда тарқалиши даражасини виброҳимоя экранлари орқали камайтириши назарий жиҳатдан ўрганилган. Масала эластиклик назариясининг текис масаласига келтирилиб, чекли элементлар усули билан ечилган. Турли хил частотадаги тебранишлари виброҳимоя экранлари орқали сўниши таҳлил этилган.

Sh.S.Yuldashev, H.L. Alimov, M.U.Karabaeva. The vibration degree through the ground level vibration protect distribution screens to reduce

The article formed underground railway train vibration through the ground level vibration protect distribution screens to reduce the theoretical study. The issue of the theory of elasticity of solid matters that are solved using a finite element method. Different frequency vibrations vibration protect screens by then analyzed.

К ПРОБЛЕМЕ МАТЕМАТИЧЕСКОГО МОДЕЛИРОВАНИЯ ЗАДАЧ СЕЙСМОДИНАМИКИ ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

При проведении вычислительного эксперимента исходная математическая модель (ММ) рассматриваемого объекта (сейсродинамики) претерпевает ряд преобразований, необходимых для того, чтобы количественный анализ ММ был осуществлен при помощи компьютера. Эти преобразования, в конечном счете, должны привести к такому алгоритму, который можно было бы реализовать на компьютере, т.е. составить компьютер – программу в виде последовательности элементарных действий (арифметических и логических операций), реализуемых командами компьютера [1].

Для получения ММ сейсродинамики стержней используется вариационный принцип Гамильтона – Остроградского

$$\int_t (\delta T - \delta \Pi + \delta A) dt = 0, \quad (1)$$

где δT , $\delta \Pi$ – вариации кинетической и потенциальной энергии, δA – вариации работы внешних объемных и поверхностных сил, t – время [2].

Вариации кинетической энергии (в частности трубопровода), на основе допущений, приведенных в работе [2] моделируется в виде стержня, а перемещения выбираются следующим образом

$$u_1 = u - y\alpha_1 - z\alpha_2, \quad u_2 = v + z\theta, \quad u_3 = w - y\theta, \quad (2)$$

где компоненты u_1, u_2, u_3 – перемещения любой точки трубопровода; u – продольные перемещения, v, w – поперечные перемещения; α_1, α_2 – угол поворота сечения стержня при чистом изгибе; θ – кручения оси стержня.

Вариация кинетической энергии стержня определяется следующим образом:

$$\int_t \delta T dt = \int_t \int_V \left[\rho \frac{\partial u_1}{\partial t} \delta \frac{\partial u_1}{\partial t} + \rho \frac{\partial u_2}{\partial t} \delta \frac{\partial u_2}{\partial t} + \rho \frac{\partial u_3}{\partial t} \delta \frac{\partial u_3}{\partial t} \right] dV dt. \quad (3)$$

Вариации потенциальной энергии также рассмотрим для стержня:

$$\int_t \delta \Pi dt = \int_t \int_V (\sigma_{11} \delta \varepsilon_{11} + \sigma_{12} \delta \varepsilon_{12} + \sigma_{13} \delta \varepsilon_{13}) dV dt. \quad (4)$$

На основе соотношения Коши деформации ε_{ij} выражаем через перемещений стержня u_i ,

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{\partial u_1}{\partial x} = \frac{\partial u}{\partial x} - y \frac{\partial \alpha_1}{\partial x} - z \frac{\partial \alpha_2}{\partial x}, \\ \varepsilon_{12} &= \frac{\partial u_2}{\partial x} + \frac{\partial u_1}{\partial y} = \frac{\partial v}{\partial x} + z \frac{\partial \theta}{\partial x} - \alpha_1, \\ \varepsilon_{13} &= \frac{\partial u_3}{\partial x} + \frac{\partial u_1}{\partial z} = \frac{\partial w}{\partial x} - y \frac{\partial \theta}{\partial x} - \alpha_2. \end{aligned} \quad (5)$$

Если учитываем соотношения Коши (5), то вариация потенциальной энергии (4) получает вид:

$$\begin{aligned} \int_t \delta \Pi dt &= \int_t \int_V \left[\sigma_{11} \delta \frac{\partial u}{\partial x} - y \sigma_{11} \delta \frac{\partial \alpha_1}{\partial x} - z \sigma_{11} \delta \frac{\partial \alpha_2}{\partial x} + \sigma_{12} \delta \frac{\partial v}{\partial x} + \right. \\ &\left. + (z \sigma_{12} - y \sigma_{13}) \delta \frac{\partial \theta}{\partial x} - \sigma_{12} \delta \alpha_1 + \sigma_{13} \delta \frac{\partial w}{\partial x} - \sigma_{13} \delta \alpha_2 \right] dV dt. \end{aligned} \quad (6)$$

Вариации работы внешних сил стержня представляется так [3]

$$\int_t \delta A dt = \int_t \int_V [P_1 \delta u_1 + P_2 \delta u_2 + P_3 \delta u_3] dV dt + \int_t \int_S [q_1 \delta u_1 + q_2 \delta u_2 + q_3 \delta u_3] dS dt + \int_t \int_{S_1} [\varphi_1 \delta u_1 + \varphi_2 \delta u_2 + \varphi_3 \delta u_3] dS_1 dt \Big|_x. \quad (7)$$

Выражения вариации кинетической (3) потенциальной (4) энергии и работы внешних сил (7) стержня подставляем на вариационный принцип Гамильтона – Остроградского, имеем [3]

$$\begin{aligned} \int_t (\delta \Gamma - \delta \Pi + \delta A) dt = & \int_x \left[\rho F \frac{\partial u}{\partial t} \delta u + \rho I_z \frac{\partial \alpha_1}{\partial t} \delta \alpha_1 + \rho I_y \frac{\partial \alpha_2}{\partial t} \delta \alpha_2 + \rho F \frac{\partial v}{\partial t} \delta v + \right. \\ & + \rho F \frac{\partial w}{\partial t} \delta w + \rho I_p \frac{\partial \theta}{\partial t} \delta \theta \Big] dx \Big|_t + \int_t \int_x \left\{ \left[-\rho F \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + \frac{\partial N_x}{\partial x} + N_x(P_1) + N_x(q_1) \right] \delta u + \right. \\ & + \left[-\rho I_z \frac{\partial^2 \alpha_1}{\partial t^2} - \frac{\partial M_z}{\partial x} + Q_{12} - (M_z(P_1) + M_z(q_1)) \right] \delta \alpha_1 + \left[-\rho I_y \frac{\partial^2 \alpha_2}{\partial t^2} - \right. \\ & - \frac{\partial M_y}{\partial x} + Q_{13} - (M_y(P_1) + M_y(q_1)) \Big] \delta \alpha_2 + \left[-\rho F \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} + \frac{\partial Q_{12}}{\partial x} + Q_{12}(P_2) + \right. \\ & + Q_{12}(q_2) \Big] \delta v + \left[-\rho F \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + \frac{\partial Q_{13}}{\partial x} + (Q_{13}(P_3) + Q_{13}(q_3)) \right] \delta w + \left[-\rho I_p \frac{\partial^2 \theta}{\partial t^2} + \right. \\ & + \frac{\partial M_x}{\partial x} + (M_x(P_2, P_3) + M_x(q_2, q_3)) \Big] \delta \theta \Big\} dx dt + \left\{ \left[(-N_x + N_x(\varphi_1)) \delta u + \right. \right. \\ & + (M_z - M_z(\varphi_1)) \delta \alpha_1 + (M_y - M_y(\varphi_1)) \delta \alpha_2 + (-Q_{12} + Q_{12}(\varphi_2)) \delta v + \\ & \left. \left. + (-Q_{13} + Q_{13}(\varphi_3)) \delta w + (-M_x + M_x(\varphi_2, \varphi_3)) \delta \theta \right] \Big|_x \right\} dt = 0. \quad (8) \end{aligned}$$

Вариационное уравнение (8) является общим математическим моделям сейсродинамики стержней. Вариации не известных функции не равняются нулю. Вариационное уравнение (8) в любом значении параметра x имеет места. По этому из вариационного уравнения (8) будет возможность получить естественные начальные условия, естественные граничные условия и систему дифференциальных уравнений колебания стержней.

Главной проблемой теории сейсродинамики подземных трубопроводов является вопрос моделирование взаимодействия в системе «труба-грунт».

Экспериментальные исследования направляются, с одной стороны, на определение параметров взаимодействия трубопроводов с грунтом, с другой – на проверку и подтверждение справедливости результатов теоретических исследований.

Особое внимание уделяется динамическим натурным и модельным экспериментальным исследованиям с применением новейших средств приборостроения и компьютерной техники.

В работах [7–9] проанализированы последствия многих катастрофических землетрясений. В частности приводятся следующие информации:

1) наблюдения, собранная информация и анализ последствий землетрясений, записи движений грунта и подземных сооружений и их обработка, определение причин повреждений подземных сооружений – все это относится к категории натурных наблюдений;

2) модельные экспериментальные исследования на вибрационные нагрузки, выполненные большей частью для стержней, изготовленных из металла, пластмассы, расположенных в водонасыщенных грунтах; в качестве окружающего грунта чаще всего использовался песок; проводились также модельные экспериментальные исследования для трубопровода, проходящего через разлом;

Иногда прямой натурный эксперимент обходится дорого либо попросту невозможен, поэтому математическое моделирование является неизбежной составляющей сложной теории любого объекта [10].

В работе [4] отмечается, что существует такой предел, ниже которого связь между перемещением и нагрузкой подчиняется упругому закону, т.е.

$$q_i = k_i \Theta_i, \quad (9)$$

где q_i – нагрузка, приходящаяся на единицу поверхности трубопровода, k_i – коэффициент пропорциональности взаимодействия, Θ_i – полное перемещение трубопровода.

Пусть на трубопровод действует одна из нагрузок: P – продольная сила, Q – поперечная сила, M_u – изгибающий момент и M_k – крутящий момент, которые вызывают соответствующие упругие перемещения \tilde{u}, \tilde{w} и $\tilde{\varphi}, \tilde{\alpha}$ трубопровода относительно грунта.

Тогда можно записать

$$\left. \begin{aligned} P &= k_x \tilde{u}, \quad Q = k \tilde{w}, \\ M_u &= k_\varphi \tilde{\varphi}, \quad M_k = k_\alpha \tilde{\alpha}, \end{aligned} \right\} \quad (10)$$

где $k_x, k, k_\varphi, k_\alpha$ – коэффициенты пропорциональности взаимодействия, которым в общем случае можно придать вид

$$k_j = a_j k_x, \quad (11)$$

где при $k_j=k$, $a=2(1+\mu_{грунт})$, при $k_j=k_\alpha$ $a = \frac{8}{\bar{\beta}} \frac{l}{D_H}$ и при $k_j=k_\varphi$, $a = \frac{10}{\bar{\beta}(1+\mu_{грунт})} \left(\frac{l}{D_H} \right)^3$,

$$\bar{\beta} = \left(1 - \frac{D_B^4}{D_H^4} \right) [4].$$

Таким образом поверхностные силы взаимодействия определяются на единице площади по формулам (10) и (11).

В системе дифференциальных уравнений, полученных из вариационного уравнения (8) внешние нагрузки для подземных трубопроводов имеют вид [5]:

$$N_x(q_1) = - \int_l k_x (u - u_{0x}) dl = - \pi D_H k_x (u - u_{0x}),$$

$$Q_{12}(q_2) = - \int_l 2pk_x (v - u_{0y}) dl = - 2p\pi D_H k_x (v - u_{0y}),$$

$$Q_{13}(q_3) = - \int_l 2pk_x (w - u_{0z}) dl = - 2p\pi D_H k_x (w - u_{0z}),$$

$$M_z(q_1) = \int_l yq_1 dl = \frac{5}{\bar{\beta}p} \left(\frac{l}{D_H} \right)^3 R_H^3 k_x \left(\alpha_1 - \frac{\partial u_{0y}}{\partial x} \right) = q \left(\alpha_1 - \frac{\partial u_{0y}}{\partial x} \right), \quad (12)$$

$$M_y(q_1) = \int_l zq_1 dl = \frac{5}{\bar{\beta}p} \left(\frac{l}{D_H} \right)^3 R_H^3 k_x \left(\alpha_2 - \frac{\partial u_{0z}}{\partial x} \right) = q \left(\alpha_2 - \frac{\partial u_{0z}}{\partial x} \right),$$

$$\begin{aligned} M_x(q_2, q_3) &= \int_l (zq_2 - yq_3) dl = - \frac{8l}{\bar{\beta}D_H} k_x \int_l (R_H \theta - (u_{0y} - u_{0z})) dl = \\ &= - \frac{8l}{\bar{\beta}D_H} k_x R_H^2 (R_H \theta - (u_{0y} - u_{0z})), \end{aligned}$$

где $\mu_{грунт}$ – коэффициент Пуассона грунта, u_{0x} , u_{0y} , и u_{0z} – проекции на оси координат закона движения грунта [4].

Формулы (12) являются усилиями и моментами взаимодействия грунта с трубопроводами. Для решения систему дифференциальных уравнений колебаний подземных трубопроводов с естественными начальными и граничными условиями с внешней нагрузкой взаимодействия «грунт-трубопровод» (12) используются методы вычислительной математики. В результате получается система алгебраических уравнений.

Для решения систему алгебраических уравнений разрабатываются алгоритмы компьютерной реализации. На основе алгоритма компьютерной реализации составляются комплексы про-

грамм. Таким образом появляется триада модель – алгоритм – программа рассматриваемого объекта. В данном случае колебание подземного трубопровода при воздействии сейсмической нагрузки (12).

Задача-1. В качестве примера рассмотрим следующую задачу: защемленный левым концом и свободный правым концом подземный трубопровод. На основе алгоритма компьютерной реализации решается поставленная задача. Механические и геометрические параметры выбираются в следующем виде: $E=2 \cdot 10^5 \text{ МПа}$; $\rho=7.8 \cdot 10^3 \text{ кг/м}^3$; $D_H=0.3 \text{ м}$; $D_B=0.29 \text{ м}$; $l=50 \text{ м}$; $F = \frac{\pi(D_H^2 - D_B^2)}{4} \text{ м}^2$; $I_y = I_z = \frac{\pi(D_H^4 - D_B^4)}{64} \text{ м}^4$; $I_p = \frac{\pi(D_H^4 - D_B^4)}{32} \text{ м}^4$; $a_0=0.002 \text{ м}$; $\varepsilon=0.3 \text{ с}^{-1}$;

$$u_0 = a_0 e^{-\varepsilon \left(t - \frac{x}{C_p} \right)} \sin \omega \left(t - \frac{x}{C_p} \right); \quad \omega = \frac{2\pi}{T}; \quad T=0.3 \text{ с}; \quad C_p=1500 \text{ м/с}; \quad k_x=2.78 \cdot 10^4 \text{ кН/м}^3; \quad \mu_{\text{грунт}} = 0.2;$$

$\mu_{\text{труба}} = 0.3$; $u_{0x} = u_0 \cos \alpha$; $u_{0y} = u_0 \sin \alpha \cos \beta$; $u_{0z} = u_0 \sin \alpha \sin \beta$; $\alpha = 30^\circ$; $\beta = 60^\circ$; $y=R_H \cos \gamma$; $z=R_H \sin \gamma$; $R_H=0.15 \text{ м}$; $\gamma=45^\circ$. α, β – углы падения сейсмической волны, перемещения и напряжения трубопровода вычисляются в любой точке поперечного сечения трубопровода. Поэтому координаты поперечного сечения вычисляются по формулам: $y=r \cos \gamma$; $z=r \sin \gamma$; $R_B \leq r \leq R_H$; $0 \leq \gamma \leq 2\pi$.

Результаты решения задачи представляются в виде графиков. На рис.1 приводятся изменения значения нормального и касательных напряжений вдоль оси трубопровода по заданным временам и в заданной точке поперечного сечения трубопровода ($y=R_H \cos \gamma$; $z=R_H \sin \gamma$, $R_H=0.15 \text{ м}$, $\gamma=45^\circ$). Приводятся изменения значения нормального и касательных напряжений по времени в заданных точках поперечного сечения трубопровода ($x=5 \text{ м}$, $x=50 \text{ м}$, $y=R_H \cos \gamma$; $z=R_H \sin \gamma$, $R_H=0.15 \text{ м}$, $\gamma=45^\circ$).

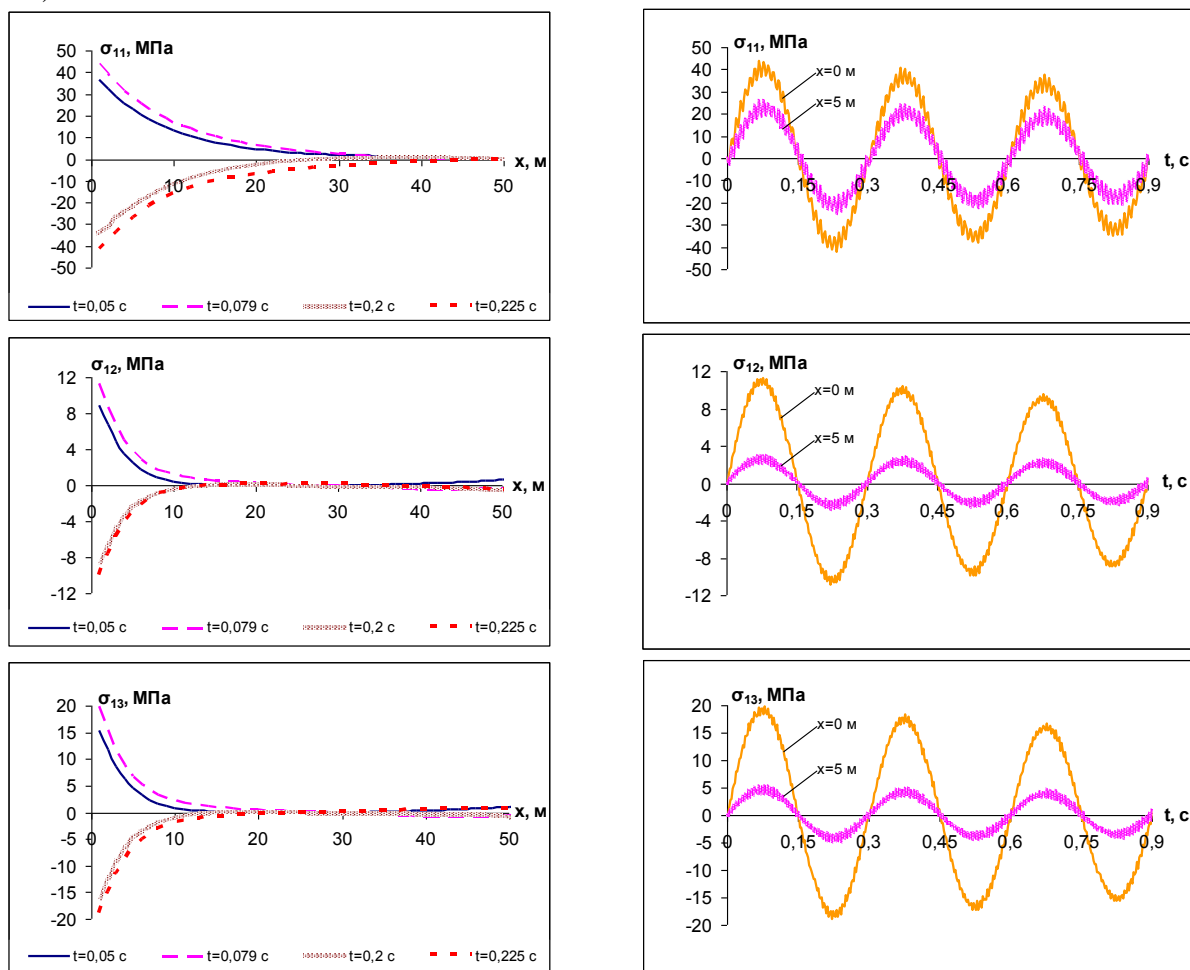


Рис.1. Изменения значения нормального и касательного напряжений вдоль оси трубопровода в заданных точках поперечного сечения и времени. Изменения значения нормального и касательных напряжений в заданных точках

поперечного сечения трубопровода по времени

Далее градиент продольного и поперечных перемещений близко к нулю, аналогично на этих интервалах ($20 \leq x \leq 50$, $10 \leq x \leq 50$) значения нормального и касательных напряжений близко к нулю (см. рис.1). Изменения значения нормального и касательных напряжений по времени в заданных точках и сечениях трубопровода имеют гармонический характер фазы колебания в разных сечениях совпадают, но отличаются с амплитудами колебания в разных сечениях трубопровода (рис.1).

Изменения значения крутящего и изгибающих моментов вдоль оси трубопровода при заданных временах, а также по времени в заданных сечениях приводятся на рис.2. Из анализа градиентов углов поворота сечения трубопровода, изменяющихся вдоль оси трубопровода имеют сложный характер, исходя из этого изгибающие моменты также вдоль оси трубопровода имеют значения сложного характера, оставаясь иметь максимальные значения на заземленном контуре. Изменения значения градиента угла кручения оси трубопровода по длине трубопровода имеет монотонный характер, соответственно крутящий момент достигая своего максимального значения на заземленном конце трубопровода далее по длине трубопровода уменьшается монотонно.

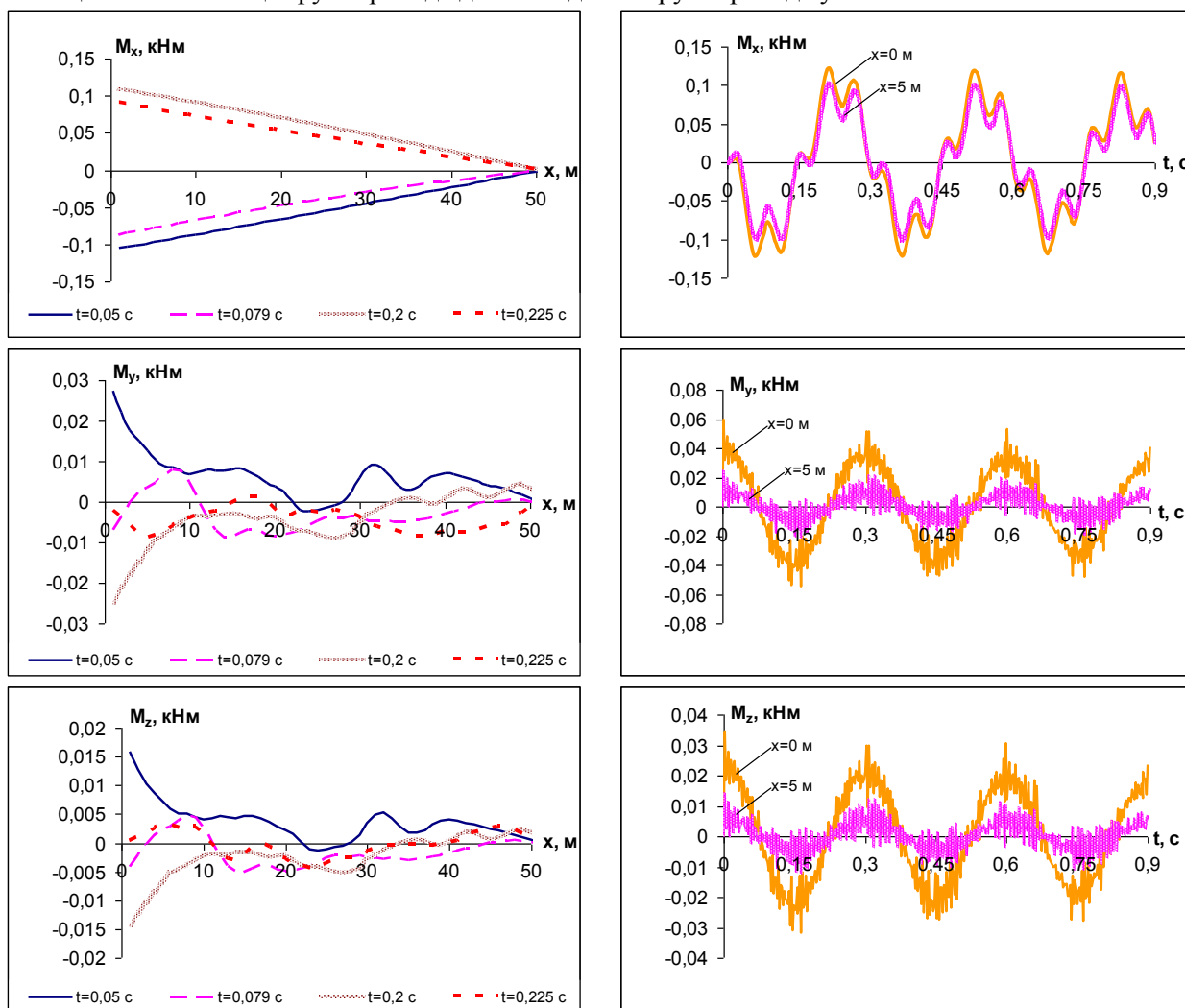


Рис.2. Изменения значения крутящего и изгибающих моментов вдоль оси трубопровода в заданных временах. Изменения значения крутящего и изгибающих моментов по времени в заданных сечениях трубопровода ($x=0$ м, $x=5$ м)

Колебания крутящего и изгибающих моментов имеют гармонический характер. Амплитуды на заземленном конце трубопровода имеют большие значения чем на других сечениях трубопровода, но колебания по фазе совпадают. С течением времени амплитуды колебаний крутящего и изгибающих моментов уменьшаются, аналогично закону движения грунта.

В статье [6] отмечается, что в результате анализа фактических данных о различных сетях подземных трубопроводов при сильных землетрясениях, включая Ташкентское 1966 г, установле-

но, что подземные трубопроводы в основном разрушаются в местах присоединения к резервуарам, колодцам, насосным станциям, фундаментам зданий, домовым вводам, ответвлениям, вблизи резких поворотов трубопровода, при прокладках трубопроводов через реки, овраги и т.д.

Больше всего разрушаются стыковые соединения труб (фланцевые и раструбные). Трубопроводы с гибкими стыковыми соединениями оказались сейсмостойкими. Наибольшее количество повреждений отмечено в трубопроводах, уложенных в рыхлых грунтах, а также в местах контакта грунтов с резко отличающимися физико – механическими свойствами.

Сейсмостойкость подземных трубопроводов зависит от глубины заложения. С увеличением глубины заложения сейсмостойкость трубопроводов повышалась.

В напорных трубопроводах при землетрясениях на сейсмические нагрузки, перемещения, возникающие в трубах, влияет напор жидкости, протекающей в трубе. С увеличением напора в трубе при сильных афтершоках Ташкентского землетрясения возрастала количество разрушений.

До настоящего времени нет типовых решений по конструкциям подземных трубопроводов различного назначения, прокладываемых в сейсмических районах, хотя их протяженность ежегодно возрастает. По этому изучение работы сложных систем подземных сетей трубопроводов при возможных землетрясениях является весьма актуальным.

ЛИТЕРАТУРА

- [1]. З а р у б и н В. С. Математическое моделирование в технике. Москва, из-дво МТГУ им. Н.Э. Баумана 2003. –496 с.
- [2]. Кабулов В.К. Алгоритмизация в теории упругости и деформационной пластичности. Ташкент: Фан, 1966. – 386с.
- [3]. Рашидов Т.Р., Юлдашев Т, Бекмирзаев Д.А., Нишоннов Н.А. Проблемы математического моделирования задач сейсродинамики подземных трубопроводов // «Проблемы прочности, пластичности и устойчивости в механике деформируемого твердого тела». Материалы VIII Международного научного симпозиума. 9–11 декабря 2015. Твер, 2015. – С. 66–74.
- [4]. Рашидов Т.Р., Хожметов Г.Х. Сейсмостойкость подземных трубопроводов. Ташкент: Фан, 1985.-152 с.
- [5]. Рашидов Т.Р., Бекмирзаев Д.А. Сейсродинамика трубопроводов, взаимодействующих с грунтом // Основания, фундаменты и механика грунтов. Москва, 2015. №3. С. 15–19.
- [6]. Рашидов Т.Р. Уравнения движения сложных систем подземных сооружений при сейсмических воздействиях. Известия АН РУз, серия технических наук. Ташкент, «Фан», 1970 г. № 1. С.26–37.
- [7]. Рашидов Т.Р., Ан Е.В. Сейсродинамика сооружений, взаимодействующих с грунтом, в материалах международной конференции по проектированию в геотехнической инженерии (Токио, Япония, 2009 г.)// Узбекский Журнал Проблемы механики. Ташкент, 2013. №3–4. С. 40–45.
- [8]. Рашидов Т.Р., Рашидов И.Т., Ан Е. Вопросы изученности сейсмостойкости систем жизнеобеспечения (подземные трубопроводы)//Узбекский Журнал Проблемы механики. Ташкент, 2010. №3. С. 12–14.
- [9]. Ан Е.В., Рашидов Т.Р. Сейсродинамика подземных трубопроводных систем жизнеобеспечения в материалах XV всемирной конференции по сейсмостойкому строительству (Лиссабон, 2012) // Узбекский Журнал Проблемы механики. Ташкент, 2014. №3-4. С. 154–159.
- [10]. Самарский А.А., Михайлов А.П. Математическое моделирование. Идеи. Методы. Примеры. М.: Наука. Физматлит, 1997. – 320 с.

УДК 624.1, 69.007

В.А. ИЛЬИЧЕВ, Р.Т. АКБИЕВ, Т.В. МОРОЗОВА

О НЕЗАВИСИМОЙ ОЦЕНКЕ КВАЛИФИКАЦИЙ И ПРОФЕССИОНАЛЬНОМ СТАНДАРТЕ «СПЕЦИАЛИСТ В ОБЛАСТИ МЕХАНИКИ ГРУНТОВ, ГЕОТЕХНИКИ И ФУНДАМЕНТОСТРОЕНИЯ»

Известно, что градостроительная и инвестиционно-строительная деятельность являются локомотивом социально-экономического развития, в связи с чем решение вопросов национальной кадровой политики, включая развитие профессионального строительного образования и оценку профессиональных компетенций данной сферы требует постоянного внимания со стороны руководства страны, работодателей и профессиональных некоммерческих организаций.

В настоящей работе приводятся предварительные итоги деятельности Российского общества по механике грунтов, геотехнике и фундаментостроению (РОМГГиФ), предпринятые в данном направлении.

Системная работа по формированию национальной системы квалификаций (НСК) начата в соответствии с Указом Президента Российской Федерации от 07 мая 2012 г. № 597, а также принятыми в его развитие Постановлениями Правительства Российской Федерации, иными нормативными правовыми актами и нормативными документами, в том числе, постановлениями Правительства Российской Федерации и приказами Минтруда России.

Важным шагом для развития НСК стало принятие Федерального закона «О независимой оценке квалификаций» от 03 июля 2016 г. № 238-ФЗ, в котором устанавливаются правовые и организационные основы и порядок проведения независимой оценки квалификации специалистов, претендующих на осуществление определенного вида трудовой деятельности, а также определяет правовое положение, права и обязанности участников такой независимой оценки квалификации.

Основу НСК составляют профессиональные стандарты, правила разработки и утверждения которых утверждены Постановлением Правительства Российской Федерации от 22 января 2013 года № 23. В настоящий момент Минтрудом России утверждено более 1000 профессиональных стандартов; при этом только 7 (Семь) из них касаются непосредственно сферы инженерных изысканий и архитектурно-строительного проектирования.

В соответствии со статьей 195.1 Трудового кодекса Российской Федерации профессиональный стандарт содержит характеристики уровня знаний, умений и профессиональных навыков, необходимых работнику для осуществления описанного в таком стандарте вида профессиональной деятельности.

Российское общество по механике грунтов, геотехнике и фундаментостроению (РОМГГиФ) – старейшее профессиональное отраслевое объединение участвует в процессах формирования НСК, являясь основным разработчиком соответствующего проекта профессионального стандарта – «Специалист в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения» (далее – «проект ПС»).

Заказчиком разработки проекта ПС является Минтруд России и Российский союз промышленников и предпринимателей (РСПП). Проект ПС включен в План разработки на 2016 год.

В [таблице 1](#) приведен перечень утвержденных и запланированных к разработке на 2016 год профессиональных стандартов, взаимосвязанных с указанным проектом ПС.

Таблица 1

Перечень отраслевых профессиональных стандартов

№ п/п	Наименование проекта профессионального стандарта	Этап (разработчики)
1	Специалист в области инженерно-технического проектирования для градостроительной деятельности	Утвержден Приказом Минтруда России № 1167н от 28.12.2015 г. (РСПП, СПРОСЭКСПЕРТИЗА)
2	Специалист в области оценки качества и экспертизы для градостроительной деятельности	Утвержден Приказом Минтруда России № 246н от 30.05.2016 г. (РСПП, СПРОСЭКСПЕРТИЗА)
3	Специалист в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения	План Минтруда России (РСПП, РОМГГиФ, СПРОСЭКСПЕРТИЗА и др.)
4	Специалист в области инженерно-геологических изысканий	Инициативная разработка (СПРОСЭКСПЕРТИЗА, РОМГГиФ и др.)
5	Специалист в области цифрового моделирования для градостроительной и инвестиционной строительной деятельности	Инициативная разработка (СПРОСЭКСПЕРТИЗА, РОМГГиФ и др.)

Перспективы РОМГГиФ в направлении профессиональной стандартизации и оценки соответствия связаны с его многолетним опытом практической работы: на протяжении 18 лет общество проводит профессиональную аккредитацию по направлениям своей деятельности; наряду с выдаваемыми членам общества – специалистам и организациям (партнерам) сертификатами, аттестованные лица получают индивидуальные страховые свидетельства со страховой премией до 3 млн. рублей, что является уникальной практикой.

Полученный опыт и практические наработки РОМГГиФ предлагается принять за основу и использовать при создании системы профессионально-общественной аккредитации (сертификации) специалистов по механике грунтов, геотехнике и фундаментостроению, в соответствии с Федеральным законом № 238-ФЗ и разрабатываемым проектом ПС.

Область, связанная с механикой грунтов, геотехникой и фундаментостроением, является ключевой для многих направлений градостроительной деятельности и строительного производства, включая возведение промышленных и гражданских, в том числе высотных зданий и сооружений, освоение подземного пространства, строительство гидротехнических сооружений, объектов транспортного строительства, атомной энергетики и пр.

В настоящее время документы, регулирующие профессиональную деятельность в сфере механики грунтов, геотехники и фундаментостроения на общероссийском уровне отсутствуют. Трудовое законодательство, в том числе Общероссийские классификаторы (ОК) и Квалификационные справочники (КС) не содержат для данного направления необходимые и востребованные практикой требования и уровни квалификации (профессии, специализации).

Схема, определяющая место разрабатываемого проекта ПС в группе отраслевых профессиональных стандартов, представлена на [рисунке 1](#).



Рис. 1

Очевидно, что разрабатываемый проект ПС имеет специфику, является «сквозным» для области (научно-технической и инженерной) градостроительной деятельности:

↔ **Научно-техническая (градостроительная) деятельность** ↔

↔ научные исследования (включая расчетно-экспериментальные) ↔

↔ инженерно-геологические (геотехнические) изыскания ↔

↔ архитектурно-строительное проектирование ↔

↔ строительство, реконструкция, капитальный ремонт ↔

↔ эксплуатация объектов ↔

↔ оценка соответствия – обследование, экспертиза, контроль ↔

↔ **Инженерная (градостроительная) деятельность** ↔

В соответствии с Приказом Мирегиона России от 30 декабря 2009 г. № 624, которым установлены виды работ по инженерным изысканиям и проектированию, оказывающими влияние на безопасность объектов капитального строительства, исследования (работы, услуги), предполагаемые для выполнения специалистами по направлениям разрабатываемого проекта ПС приведены без учета развития и требований геотехнического строительства. Исследование данного документа выявляет факт возможного наложения трудовых функций для различных групп специалистов (проектировщики, изыскатели), в частности в процессе принципиального выбора методов устройства оснований подземных сооружений, конструкций фундаментов, а также при определении состава и объемов инженерных изысканий, иных исследований и технических мероприятий, предусмотренных для этих целей.

По мнению экспертов, указанное выше, а также отсутствие понимания на государственном уровне, в общественном сознании специфики деятельности специалистов по направлениям деятельности РОМГГиФ приводит к «размыванию» сферы механики грунтов, геотехники и фундаментостроения, столь важной в современных условиях роста городов в высоту и освоения подземного пространства.

Важной функцией разрабатываемого проекта ПС должно стать разграничение областей деятельности инженеров различных направлений (изыскательской, проектной строительной деятельности и пр.), как это схематично показано на [рисунке 1](#).

Проект ПС охватывает трудовые функции, выполняемые специалистами в области проектирования оснований и фундаментов, технологии ведения работ нулевого цикла при возведении зданий и сооружений, авторского надзора, иных видов контроля при строительстве. Это предполагает выделение в ПС нескольких уровней квалификаций специалистов – 6, 7 и, возможно 8, которые приблизительно соответствуют уровню

профессионального образования по программам бакалавриата и (или) выпускника магистратуры (специалитета), имеющих соответствующие и компетенции (знания, умения и навыки).

В проекте ПС предварительно выделены 5 (пять) обобщенных трудовых функций (ОТФ), которые отражают различные наименования квалификаций:

А – специалисты, компетентность которых распространяется на подготовку и проведение высококвалифицированных полевых и лабораторных исследований, связанных в том числе, с инженерно-геологическими изысканиями (геотехническими исследованиями), включая мониторинг;

В – специалисты, в компетенции которых входит решение задач по обработке результатов полевых, лабораторных, иных прикладных исследований и подготовку материалов для разработки проектной продукции (технической документации) на строительство (реконструкцию, капитальный ремонт) высотных зданий, иных уникальных и технически сложных объектов;

С – специалисты, выполняющие разработку проектной документации применительно к основаниям, фундаментам и подземным сооружениям (далее – геотехническое строительство);

Д – специалисты (методисты, исследователи), компетенции которых позволяют проводить научно-техническое сопровождение при проектировании и строительстве (реконструкции, капитального ремонта) высотных, иных уникальных и технически сложных объектов, включая разработку и внедрение инноваций;

Е – специалисты, осуществляющие организацию и планирование работ (услуг) в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения.

Такой подход, позволяет выделить в проекте ПС такие важные «новые» трудовые функции (А, Д), помимо уже сформировавшихся для различных категорий специалистов сферы градостроительного проектирования и инженерных изысканий.

Общеизвестно, что геотехническое строительство, которое по существу определяет проект ПС, является быстроразвивающимся направлением, предполагает постоянное совершенствование технологий и методик моделирования, выполнения расчетно-экспериментальных исследований и пр., что в свою очередь требует специально подготовленных кадров с навыками научной работы.

По мнению авторов-разработчиков проекта ПС его внедрение будет способствовать достижению следующих целей и стратегических задач:

1) установление наименований квалификаций и требований к квалификации в сфере механики грунтов, геотехники и фундаментостроения, на соответствие которым планируется проводить независимую оценку квалификаций;

2) корректировка в сторону улучшения с позиции работодателей существующих, разработка новых программ профессионального образования (подготовки, повышения квалификации) в сфере механики грунтов, геотехники и фундаментостроения, и установления обратной связи между требованиями работодателей и качеством подготовки специалистов, а также реализация таких образовательных программ;

3) организация разработки и утверждение оценочных средств по соответствующим квалификациям, которые применяются центрами оценки квалификаций при проведении профессионального экзамена по соответствующей квалификации в сфере механики грунтов, геотехники и фундаментостроения.

При разработке проекта ПС в обязательном порядке будут учтены утвержденные и вновь разрабатываемые, в том числе с участием РОМГГиФ профессиональные стандарты (см. выше).

Положительный опыт РОМГГиФ по разработке, внедрению проекта ПС и оценочных средств в рамках НСК может быть распространен для применения государствами– участниками Евразийского экономического союза и Содружества независимых государств (СНГ).

В связи с этим, Российское общество по механике грунтов, геотехнике и фундаментостроению (РОМГГиФ) приглашает всех заинтересованных лиц принять участие в профессионально-общественном обсуждении проекта профессионального стандарта «Специалист в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения», актуальная информация о котором публикуется на сайте <http://rsmgfe.ru/>.

В.А. Ильичев, Р.Т. Акбиев, Т.В. Морозова. О независимой оценке квалификаций и профессиональном стандарте «специалист в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения»

В настоящей статье приводятся предварительные итоги по разработке Российским обществом по механике грунтов, геотехнике и фундаментостроению профильного профессионального стандарта.

В.А. Ильичев, Р.Т. Акбиев, Т.В. Морозова. On the independent assessment of the qualifications and professional standards «Specialist in the field of soil mechanics, geotechnical and foundation engineering»

This article presents preliminary results on the development by the Russian Society for Soil Mechanics, Geotechnics and Foundation profile professional standard.

ХРОНИКА

Продолжение обсуждений очередной главы книги «Размышления о сути вещей и явлений (взгляд на физику со стороны)» А.М. Хаджибаева

А.М. ХАДЖИБАЕВ

ИМПУЛЬС, КАК ФУНДАМЕНТАЛЬНАЯ КАТЕГОРИЯ ФИЗИКИ

Известно, что наиболее полное описание понятия «импульс», как «количества движения», дано Рене Декартом в первой половине XVII в. Он определил импульс как произведение «величины тела на скорость его движения». Позже такое определение было уточнено Ньютоном (1687), который впервые ввел в науку понятие «масса». Согласно Ньютону, «количество движения есть мера такового, устанавливаемая пропорционально скорости и массе».

В настоящее время общепринято определение, согласно которому «импульс» – есть векторная физическая величина, являющаяся мерой механического движения тела.

В релятивистской механике дано наиболее обобщенное определение импульса – «аддитивный интеграл движения механической системы, связанной согласно теореме Нетер с фундаментальной симметрией – однородностью пространства». Существует и другое определение импульса, как «свойство тела на действие», т.е. его способность оказывать воздействие на другое материальное тело (МТ). На наш взгляд, именно данное определение наиболее адекватно раскрывает суть импульса как физическую категорию. Ибо именно оно «намекает» и базируется на факте существования физического субстрата, или «носителя» импульса!

Следует отметить, что ни одно из предложенных ранее определений импульса не отвечает на вопрос о наличии или отсутствии физического субстрата, либо «носителя» импульса.

Базируясь на предложенной нами концепции «единой механической теории» [1, 2], мы подчеркиваем, что, импульс имеет конкретный физический субстрат в виде «зоны завихрения» пространство-временного континуума (ПВК), образующегося позади (т.е. противоположно направлению движения) МТ, состоящего из потока гравитонов-импульсов с преимущественным направлением движения (ПНД). Именно суммарный импульс гравитонов-импульсов с общей ПНД данной зоны и есть физический субстрат импульса, а также инерции (силы инерции) и кинетической энергии движущегося МТ. Что касается его величины, то она определяется массой, которая, в свою очередь, определяется числом атомов и нуклонов, из которых состоит данное МТ, и скоростью движения МТ.

К сожалению, современная физика, как и И.Ньютон, переставила по значимости «импульс» на второе место после «силы». В своем труде «Математические начала натуральной философии» И.Ньютон писал: «Изменение количества движения пропорционально СИЛЕ и происходит по направлению той прямой, по которой эта сила действует». Эта формулировка и есть известный «второй закон Ньютона».

В современной физике применяются следующие формулировки этого закона: «В инерциальных системах отсчета ускорение, приобретаемое материальной точкой, прямо пропорционально вызывающей его СИЛЕ, совпадает с ней по направлению и обратно пропорционально массе материальной точки». Или: «Произведение массы тела на его ускорение равно действующей на него СИЛЕ». Встречается и такая формулировка: «В инерциальных системах отсчета производная импульса материальной точки по времени равна действующей на неё СИЛЕ».

Как видно, во всех вариантах формулировки акцент стоит на понятии СИЛА, а не на импульсе. Даже в учебниках по физике дается следующее определение силы: «Сила – векторная физическая величина, являющаяся мерой механического воздействия на тело со стороны других тел, в результате которого тело приобретает ускорение, или изменяет форму и размеры» [3].

Однако, по сути, «сила» – есть мера интенсивности, или «скорость» передачи (изменения) импульса ($F = \Delta P / \Delta T$). Как и «скорость», будучи мерой интенсивности «движения», не может иметь место без «движения», не может быть и «силы» без «импульса»! Будучи мерой интенсивности передачи (изменения) импульса, сила является по своей сути вторичной по отношению к нему.

Логически является не правильным считать, или отождествлять «силу» с действием (или взаимодействием). Сила есть всего лишь мера интенсивности действия (взаимодействия)! Бессмысленно говорить о «передаче силы», – можно говорить только о «передаче импульса»!

Выпячивание понятия «силы» и нивелирование «импульса» находит свое отражение еще в том, что сила имеет свое название как единицы измерения (ньютон, дина), тогда как импульс – не имеет (он измеряется в кг·м/с) ?!

Наиболее логически правильным представляется, согласно нашим утверждениям, следующее определение: «Сила – есть мера интенсивности передачи импульса одной физической системы (ФС) другой». Подобная формулировка понятия «сила» совершенно меняет её суть! Она перестает быть главной, или фундаментальной физической величиной. Она всего лишь мера интенсивности передачи (изменения) импульса физической системы! Сила показывает, с какой интенсивностью данная физическая система может передать свой импульс другой.

Думается, не совсем логично говорить об «импульсе силы», как это принято в современной физике. Ибо при этом «импульс» ставится как параметр «силы», т.е. вторичным по отношению к «силе». Правильно и логично было бы говорить о «силе импульса» (аналогия: нельзя говорить о «движении скорости», можно сказать о «скорости движения»).

Считаем, что именно импульс – как наиболее простая интегральная величина, включающая все три основных физические параметры (метр, килограмм и секунда), является истинно фундаментальной категорией. Согласно автору данной статьи, было бы целесообразным и исторически справедливым ввести единицу измерения импульса – «декарт» (д), которая равна 1 кг·м/с. Следовательно: 1 Н=1 д/с; 1 Дж=1 д·м/с; 1 Па (паскаль)= 1 д/с·м³.

Применительно к механическому движению передача импульса проявляется в виде «ускорения». Именно «ускорение», как изменение скорости МТ, и есть проявление и описание процесса передачи импульса в течение определенного отрезка времени ($a=P/m\Delta T$). В этой связи трудно согласиться с утверждением, что «сила – причина появления ускорения». В основе ускорения лежит передача импульса!

Признание данного положения приведет к коренному пересмотру многих основных положений физики. Прежде всего, сила перестает быть разнообразной (механическая, электрическая, ядерная, гравитационная и т.д.) и фундаментальной физической величиной. Как мера интенсивности передачи (изменения) импульса, она может быть по существу только в одной форме: $F=P/\Delta T$! Отсюда следует, что все четыре фундаментальные силы (взаимодействия) Природы имеют один и тот же смысл – передача импульса! Автор считает, что под понятием «действию» (взаимодействие) нужно подразумевать импульс и только импульс. Сила сама по себе не может быть «действию», сила – есть мера интенсивности действия.

Что касается «энергии» и «работы», то, согласно автору, «энергия» – есть аккумулированный в трехмерном измерении импульс. Если импульс существует и «работает» (передается) в двухмерном измерении (плоскости), которое автор называет «временным слоем» [1], то энергия существует только в трехмерном измерении. Передача импульса означает передачу энергии. Любая форма передачи энергии есть «работа», т.е. работа – есть процесс передачи энергии или импульса!

Нельзя не соглашаться с утверждением о том, что «можно передать (получать) только то, что имеет физический субстрат», т.е. бессмысленно говорить о передаче каких-то свойств или параметров системы (например «цвета», «температуры» или «размеров»), можно передавать только носителя таких свойств. Свойство не «передается», а «придается». Следовательно, бессмысленно говорить о «передаче скорости» (можно передать только движение), или о «передаче силы».

В этой связи автор считает целесообразным различать такие понятия, как «импульс» («чистый импульс») и «импульс материального тела»! Под последним автор подразумевает суммарное количество «зоны завихрений» гравитонов-импульсов с ПНД, привязанной именно к данному движущемуся МТ. Её величина определяется массой (количеством) данного МТ и определяет скорость движения его.

Можно утверждать, что любая ФС или МТ, как отличительная физическая реальность, находящаяся в состоянии движения относительно к среде (ПВК), обладает импульсом!

Что касается «чистого импульса», наименьшей порцией его в Природе является квант света, или фотон. Как известно, фотон (квант) не имеет массу (массу покоя), ибо он сам является минимальной порцией импульса.

Как отмечалось, «передача импульса» – это процесс из двух актов (компонентов): а) отдача импульса; в) получение импульса (т.е. «передача»=«отдача»+«получение»). Эти два компонента неразделимы и кажутся равнозначными. Однако это не совсем так. Во-первых, каждый из них касается (относится) двух различных МТ или ФС, одно из которых «отдает», а другое «получает» импульс. Автор считает, что именно в «двухкомпонентности» процесса передачи импульса заложен глубочайший смысл – его дуализм.

Что касается, количества «отдаваемого» и «получаемого» импульса, то оно всегда абсолютно одинаково и на первый взгляд зависит от разности скоростей движения, сталкивающейся МТ (ФС). Однако величина его определяется не только скоростью движения, но и соотношением массы МТ. Дело в том, что количество «отдаваемого» импульса определяется не только его величиной у «отдающего» импульс МТ, но и возможностью «получателя» – второго МТ, которое определяется скоростью движения и массой последнего.

Известно, что носителями «импульса материального тела» являются атомы (нуклоны). Следовательно, импульс передается с атома на атом. Если учесть, что импульс МТ состоит из суммы импульсов атомов, из которых состоит данное МТ, тогда следует признать, что передача импульса одного МТ к другому МТ происходит не мгновенно, а в течение определенного времени (ΔT), которое проявляется в виде силы.

Несколько слов о «давлении». Известно, что, согласно современному определению, «давлением» называется физическая величина, характеризующая интенсивность механического воздействия среды на поверхность тела в направлении, перпендикулярном к этой поверхности, и численно равная отношению усредненной перпендикулярной составляющей силы к величине поверхности. На языке математики – это: $p=Fn/S$; где Fn – усредненная перпендикулярная составляющая сила. Если силу заменить импульсом, то уравнение примет вид $p=P/\Delta TS$.

Реализация силы, или передача импульса одной системы к другой всегда бывает в форме давления, т.е. давление – тот же самый процесс передачи импульса на определенную поверхность (S) с определенной силой (F) в течение определенного времени (T), которое может быть постоянным, или длительным. В этой связи можно считать, что давление отражает (характеризует) плотность передачи импульса через единицы поверхности контакта.

Таким образом, анализ общеизвестных фактов позволяет сделать следующие, казалось бы, банальные, но раскрывающие физическую суть импульса утверждения:

- импульс возникает у МТ (ФС) находящегося в состоянии движения относительно «среды» (ПВК), и имеет конкретный физический субстрат в виде «зоны завихрения», состоящей из потока гравитонов-импульсов с ПНД по направлению движения;
- передача импульса от одного МТ (ФС), к другому означает передачу потока гравитонов-импульсов с ПНД (в пределах «зоны завихрения» позади движущегося МТ);
- импульс, как взаимодействие двух и более МТ (ФС), может передаваться только контактным путем при их столкновении;
- процесс передачи импульса не может осуществляться дистанционно, что исключает возможность всякого рода «дальнодействия» в природе;
- импульс, будучи векторной величиной, всегда имеет направление действия (от источника импульса) «от себя» и никак «на себя»;
- направление передачи импульса сталкиваемых МТ (ФС) определяется не величиной модуля их импульса, а величиной скорости движения. Импульс передается не по принципу «от большего к меньшему», а «от быстрого к медленному»;
- передача импульса означает изменение скорости движения МТ (ФС), подвергаемого взаимодействию, т.е. процесс передачи импульса визуализируется или проявляется в виде ускорения;
- сила не может быть более фундаментальной физической величиной и мерой действия, чем импульс, она – есть показатель интенсивности передачи импульса от одного МТ (ФС) к другому;
- давление – есть проявление или передача (действие) импульса на непрерывно либо в течение определенного времени.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Хаджибаев А.М. Размышление о сути вещей и явлений (взгляд на физику со стороны). Ташкент: ИПТД «Узбекистан», 2015. – 312 с.
- [2] Хаджибаев А.М. О пространстве, как физической реальности //Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент. 2016. № 1. С.78 –82.
- [3] Касьянов В.А. Физика. 10 кл. Учебн. для общеобразоват. учреждений. 6-е изд., стереотип. М.: Дрофа, 2004. –416 с.

РЕЦЕНЗИЯ

на статью А.М. Хаджибаева «Импульс, как фундаментальная категория физики», представленную в Узбекский журнал «Проблемы механики» АН РУз.

В статье поднимается вопрос о первичности понятия импульса, а не силы. Анализ основных положений, выдвинутых автором статьи, наводит рецензента на мысль: как быть с понятием силы в статике? И получаются удивительные результаты.

В статике известно, что в физической или механической системе (ФС), состоящей из двух материальных тел (МТ) и находящейся в равновесном состоянии, они действуют друг на друга с одинаковой силой. Например, стол, стоящий на плоскости, здания находящиеся на земле, и т.д. Отсюда из-за удобства возникла первичность понятия «сила». И это понятие было действительно приемлемым.

Рассмотрим этот вопрос с точки зрения автора статьи. Здание, находящееся в равновесном состоянии на земле, имеет импульс $dP=Gdt$, где G – вес тела в Ньютонах, dt – время передачи импульса, которое равняется бесконечности или неопределенности. Поэтому удобнее говорить о силе, чем об импульсе.

С точки зрения автора статьи, основные уравнения статики будут формулироваться так: «Для механической или физической системы находящейся в равновесном состоянии, сумма импульсов всех МТ данной системы равняется нулю». Так как для всех МТ dt одинаковое, из этого утверждения получим основные уравнения равновесия статики.

Или на основе основных положений данной статьи можно сформулировать этот закон статики следующим образом: «Суммарное количество движений механической (физической) системы, находящейся в равновесном состоянии или в постоянном контакте или имеющей неголономные связи, равняется нулю», и т.д.

Аналогично можно показать, что первичности понятия «импульс» не противоречит всем основным законам классической механики Ньютона в динамике. Однако утверждение автора статьи о первичности понятия «импульс», а не «сил» необходимо, как показано в [1, 3], для построения единой теории взаимодействия во Вселенной или единой теории физических процессов и явлений в Природе.

Считаю статью очень интересной, она, несомненно, представляет научный интерес и приводит к новым понятиям и выводам как в релятивистической, так и в классической физике.

Рекомендую статью к опубликованию в Узбекском журнале «Проблемы механики»

Доктор физико-математических наук, профессор К.С. Султанов

РЕЦЕНЗИЯ

на статью А.М.Хаджибаева "Импульс, как фундаментальная категория физики"

Рукопись статьи А.М. Хаджибаева "Импульс, как фундаментальная категория физики" написана на основе нетрадиционной концепции. Без знания базиса данной концепции освоение материала, приведенного в рукописи, представляется сомнительным.

Сама концепция "единой механической теории", представленная в книге автора "Размышления о сути вещей и явлений", для специалиста со сложившимся на основе традиционной концепции стереотипном представлении о физике в целом и механике – в частности является непростой задачей в силу возникающих противоречий в базисах двух концепций. Например, передача импульса, возможная, по концепции автора, только посредством упругого соударения гравитонов, не имеющих массу, с точки зрения традиционной концепции является нонсенсом. Или отсутствие центробежной силы как таковой, силы, которая не только признана и описана, но и широко применяется в технике и быту, требует пояснения.

По сути в рукописи меняется отношение между причиной и следствием. Сделанные выводы нельзя принимать как бесспорные: физику, сформировавшемуся в традиционной концепции трудно принять понятие гравитонов – импульсов. Исключение автором дальнего действия как реалии и направленность импульса поля ("от себя" и никак не "на себя"), бесспорно, затруднит понять гравитационное поле.

Рукопись представляет собой интерес и ни в коем случае не должна быть проигнорированной, однако, для зарождения дискуссии при обсуждении необходимо проведение автором живого общения в виде семинара с физиками, выражающими интерес к данной работе

Физик-профессор, доктор педагогических наук О.И. Ахмаджонов
Кандидат физико-математических наук, доцент Б.Н. Саидов

РЕЦЕНЗИЯ

на статью Хаджибаева А.М. «Импульс как фундаментальная категория физики»

Представленная статья посвящена определению физической сущности одного из основных понятий физики - импульса.

Автор в данной статье предлагает новое определение импульса как главного фундаментального понятия физики, позволяющего раскрыть сущность взаимосвязь с другими важными физическими понятиями как сила, энергия, давление, ускорение и т.д. При этом автор не рассматривает импульс как количество движения, а особое состояние новых элементарных частиц - гравитонов [1]. По утверждению автора это особое состояние гравитонов является носителем импульса, а именно его взаимодействие определяет другие физические состояния (энергию, силу, давление и т.д.) материального тела.

Для доказательства и утверждения своей идеи автор в статье не приводит математические расчеты, экспериментальные результаты, а также нет подтверждения в виде работ других ведущих ученых в этой области.

Автор в статье, используя логические и философские рассуждения, размышляет и предлагает новый подход для понимания природных явлений и структуры макромира. Поэтому этот неординарный и новый взгляд на понимание мира и происходящих в нем явлений представляет не только определенный интерес для специалистов различных областей науки, но и также может служить новым мощным толчком развития науки и источником споров и обсуждений для молодых ученых физиков.

В качестве заключения можно сказать, что предложенный автором вариант «дуализма» импульса не отражает квантово механической сущности. Не смотря на сделанные замечания, я рекомендую опубликовать статью Хаджибаева А.М. в научных журналах, как содержащую интересный, неординарный и весьма спорный взгляд на понимание природы различных явлений и всего макромира в целом.

[1] Хаджибаев А.М. Размышления о сути вещей и явлений (взгляд на физику со стороны) // Ташкент: ИПТ «Узбекистан». 2015. -312 с.

доктор физико-математических наук, профессор М.К. Бахадырханов

Журнал продолжает обсуждение разделов книги д.м.н., проф. Хаджибаева А.М.
«Размышления о сути вещей и явлений (взгляд на физику со стороны)»

Публикуя отдельные главы книги и отзывы специалистов по механике и физике, имеются разные мнения. Видимо настало время, как отмечают рецензенты организации, обсудить содержание книги среди широких кругов механиков и физиков. Далее журнал будет публиковать результатов этих обсуждений. Сам автор является специалистом по медицине – хирургом.

Главный редактор академик АН РУз Т. Рашидов

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие.....	3
К. Н. Абдуллабеков История развития и современное состояние сейсмопрогностических исследований в Узбекистане.....	4
Р. А. Абилов К учету влиянию процессов СН на прочностные характеристики конструкционных материалов.....	8
Е. В. Ан. Подъем колодцев при сейсмическом нагружении подземных трубопроводов и меры по их недопущению... ..	11
Б. М. Аубакирова, Т. К. Куатбаева, Р. С. Кекубаев. О целесообразности освоения месторождений нефтеслановых пород и отходов их переработки.....	15
Г. А. Бахадиров. Особенности винтового вала с постоянным и переменным шагом винта.....	17
Д. А. Бекмирзаев. Исследование сейсмомодальности подземных трубопроводов сложной неортогональной конфигурации.....	21
А. А. Беспаяев, У. С. Куралов, У. Б. Алтигенов. Исследование прочности железобетонных конструкций, усиленных фиброармированными пластиками, при динамических нагрузках.....	25
В. С. Бондарь. Термовязкопластичность. Варианты теории.....	28
В. А. Братов, Н. Ф. Морозов, Ю. В. Петров. Разрушение горных пород при динамическом нагружении.....	31
В. В. Глаголев, А. А. Фурсаев. Подход к описанию деформирования композита с тонким адгезионным слоем.....	38
А. Д. Джураев, И. Г. Шин, М. Р. Муминов. О взаимосвязи скрытой энергии деформации и технологических остаточных напряжений в деталях машин.....	41
И. Н. Дюсембаев, З. М. Жамбакина, А. Дюсембаев. Расчет оснований по критическим предельным состояниям (несущей способности) по Еврокодам.....	46
С. С. Жавлиев, С. С. Негматов, Т. У. Улмасов. Исследование и разработка вибропоглощающих композиционных полимерных материалов и покрытий на их основе.....	49
В. Г. Зубчанинов, А. А. Алексеев, В. И. Гультияев. Расчеты процессов пластического деформирования металлов при непропорциональном нагружении по плоским криволинейным траекториям.....	54
Е. А. Исаханов, М. Я. Квашнин, К. Е. Токпанова. Прочностные характеристики несвязных грунтов при статических и вибрационных нагружениях.....	57
М. Ш. Исраилов, Б. М. Мардонов, Т. Рашидов. Стационарное движение системы «трубопровод - грунтовой слой» при действии сейсмических волн.....	60
Р. Р. Мамажанов, А. А. Ишанходжаев. Расчет ресурса элементов сквозных металлических ферм, имеющих начальные дефекты.....	65
М. Мирахмедов, Ш. Абдукамилов, А. Мамадалиев. Особенности состава и свойств барханских песков для земляного полотна железнодорожного пути.....	68
А. А. Мухитдинов. Методика выбора передаточных чисел механической ступенчатой трансмиссии по интенсивному разгону автомобиля.....	76
С. Г. Пшеничников. Нестационарная динамическая задача для непрерывно неоднородного линейно-вязкоупругого цилиндра.....	79
М. Ю. Соколова, Д. В. Христинич. Экспериментальная программа идентификации типа начальной упругой анизотропии материала.....	83
К. С. Султанов. Законы взаимодействия в системе «грунт-сооружение».....	86
Б. Б. Телтаев, Е. А. Суппес. Температурный режим автомобильной дороги на юге Казахстана.....	89
Д. М. Усаров. Изгиб и колебания толстой пластины с учетом бимоментов.....	92
А. А. Халджигитов, Ю. С. Юсупов. Численное решение динамической связанной задачи термопластичности.....	96
Г. Х. Хожметов, А. С. Ювмитов. Исследование динамических характеристик смежных зданий, соединенных демпфером с учетом колебания фундамента сопровождающегося одновременно поворотом, сдвигом и вертикальным перемещением.....	99
В. А. Хомяков, Е. Т. Бесимбаев. Сейсмическая безопасность зданий и сооружений, расположенных на горных склонах заилийского Алатау Казахстан.....	103
А. В. Хохлов. Анализ зависимости теоретических кривых нелинейного определяющего соотношения для стареющих вязкоупругопластичных материалов от материальных параметров и учёт влияния температуры.....	107
Б. Х. Хужаёров, Ж. М. Махмудов, У. Ж. Махмудов. Численное решение задачи фильтрации двухкомпонентных суспензии в пористой среде.....	110
Б. Э. Хусанов, Б. Б. Рихсиева. Об одной модели структурно-неустойчивых грунтов при сдвиговых деформациях.....	113
Sh. Takhirov, Amir Gilani, Brian Quigley, L. Myagkova. Structural assessment of historic monuments in Uzbekistan by means of laser scanning and numerical simulation.....	117
Т. Юлдашев, Н. А. Нишонов. Исследование НДС подземных полимерных трубопроводов при продольном воздействии.....	120
Ш. С. Юлдашев, Х. Л. Алимов, М. У. Карабаева. Уменьшение уровня вибрации в грунтах с помощью виброзащитных экранов типа щелей.....	123
Т. Р. Рашидов, Т. Юлдашев, Д. А. Бекмирзаев. К проблеме математического моделирования задач сейсмомодальности подземных трубопроводов.....	126
В. А. Ильичев, Р. Т. Акбиев, Т. В. Морозова. О независимой оценке квалификаций и профессиональном стандарте «специалист в области механики грунтов, геотехники и фундаментостроения».....	131
Хроника	
А. М. Хаджибаев. Импульс, как фундаментальная категория физики.....	135

Формат 60×84 ¹/₈. Гарнитура Times New Roman. Ризография.
Усл.-печ. л. 14.88. Уч.-изд. л. 12.5. Тираж 140. Заказ № 518.
Цена договорная.

Отпечатано в Минитипографии УД АН РУз:
100047, г. Ташкент, ул. акад. Я. Гулямова, 70.