

O‘ZBEKISTON RESPUBLIKASI FANLAR AKADEMIYASI
АКАДЕМИЯ НАУК РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

МЕХАНИКА
МУАММОЛАРИ

O‘ZBEKISTON
JURNALI

2 – 3
2017

УЗБЕКСКИЙ
ЖУРНАЛ

ПРОБЛЕМЫ
МЕХАНИКИ

Журнал под таким названием издается с января 1992 г.

Ташкент – 2017

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. КОРИШУНОВА, 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

Предисловие

Объединенный № 2 – 3 2017 г. Узбекский журнал «Проблемы механики» состоит, главным образом, из трех частей:

– первая часть посвящена материалам 90-летнего юбилея Самаркандского государственного университета им. Мирзо Улугбека. Раздел начинается со статьи ректора д.т.н., проф. Р.И. Халмурадова. В номер журнала вошли отдельные статьи профессорско-преподавательского состава университета, имеющие важное научное и народнохозяйственное значение. Редакционная коллегия поздравляет с юбилейной датой университет и желает профессорско-преподавательскому составу здоровья, успехов в подготовке высококвалифицированных кадров и развитии механики и сейсмостойкого строительства нашей республики;

– вторая часть содержит материалы Узбекско-американского симпозиума по научным исследованиям в области сейсмодинамики сооружений, организованного по инициативе журнала, Института механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз (ИМиСС АН РУз) и Калифорнийского университета в Беркли, США. Наш соотечественник Ш. Тахиров длительное время работает в этом университете. Калифорнийский университет известен во всем мире по разработке и внедрению научных исследований в области сейсмостойкого строительства. Все лаборатории университета оснащены современным и уникальным оборудованием для создания условий и записи данных в лабораторных и полевых условиях и проведения крупномасштабных экспериментальных исследований зданий и сооружений. ИМиСС АН РУз имеет давние связи с этим университетом. Неоднократно проходили встречи ученых из Узбекистана во главе с академиком АН РУз Т. Рашидовым с такими видными учеными, как Пензин, Клаф, известных как авторы многочисленных монографий по сейсмостойкому строительству. По завершении симпозиума принят меморандум, который публикуется на страницах журнала на английском языке;

– в третью часть вошли традиционные статьи, прошедшие рецензию.

Редакционная коллегия

ЧАСТЬ 1. ЮБИЛЕЙНЫЕ МАТЕРИАЛЫ, ПОСВЯЩЕННЫЕ 90-ЛЕТИЮ САМАРКАНДСКОГО ГОСУДАРСТВЕННОГО УНИВЕРСИТЕТА

САМДУ РЕКТОРИ Р. ХАЛМУРАДОВ

ТАЪЛИМ ТИЗИМИНИНГ ТЕРАН ИЛДИЗЛАРИ (ЁКИ ЎЗБЕКИСТОН УНИВЕРСИТЕТЛАРИ НЕЧА ЁШДА?)

Бундан бир неча йиллар муқаддам хизмат сафари билан ҳорижий давлатларда бўлган пайтимда Европанинг қадимий университетларининг таниқли олимлари билан учрашиш бахтига муяссар бўлганман. Ҳар галги учрашувда, айниқса, Франциянинг Париж (Сарбона), Англиянинг Кембриж, Италиянинг Болонья университетларининг таниқли олимлари, ўзлари хизмат қилаётган университетларнинг қадимийлигини, XII–XIII асрларда ташкил этилганлигини фахр ва ифтихор билан сўзлаганлари гувоҳи бўлганман. Асрлар давомида шу университетлар олимларининг эришган ютуқлари ва илмий кашфиётлари ҳақида сўз кетганда, табиийки, ҳайратланганман.

Ҳар гал юртимизга қайтар эканман Ал–Беруний, Фаробий, Ал–Фарғоний, Ибн Сино, Мирзо Улуғбек, Алишер Навоийларни етказиб берган илм даргоҳлари ҳақида ўйлаб қоламан. Ахир бу алломалар ҳам илмий маълумотларни олий таълим бериш мақомида бўлган мадрасаларда олган эдилар–ку! Тарихнинг ёритилмаган саҳифаларини ёритиш, энг муҳими, ўз–ўзини англаш, ўтмишни ҳолисона баҳолаш учун зарур шароитларни яратиб берган мустақиллигимизга ҳам 25 йил тўлади. Шу қисқа муддат давомида тарихимизни, меросимизни ўрганиш борасида катта ижобий ўзгаришлар юз берди.

Таълим тарихини билишга қизиқувчилар кўпая бошлади. Бирин–кетин ҳаққоний руҳдаги мақолалар, илмий изланишлар матбуотда босилиб чиқа бошлади. Яқинда Нажмиддин Абу Ҳафс Аҳмад Насафийнинг “Матлаъ ан–нужум ва мажмаъ ал–улум” (Ислом университети нашриёти, 2015) асари ҳақидаги маълумотни ўқиб қолдим. Асар муаллифи XI–XII асрда яшаб ижод этган насафлик (ҳозирги Қарши) аллома бўлиб, кейинчалик Самарқандга келиб, қорахонийлар ҳукмронлиги даврида барпо этилган Иброҳим Табғачхон мадрасасида мударрислик қилган ва юқорида номи келтирилган асари асосида талабаларга дарс ўтган экан. Бир ўринда олим–мударрис ўз устозлари ҳақида маълумот берар экан, Абу Али Ҳусайн ал–Ҳақоний номини тилга олади ва унинг Самарқанддаги “Амир” гузарида жойлашган илк мадрасанинг мударриси эканлигини айтади. Бу маълумотдан кўринадики, шу пайтгача илк мадраса номини олган Иброҳим Табғачхон мадрасасидан ҳам олдин барпо этилган Работи Ғозиён мадрасаси ҳақида гап кетмаётганмикан?

2000–2004 йиллар мобайнида Самарқанд Давлат университети ва Республикамизнинг бошқа олий таълим муассасалари мутахассислари томонидан Ўзбекистонда олий таълим тарихига оид бир қатор мақолалар ва рисоалар чоп этилди. Улардан энг эътиборлиси академик Б.Валихўжаев тадқиқотлари натижасига бағишлангани.

Асримиз бошида туртки берилган ушбу мавзу, муайян даражада, 2003 йилда СамДУ негизида ўтказилган Республика ректорлар кенгашининг сайёр йиғилишида махсус мунозара билан яқунланди.

Академик Б.Валихўжаев ўзининг “Самарқандда олий таълим мадрасайи олия–университет тарихидан лавҳалар” (А.Қодирий номидаги халқ мероси нашриёти, Самарқанд, 2001) илмий–оммабоп рисоласида IX–X асрларда Самарқандда 17 та мадраса фаолият олиб борганлигини, шулардан бири Работи Ғозиён бўлиб, у энг қадимий мадраса эканлигини айтиб ўтади.

Аҳмад ан–Насафийнинг “Матлаъ ан–нужум ва мажаъ ал–улум” китобини нашрга тайёрлаган олим Саид Акбар Муҳаммадаминов асарда тилга олинган илмлар ва ўрганилиши лозим бўлган маълумотларга ҳам ўз диққатини қаратган.

Асар муаллифи мадрасада ўрганилган илмларни 23 та катта соҳага бўлиб чиқади. Ҳар бир соҳа эса яна бир неча фаслларга ажратилган. Табиийки, ўрганилган илмларнинг асосини, инсонни руҳий ва ахлоқий жихатдан комилликка бошловчи диний илмлар ташкил этган. Шу боис, муаллиф асосий эътиборни диний илмлар тарғиботига қаратади. Дунёвий илмлар эса асарнинг тахминан иккинчи қисмида берилган. Дунёвий илмлардан, асосан, астрономия, астралогия, математика, тиббиёт, зоология каби фанлар тилга олинган. Гуманитар соҳага дахлдор илмларни эса, асосан, тарих, шеърят, шеърӣ санъатлар, мақоллар ва сирли илмлар ташкил этади.

Б.Валихўжаев ўз рисоласида юқорида тилга олинган Аҳмад Насафий асарида келтирилган, дунёвий илмларнинг ўрганилишини Самарқандда IX–X асрларда фаолият олиб борган 25 та мадрасалар мисолида илмий асослаб беради. Айниқса, Мирзо Улуғбек мадрасаи олиясида Аҳмад Насафий тилга олган илмлар билан бир қаторда фалсафа, мантик, Ҳандаса, география, алжабр каби фанларнинг атрофлича ўрганилганлигини алоҳида таъкидлайди. Бундан чиқадики, XII–XIII асрлардан бошлаб фаолият олиб бораётган Европа университетларидан 2–3 аср олдин, аниқроғи, IX асрда барпо этилган олий илм даргоҳи ўзимизда, Самарқандда ташкил этилганлиги менинг ҳақли равишда фахрланишимга ИЗН БЕРАДИ.

Ўз сарҳисобини IX–XII асрларда бошлаган мадрасаи олиялар тарихимизнинг турли давларида дам равақ топган, дам хурофот ва бошқа зулмат кучлари таъсирида тушкунликка дучор бўлган.

Европанинг қадимги деб ҳисоблаган университетлари тарихи ҳам шунга ўхшаш давларни ўз бошидан кечирган, албатта.

Масалан, Буюк Британиядаги дунёга таникли Оксфорд университети ўз тарихини 1117 йилда, мамлакат руҳонийлари, ўз ходимларига таълим бериш учун ташкил этилган деб ҳисобланади.

Европадаги қадимий университетлардан бири бўлмиш Саламонка (Испания) университети ўз тарихини 1218 йилда бошлаган деб ҳисобланади. Қирол Альфонс IX нинг фармони билан “Studium Generale” деб номланган умумтаълим мактаби ташкил этилган. У, асосан “Муқаддас ёзув ва шариат ҳуқуқини” ўрганишга ихтисослашган. Қирол Альфонс X нинг ҳукумронлиги даврида ушбу “Умумтаълим мактаб” мақоми ўзгартирилиб, “университет” (мадрасаи олия) деб номлана бошланган.

Мисрдаги, араб дунёсида энг йирик, Аль–Азхар университети 988 йилда ташкил топган деб ҳисобланади. У ердаги таълим, дастлаб мавжуд Масжид ҳовлисида исломнинг шиъа йўналишидан таълим берувчи мактаб бўлган. Ўз тарихида ислохотларни бошидан кечирган ушбу университет кейинчалик сунна таълимининг йирик мактабига айланган ва XIX асрнинг охиридан бошлаб, бу олий таълим муассасасининг ҳозирги университет мақомига ўтиш жараёни бошланган.

Дунёда энг машҳур ҳисобланган Гарвард университети 1636 йилда бой ҳомий Джон Гарвард томонидан асос солинган ва у ўз фаолиятини дин арбобларини ўқитишдан бошлаган. XVIII аср мабойнида унинг фан дастурлари аста – секинлик билан дунёвийлашиб борган ва XIX асрнинг охирига келиб АҚШнинг асосий илмий-маънавий марказига айланган.

Юқоридагиларга ўхшаш таҳлилий мулоҳазаларни Италиядаги Болонья (1088 йил), Марокашдаги Аль–Карауин (859 йил), Франциядаги Сорбонна (1180 йил) ва бошқа бир қатор университетлар ҳақида ҳам айтсак бўлади.

Маълумки, буюк ўтмишимизда учта буюк Уйғониш (Ренессанс) даври бўлганлигини жаҳон тан олган. Биринчи уйғониш қадим Туркистонда илк бор IX–XI асрларда юз берди. Бу давр бизга Абу Райҳон Беруний, Ибн Сино, Хоразмий, Фаробий ва бошқа алломаларни берди. Бу олимларнинг саъй–ҳаракатлари туфайли фалсафа, тарих, адабиёт, риёзиёт, фалакиёт, Ҳандаса, мантик, жуғрофия, тиббиёт фанлари ривожланиб, инсоният учун энг зарур илмий масалалар ечимига беҳисоб ҳисса қўшилди. Иккинчи уйғониш даври соҳибқурон Амир Темур ва темурийлар даврида юз берди. Бу даврда илм–фан, маданият ва маърифатни ривожлантириб Самарқандни ер юзининг сайқалига айлантирди. Буюк мунажжим Мирзо Улуғбек Шайбонийхон даврига келиб, юқорида номлари саналган илмлар олий ва ўрта тоифадаги мадрасаларда яна равақ топди.

Биринчи уйғониш даври билан иккинчи уйғониш даври ўртасида бир ярим асрлик оралик бўлган бўлса, иккинчи уйғониш даври билан учунчи уйғониш даври оралиги тўрт аср давом этди. Туркистонда учунчи уйғониш даври XIX асрнинг охири XX асрнинг бошларида рўй берди. Бу давр миллий уйғониш даври деб номланди. Ҳар бир уйғониш даври илм–маърифат равақида ҳисса қўшар экан, илмлар доираси янада кенгайиб, такомиллашиб борди. Қатор илмларнинг тамал тошини қўйган аجدодларимизнинг яратган илм соҳалари ҳозир ҳам замонавий шаклда ҳорижий давлатларда ҳам, ўзимиз фаолият олиб бораётган университетларда ҳам ўрганилмоқда ва ўқув дастурларига киритилмоқда. Бу, ўтмишда ўрганилган илмларнинг ҳозирги ворислари орқали давом этаётганлигини тасдиқлайди. Табиийки, бу давомийлик ҳам ўтмишни кадрлаш туйғусини беради.

Ўрта асрларда олимларнинг илмий рутбаси аллома, мутафаккир, донишманд каби сифатлар билан тилга олинган бўлса, бугунги кунда бу илмий мартаба академик, фан доктори, профессор каби номлар билан аталиб келинмоқда.

Мадрасаларимиз тарихидаги бундай нурли саҳифалар XVI асргача давом этди. Темурийлар салтанатининг парокандаликка юз тутиши мадрасалар ҳаётига ҳам кучли салбий таъсир кўрсата бошлади.

Ана шу инкироз туфайли 1920 йилда Самарқандда ўз фаолиятини тўхтатган энг сўнги илм даргоҳи - бу Мирзо Улуғбек ва Шердор мадрасалари бўлди. Орадан 7 йил ўтгач, 1927 йилда ҳозирги Самарқанд Давлат университети ташкил этилди. Дастлаб педагог кадрлар тайёрлайдиган олий ўқув юрти 1929–1930 йилларда педакадемияга айлантирилди. Шундан буён, университет 90 йил давомида шонли йўлни босиб ўтди. Шу йиллар давомида халқимизнинг интеллектуал салоҳиятини белгилайдиган маърифат ўчоғи сифатида, мамлакатимизнинг кадрларга бўлган талабини қондириб келган таълим муассасаси сифатида фаолият олиб борди.

Марифатпарвар олим ва жамоат арбоби Абдурауф Фитрат ўзининг “Раҳбари нажд” асарида юртимизнинг бой тарихига баҳо бериб: “Бир вақтлар бу мамлакатимиз маданият қуёшининг чиқиш жойи, маърифат дунёсининг манбаи сифатида танилган эди”, – деб ёзган эди.

Олий таълим муассасаларимиз тарихини, буюк алломаларимиз таҳсил олган ва улар томонидан асос солган даврларга боғлаш масаласини кўриб чиқадиган вақт етиб келди деб ўйлайман.

Бизнинг бу ишимиз тарихий адолатни тиклаш баробарида олий таълим муассасаларида таҳсил олаётган иқтидорли ёшларимизни ватанпарварлик, илмпарварлик руҳида тарбиялашга, улар қалбида миллий ғурур ва ифтихор туйғуларини янада кучайтириши ва жўш урдиришга хизмат қилади.

УДК 518.5+532.59+539.4

А. АБДИРАШИДОВ

НЕЛИНЕЙНОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ПРИ ИМПУЛЬСНОМ НАГРУЖЕНИИ

Задачи взаимодействия нестационарных волн давления с деформируемыми телами относятся к числу одной из наиболее сложных задач механики. Многочисленные теоретические и экспериментальные исследования [1 – 3] свидетельствуют о том, что в оболочечных конструкциях при интенсивных импульсных воздействиях возникают переходные процессы с невысокой поперечной прочностью. Например, в работе [4] численно проанализировано влияние структуры армирования на характер упругопластического деформирования слоистых стеклопластиковых цилиндрических оболочек конечной длины, нагруженных однократным импульсом внутреннего давления. В целях исследования аварийных ситуаций, таких как утечка нефтепродуктов, в работе [5] численно решена плоская задача упругопластического деформирования трубопровода, погруженного в жидкость, с учетом и без учета внешней среды, под воздействием импульсной и ударной нагрузки. В статье исследован процесс упругопластического деформирования цилиндрической оболочки под действием внутренней импульсной нагрузки.

Рассмотрим задачу о численном исследовании процесса нелинейного упругопластического деформирования пологой цилиндрической оболочки конечной длины под действием импульсной нагрузки, приложенной к внутренней поверхности. Примем, что края оболочки свободны и начало процесса деформирования соответствует моменту времени $t=0$. В качестве основных приняты уравнения теории Кирхгофа – Лява. Необходимые уравнения нелинейной теории тонких оболочек можно получить, если в нелинейных уравнениях движения пологой оболочки [1] пренебречь деформацией сдвига. Кроме того, в случае цилиндрической оболочки движение является осесимметричным и поэтому члены, содержащие окружное смещение и производные по угловой координате в этих уравнениях, равны нулю. Тогда получим

$$\frac{\partial N_x}{\partial x} = \rho h \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}; \quad \frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + \frac{1}{R} N_y + \frac{\partial}{\partial x} \left(N_x \frac{\partial w}{\partial x} \right) = q - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}, \quad (1)$$

где y, x – окружная и осевая координаты; u, w – продольное и радиальное перемещения; N_x, N_y – продольное и окружное усилия; M_x – осевой момент; q – нагрузка; t – время; ρ, R, h – соответственно плотность, радиус и толщина оболочки.

Соотношения между ненулевыми деформациями и перемещениями примем в виде

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}; \quad \varepsilon_y = -\frac{w}{R}.$$

При этом связи между напряжениями и деформациями запишем как

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} \left[\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y - \sum_{n=1}^n (\Delta_n \varepsilon_x^p + \nu \Delta_n \varepsilon_y^p) \right]; \quad \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} \left[\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x - \sum_{n=1}^N (\Delta_n \varepsilon_y^p + \nu \Delta_n \varepsilon_x^p) \right]. \quad (2)$$

С учетом (1) и (2) для усилий и момента получим следующие уточненные выражения [2]:

$$\begin{aligned} N_x &= \frac{Eh}{1-\nu^2} \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{\nu}{R} w - \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y) \right], \\ N_y &= \frac{Eh}{1-\nu^2} \left\{ -\frac{w}{R} + \nu \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] - \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\alpha \varepsilon_y + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_x) \right\}, \\ M_x &= D \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{Eh}{1-\nu^2} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\beta \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\beta \varepsilon_y), \end{aligned} \quad (3)$$

которые позволяют записать уравнения движения (1) в виде

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} = \rho \frac{1-\nu^2}{E} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - F_1(w) + F_1^p, \quad \frac{h^2}{12} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{w}{R^2} = \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(P - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right) - F_2(u, w) + F_2^p, \quad (4)$$

где $F_1(w) = \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\nu}{R} \frac{\partial w}{\partial x}$; $F_1^p = \sum_{n=1}^N \frac{\partial}{\partial x} (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y)$; $F_2(u, w) = \frac{\nu}{R} \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] -$

$$- \left[\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\nu}{R} \frac{\partial w}{\partial x} \right) \frac{\partial w}{\partial x} + \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + \frac{\nu}{R} w \right) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right];$$

$$F_2^p = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y) - \sum_{n=1}^N \frac{\partial^2}{\partial x^2} (\Delta_n^\beta \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\beta \varepsilon_y) - \sum_{n=1}^N \left[\frac{1}{R} (\Delta_n^\alpha \varepsilon_y + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_x) - \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial}{\partial x} (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y) \right]. \quad (5)$$

Граничные условия задачи, соответствующие свободным краям оболочки, имеют вид $N_x=0$; $M_x=0$; $\frac{\partial M_x}{\partial x}=0$. Кроме того, учитываются условия симметричности относительно точки $x=L/2$, где L – длина оболочки. Начальные условия задачи считаются нулевыми.

Алгоритм решения. Для решения поставленной задачи воспользуемся конечно-разностным методом в форме неявной схемы. Построим разностные уравнения для системы уравнений движения оболочки (4). Неявную схему получим с помощью следующих представлений u и w на m -м шаге по времени

$$\bar{u}^m = \gamma u^{m+1} + \xi u^{m-1}; \quad \bar{w}^m = \gamma w^{m+1} + \xi w^{m-1}. \quad (6)$$

Здесь γ, ξ – весовые коэффициенты схемы, причем $\gamma + \xi = 1$.

Подставим (5) в левые части уравнений (4). Для m -го шага по времени получим

$$\frac{\partial^2 \bar{u}^m}{\partial x^2} = \rho \frac{1-\nu^2}{E} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - F_1(w) + F_1^p, \quad \frac{h^2}{12} \frac{\partial^4 \bar{w}^m}{\partial x^4} + \frac{\bar{w}^m}{R^2} = \frac{1-\nu^2}{Eh} \left(P - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right) - F_2(u, w) + F_2^p, \quad (7)$$

где $F_1(w)$, F_1^P , $F_2(u, w)$, F_2^P определяются по формулам (5).

Используя центральные разности и учитывая граничные условия, получим следующие разностные уравнения, соответствующие (7):

$$B_1 u_{i-1}^{m+1} - B_2 u_i^{m+1} + B_3 u_{i+1}^{m+1} = Q_1^m, \quad A_1 w_{i-2}^{m+1} + A_2 w_{i-1}^{m+1} + A_3 w_i^{m+1} + A_4 w_{i+1}^{m+1} + A_5 w_{i+2}^{m+1} = Q_2^m, \quad (8)$$

где для удобства записи приняты следующие обозначения:

$$B_1 = \frac{\gamma E \tau^2}{\rho h_x^2 (1 - \nu^2)}, \quad B_2 = 1 + 2B_1, \quad B_3 = B_1, \quad A_1 = \frac{\gamma h^2}{2h_x^4}, \quad A_2 = -4A_1, \quad A_4 = A_2, \quad A_5 = A_1,$$

$$A_3 = 6A_1 + \frac{\gamma}{R^2} + \frac{\rho(1 - \nu^2)}{E \tau^2}, \quad Q_1^m = -2u_i^m + u_i^{m-1} + \frac{E \tau^2}{\rho(1 - \nu^2)} \left[-\xi \frac{\partial^2 u^{m-1}}{\partial x^2} - F_1(w^m) + F_1^P \right],$$

$$Q_2^m = -\xi \frac{h^2}{12} \frac{\partial^4 w^{m-1}}{\partial x^4} - \frac{\xi}{R^2} w_i^{m-1} - \rho \frac{1 - \nu^2}{E \tau^2} (-2w_i^m + w_i^{m-1}) + \frac{1 - \nu^2}{E h} P_i - F_2(u^m, w^m) + F_2^P.$$

Разностные выражения для Q_i^m , F_i^m легко получить, заменяя производные от u^{m-1} , w^{m-1} , u^m , w^m соответствующими разностными отношениями.

Правые части уравнений (8) нелинейно зависят от u^m , w^m , u^{m-1} , w^{m-1} . Здесь для краткости не все производные, входящие в Q_1^m , Q_2^m , записаны в разностном виде, в частности, слагаемые $F_1(w^m)$, $F_2(u^m, w^m)$ получаются из (5) при замене производных от u , w соответствующими центральными разностями.

Краевые условия $N_x = 0$, $M_x = 0$; $\frac{\partial M_x}{\partial x} = 0$ для оболочки в точке $x=0$ также записаны в конечных разностях.

При решении системы уравнений (8) используется метод прогонки, который имеет матрицу соответственно трехдиагональной и пятидиагональной структуры. Решения описываются в виде

$$w_{i,k}^{m+1} = \alpha_i w_{i+1,k}^{m+1} + \beta_{i,k} \quad \text{и} \quad w_{i,k}^{m+1} = P_i w_{i+1,k}^{m+1} + Q_i w_{i+2,k}^{m+1} + q_{i,k}. \quad (9)$$

Коэффициенты этих трехточечных и пятиточечных прогонок вычисляются по известным рекуррентным формулам, а начальные значения этих коэффициентов определяются из граничных условий. Затем по (9) вычислялись $w_{i,k}^{m+1}$. Необходимые для этого значения $w_{N+2,k}^{m+1}$, $w_{N+3,k}^{m+1}$ находились из краевых условий.

Результаты расчетов. Изучено влияние линейности ($F_1=0$, $F_2=0$) и нелинейности ($F_1 \neq 0$, $F_2 \neq 0$) уравнений движения оболочки, краевых условий (относительно N и M), а также геометрических размеров (толщина, длина и радиус оболочки), физико-механических параметров (сталь, Д16АТ, БрКМц) и формы нагрузки (равнобедренный треугольник, синусоидальный) на характер деформирования оболочки. Расчеты проводились для стальной оболочки со свободными концами. На внутреннюю поверхность оболочки приложена импульсная нагрузка длительностью 10^{-4} с, изменение которой во времени и координате соответствует равнобедренному треугольнику. Амплитуда нагружения варьировалась. Оболочка делилась по длине на 20 частей с шагом 0.01 м. Размеры оболочки: толщина $h=0.001$ м; радиус $R=0.014$ м; длина $L=0.2$ м. Шаг по времени, обеспечивающий устойчивость вычислительного процесса, определялся из условия спектральной устойчивости схем [2], затем уточнялся путем численных экспериментов.

Приведем результаты расчетов прогиба центральной точки оболочки во времени, вычисленные на основе линейных (рис. 1, 1) и нелинейных (рис. 1, 2) уравнений теории оболочки по явной схеме, а также с привлечением нелинейных уравнений (рис. 1, 3), вычисленных по неявной схеме. Интенсивность нагрузка равнялась 100 МПа. Как видно, учет нелинейности уравнений колебания оболочки по неявной схеме дает уменьшенные значения амплитуды колебаний и увеличенные значения ее частоты.

Рассчитаны также изменения прогиба центральной точки оболочки во времени при различных значениях ее толщины, длины и радиуса. Уменьшение толщины и длины оболочки и уве-

личение ее радиуса приводят к увеличению амплитуды упругих колебаний. Например, при уменьшении толщины в два раза (при $t=0.5 \cdot 10^{-4}$ с) амплитуда увеличивается приблизительно в 2.4 раза; при учете пластических деформаций увеличение прогиба почти в 20 раз. Изменения поперечного размера ($R=0.014$; 0.02 ; 0.03 м) приводят также к резкому изменению прогиба в два и более раза – $h=0.5 \cdot 10^{-3}$ м (рис. 2, 1); $h=1.0 \cdot 10^{-3}$ м (рис. 2, 2); $h=2.0 \cdot 10^{-3}$ м (рис. 2, 3)).

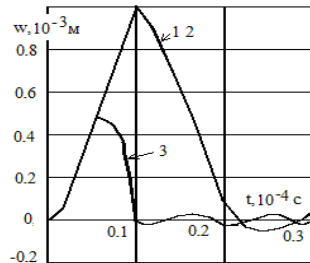


Рис. 1. Прогибы центральной точки оболочки, вычисленные на основе уравнений: 1 – линейных; 2 – нелинейных уравнений по явной схеме; 3 – нелинейных уравнений по неявной схеме

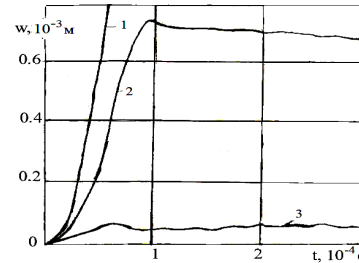


Рис. 2. Влияние изменения толщины оболочки на упругопластические прогибы ее центральной точки: 1 – $h=0.5 \cdot 10^{-3}$ м; 2 – $h=1.0 \cdot 10^{-3}$ м; 3 – $h=2.0 \cdot 10^{-3}$ м

Проведенные расчеты при значениях амплитуды нагрузки, равных 10; 20; 50; 100 МПа, показали, что максимальные упругие перемещения центральной точки оболочки при $t=0.5 \cdot 10^{-4}$ с равны соответственно $0.1 \cdot 10^{-3}$; $0.2 \cdot 10^{-3}$; $0.46 \cdot 10^{-3}$; $0.95 \cdot 10^{-3}$ м. Учет пластических свойств материала показывает, что с увеличением нагрузки перемещения растут без ограничений (рис. 3, 2), и можно получить реальные результаты только при $q_0=10$ МПа (рис. 3, 1).

Такой же характер деформирования дает результаты расчетов в случае изменения значений параметров материала оболочки: максимальные упругие прогибы для стали $0.88 \cdot 10^{-3}$ м, Д16АТ – $0.488 \cdot 10^{-3}$ м, БрКМц – $1.126 \cdot 10^{-3}$ м. Учет пластических свойств материала при $t=10^{-4}$ с приводит к увеличению прогиба почти в два раза (рис. 4). Изучено влияние небольшого отклонения в механических свойствах материала на характер колебания оболочки. Расчет для Д16АТ проводили при $\nu=0.3$; 0.35 . Полученные результаты отличались не более чем на 1 %.

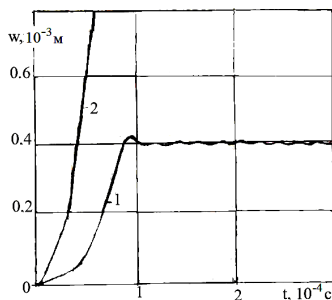


Рис. 3. Влияние изменения амплитуды нагрузки на упругопластические прогибы центральной точки оболочки во времени, рассчитанные по явной схеме расчета: 1 – $q_0=10$ МПа; 2 – $q_0=20$ МПа

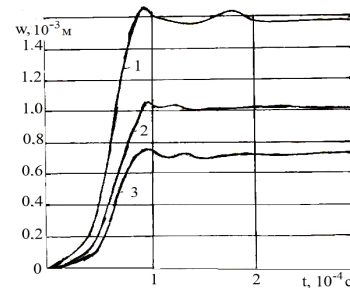


Рис. 4. Влияние изменения параметров материала оболочки Д16АТ (1); БрКМц (2) и стали (3) на упругопластические прогибы ее центральной точки

Изучено влияние изменения формы нагрузки во времени на характер деформирования конструкции. Рассмотрены действия на оболочку импульсов, близких к ударному: изменение нагрузки по закону равнобедренного треугольника, синусоидального и экспоненциального. Расчеты показали тенденцию к увеличению прогибов с ростом длины и амплитуды падающего импульса (рис. 5).

Параметры оболочки остались, как и в предыдущих случаях. Модуль упрочнения и предел текучести, характеризующие пластические свойства материала, составляли 500 и 400 МПа соответственно. Значения накопленной пластической деформации уточнялись через 10 шагов по времени. Вычисления проводили при амплитуде нагружения 100 МПа. Расчеты показали, что длина оболочки и небольшое отклонение в механических свойствах материала мало влияют на прогиб

центра, а увеличение радиуса и толщины сопровождалось ростом прогибов. Сравним кривые изменения смещений центральной точки оболочки для Д16АТ (рис. 6, 1), БрКМц (рис. 6, 2) и стали (рис. 6, 3).

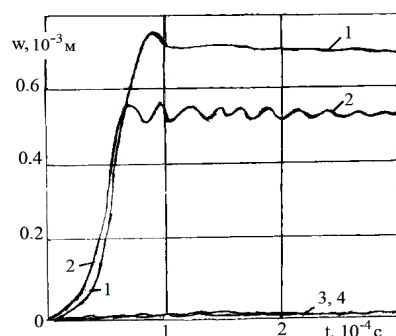


Рис. 5. Влияние изменения нагрузки: по закону равнобедренного треугольника (1 – $q_0=100$ МПа), синусоидальной (2 – $q_0=50$ МПа) и экспоненциального (3 – $q_0=5$ МПа и 4 – $q_0=10$ МПа) на упругопластические прогибы центральной точки оболочки во времени

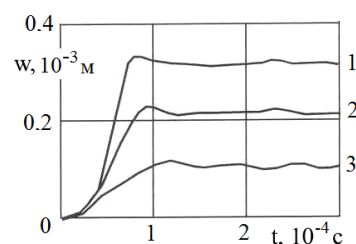


Рис. 6. Зависимости упругопластического прогиба центральной точки оболочки от времени для различных материалов: 1 – Д16АТ; 2 – БрКМц; 3 – сталь

Пластические свойства материалов определялись, согласно алгоритму работы [4]. Расчеты показали, что изменение шага учетов накопления пластических свойств материала мало влияло на остаточный прогиб. Максимальные пластические прогибы были на 30 – 40 % больше, чем максимальные упругие прогибы. Зона пластичности локализовалась у центральной точки оболочки.

Таким образом, оболочка в результате действия импульсной нагрузки приобретает форму бочки. Результаты линейного и нелинейного расчетов различаются достаточно сильно. Учет пластических свойств материала существенно влияет на характер деформирования конструкции. Данная численная методика анализа упругопластического деформирования оболочки, а также полученные результаты могут быть распространены для аналогичных расчетов задач гидроупругопластичности.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Вольмир А. С. Нелинейная динамика пластинок и оболочек. М.: Наука, 1972. – 432 с.
- [2] Галиев Ш. У. Динамика гидроупругопластических систем. Киев: Наукова думка, 1981. – 376 с.
- [3] Худойназаров Х. Х., Абдирашидов А. Нестационарное взаимодействие упругопластически деформируемых элементов конструкций с жидкостью. Ташкент: Фан, 2005. – 220 с.
- [4] Абросимов Н. А., Елесин А. В., Лазарев Л. Н., Новосельцева Н. А. Численный анализ прочности стеклопластиковых цилиндрических оболочек различной структуры при импульсном нагружении // Проблемы прочности и пластичности. Вып. 75(4). 2013. С. 288 – 295.
- [5] Зефирова С. В., Кочетков А. В., Савихин А. О. Численное моделирование деформирования подводного трубопровода с заполняющей жидкостью при ударном нагружении // Проблемы прочности и пластичности. Вып. 74. 2012. С. 160 – 166.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

А. Абдирашидов. Цилиндрик қобикнинг импульсли юк таъсирида нозизиқли деформацияланиши

Цилиндрик қобикнинг ички ўқиға нисбатан симметрик юк таъсири остидаги нозизиқли эластопластик деформацияланиши жараёни тадқиқ қилинган. Ҳисоблашлар қобикнинг эластик ва эластопластик моделлари учун бажарилган. Қўйилган масалани сонли ечиш усули қиёсий баҳоланган.

A. Abdirashidov. Nonlinear deformation of cylindrical shell under influence of pulse loading

Nonlinear elastoplastic deformation process of cylindrical shell under influence of internal axisymmetric loading is investigated. Computations are conducted for elastic and elastoplastic shell models. Comparative estimation of numerical solving method of the objective is given.

НЕЛИНЕЙНОЕ УПРУГОПЛАСТИЧЕСКОЕ ДЕФОРМИРОВАНИЕ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ ПРИ ГИДРОДИНАМИЧЕСКОМ НАГРУЖЕНИИ

Исследованию возникновения упругих и упругопластических деформаций тел под воздействием импульсных и гидродинамических нагрузок посвящено большое число публикаций [1, 2]. Из-за невозможности получения замкнутых решений большинства таких задач наиболее рационально использование численных методов [3, 4]. При этом для описания поведения оболочки используются теория оболочек Кирхгофа – Лява и уточненные теории типа Тимошенко. Для взаимодействующей жидкости, в зависимости от поставленной задачи, применяются различные модели жидкости: идеальной, вязкой [1, 3], метастабильной [2, 5] и др. Кроме того, в последние годы отмечается развитие методов численного моделирования скоростного деформирования [6, 7] и нелинейного анализа [8] динамического поведения оболочек различной структуры. Статья посвящена исследованию процесса нелинейного упругопластического деформирования цилиндрической оболочки конечной длины под действием внутренней осесимметричной импульсной и гидродинамической нагрузок.

Рассмотрим задачу о численном исследовании нестационарного взаимодействия упругопластической оболочки конечной длины, содержащей деформируемую жидкую среду. Предположим, что края оболочки свободны и деформируются под воздействием внешних сил, действующих на её внутренней поверхности. В качестве источника возмущений принимаем нестационарное гидродинамическое давление, возникающее при подводном взрыве заряда цилиндрической формы, а в случае отсутствия жидкости предположим, что на внутреннюю поверхность конструкции воздействует кратковременный импульс.

Для описания поведения оболочки принимаются основные соотношения геометрически нелинейной теории С.П. Тимошенко. Движение цилиндрической оболочки является осесимметричным, поэтому члены, содержащие окружное смещение ϑ и производные по угловой координате, в уравнениях движения равны нулю. Тогда

$$\frac{\partial N_x}{\partial x} = \rho h \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}; \quad \frac{\partial Q_x}{\partial x} + \frac{1}{R} N_y + \frac{\partial}{\partial x} \left(N_x \frac{\partial w}{\partial x} \right) = P - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} = 0, \quad \frac{\partial M_x}{\partial x} - Q_x = -\rho \frac{h^3}{12} \frac{\partial^2 \psi_x}{\partial t^2}, \quad (1)$$

где y, x – окружная и осевая координаты; u, w – продольное и радиальное перемещения; N_x, N_y – продольное и окружное усилия; M_x – осевой момент; Q_x – перерезывающая сила; P – давление в жидкости; ψ_x – угол поворота; t – время; ρ, R, h – соответственно плотность, радиус и толщина оболочки.

Нелинейные соотношения между компонентами тензора деформаций и вектора перемещений, позволяющие выразить усилия и моменты в (1) через перемещения, примем в виде

$$\varepsilon_x = \frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 + z \frac{\partial \psi_x}{\partial x}, \quad \varepsilon_y = -\frac{w}{R}, \quad \varepsilon_{xz} = \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \psi_x \right) f(z).$$

Связь между компонентами тензоров напряжений и деформаций устанавливается в соответствии с теорией течения, подробно описанной в [5], применительно к задачам нестационарного деформирования тонкостенных конструкций:

$$\sigma_x = \frac{E}{1-\nu^2} \left[\varepsilon_x + \nu \varepsilon_y - \sum_{n=1}^N (\Delta_n \varepsilon_x^p + \nu \Delta_n \varepsilon_y^p) \right], \quad \sigma_y = \frac{E}{1-\nu^2} \left[\varepsilon_y + \nu \varepsilon_x - \sum_{n=1}^N (\Delta_n \varepsilon_y^p + \nu \Delta_n \varepsilon_x^p) \right], \quad (2)$$

$$\sigma_{xz} = \frac{E}{2(1+\nu)} \left[\varepsilon_{xz} - \sum_{n=1}^N \Delta_n \varepsilon_{xz}^p \right].$$

Подставляя выражения (2) в формулы усилий и момента, получаем следующие уточненные выражения для усилий и момента:

$$N_x = \frac{Eh}{1-\nu^2} \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 - \frac{\nu}{R} w - \sum_{n=1}^N \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y \right) \right], \quad (3)$$

$$N_y = \frac{Eh}{1-\nu^2} \left\{ -\frac{w}{R} + \nu \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial x} \right)^2 \right] - \sum_{n=1}^N \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_y + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_x \right) \right\},$$

$$M_x = D \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \frac{Eh}{1-\nu^2} \sum_{n=1}^N \left(\Delta_n^\beta \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\beta \varepsilon_y \right).$$

Перерезывающая сила определяется по формуле

$$Q_x = \frac{hEk^2}{2(1+\nu)} \left(\frac{\partial w}{\partial x} + \psi_x \right) - \frac{Ek^2}{2(1+\nu)} \int_{-h/2}^{h/2} f(z) \sum_{n=1}^N \Delta_n \varepsilon_{xz}^p dz. \quad (4)$$

Учитывая (3) и (4), уравнения движения (1) запишем в виде

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} &= \rho \frac{1-\nu^2}{E} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - F_1(w) + F_1^p, \\ -\frac{hEk^2}{2(1+\nu)} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{hE}{R^2(1-\nu^2)} w &= P - \rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} - F_2(u, w, \psi_x) + F_2^p, \\ \frac{E}{\rho(1-\nu^2)} \frac{\partial^2 \psi_x}{\partial x^2} + \frac{6Ek^2}{\rho h^2(1+\nu)} \psi_x &= \frac{\partial^2 \psi_x}{\partial t^2} + F_3(w) - F_3^p, \end{aligned} \quad (5)$$

где $F_1(w) = \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\nu}{R} \frac{\partial w}{\partial x}$, $F_1^p = \sum_{n=1}^N \frac{\partial}{\partial x} \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y \right)$, $F_2(u, w, \psi_x) = -\frac{hEk^2}{2(1+\nu)} \frac{\partial \psi_x}{\partial x} +$
 $+ \frac{hEk^2}{2(1-\nu^2)} \left[\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 \right] - \frac{hE}{1-\nu^2} \left[\left(\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{\partial w}{\partial x} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\nu}{R} \frac{\partial w}{\partial x} \right) \frac{\partial w}{\partial x} + \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \frac{1}{2} \left(\frac{\partial w}{\partial y} \right)^2 + \frac{\nu}{R} w \right) \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \right],$

$$\begin{aligned} F_2^p &= \frac{Ek^2}{2(1+\nu)} \int_{-h/2}^{h/2} f(z) \sum_{n=1}^N \frac{\partial}{\partial x} \Delta_n \varepsilon_{xz}^p dz + \frac{hE}{R(1-\nu^2)} \sum_{n=1}^N \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_y + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_x \right) - \\ &- \frac{hE}{1-\nu^2} \left[\frac{\partial w}{\partial x} \sum_{n=1}^N \frac{\partial}{\partial x} \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y \right) + \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} \sum_{n=1}^N \left(\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\alpha \varepsilon_y \right) \right], \quad F_3(w) = \frac{6Ek^2}{\rho h^2(1+\nu)} \frac{\partial w}{\partial x}, \end{aligned} \quad (6)$$

$$F_3^p = -\frac{12E}{\rho h^2(1-\nu^2)} \sum_{n=1}^N \frac{\partial}{\partial x} \left(\Delta_n^\beta \varepsilon_x + \nu \Delta_n^\beta \varepsilon_y \right) - \frac{6Ek^2}{\rho h^3(1+\nu)} \int_{-h/2}^{h/2} f(z) \sum_{n=1}^N \Delta_n \varepsilon_{xz}^p dz.$$

При этом давление P в правой части второго уравнения (1) находится из уравнения состояния для жидкости в цилиндрической системе координат r, x [2, 9]. При этом рассматриваются случаи: а) идеальной; б) пузырьковой; в) кавитирующей жидкостей [5, 9].

Граничные условия задачи с учетом свободных краев оболочки имеют вид $N_x=0$; $M_x=0$; $Q_x=0$. На границе контакта жидкости и оболочки имеет место линеаризованное кинематическое условие $\frac{\partial w}{\partial t} = g_r|_{r=R}$. Начальные условия задачи для оболочки нулевые.

Алгоритм решения задачи. Для решения поставленной задачи используется конечно-разностный алгоритм в форме неявной схемы [2].

Построим разностные уравнения для уравнения движения оболочки (5). Неявную схему получим с помощью следующих представлений u, w и ψ_x на m -м шаге по времени:

$$\bar{u}^m = \gamma u^{m+1} + \xi u^{m-1}, \quad \bar{w}^m = \gamma w^{m+1} + \xi w^{m-1}, \quad \bar{\psi}_x^m = \gamma \psi_x^{m+1} + \xi \psi_x^{m-1}. \quad (7)$$

Здесь γ, ξ – весовые коэффициенты схемы, причем $\gamma + \xi = 1$.

Подставим (7) в левую часть уравнений (5). На шаге по времени m получим

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 \bar{u}^m}{\partial x^2} &= \rho \frac{1-v^2}{E} \frac{\partial^2 u^m}{\partial t^2} - F_1(w) + F_1^P, \\ -\frac{hEk^2}{2(1+v)} \frac{\partial^2 \bar{w}^m}{\partial x^2} + \frac{Eh\bar{w}^m}{R^2(1-v^2)} &= P - \rho h \frac{\partial^2 w^m}{\partial t^2} - F_2(u, w, \psi_x) + F_2^P, \\ \frac{E}{\rho(1-v^2)} \frac{\partial^2 \bar{\psi}_x^m}{\partial x^2} - \frac{6Ek^2}{\rho h^2(1+v)} \bar{\psi}_x^m &= \frac{\partial^2 \psi^m}{\partial t^2} + F_3(w) - F_3^P, \end{aligned} \quad (8)$$

где функции $F_1(w)$, F_1^P , $F_2(u, w)$, F_2^P в правых частях уравнений (8) находятся по формулам (6).

Используя центральные разности и учитывая граничные условия, получим разностные уравнения, соответствующие (8):

$$\begin{aligned} \bar{B}_1 u_{i-1}^{m+1} - \bar{B}_2 u_i^{m+1} + \bar{B}_3 u_{i+1}^{m+1} &= -\bar{Q}_1^m, \\ \bar{A}_1 w_{i-1}^{m+1} - \bar{A}_2 w_i^{m+1} + \bar{A}_3 w_{i+1}^{m+1} &= -\bar{Q}_2^m, \\ \bar{C}_1 \psi_{i-1}^{m+1} - \bar{C}_2 \psi_i^{m+1} + \bar{C}_3 \psi_{i+1}^{m+1} &= -\bar{Q}_3^m. \end{aligned} \quad (9)$$

$$\text{Здесь } \bar{B}_1 = \frac{\gamma E \tau^2}{\rho h_x (1-v^2)}, \bar{B}_2 = 1 + 2\bar{B}_1; \bar{B}_3 = \bar{B}_1, \bar{A}_1 = \frac{\gamma E \tau^2 k^2}{2\rho h_x^2 (1+v)}, \bar{A}_2 = 1 + 2\bar{A}_1 + \frac{\gamma E \tau^2}{\rho R^2 (1-v^2)},$$

$$\bar{A}_3 = \bar{A}_1, \bar{C}_1 = -\frac{\gamma E \tau^2}{\rho h_x^2 (1-v^2)}, \bar{C}_2 = 1 + 2\bar{C}_1 + \frac{\gamma E \tau^2}{\rho R_x^2 (1-v^2)}, \bar{C}_3 = \bar{C}_1,$$

$$\bar{Q}_1^m = 2u_i^m - u_i^{m-1} + \frac{E\tau^2}{\rho(1-v^2)} \left[\xi \frac{\partial^2 u^{m-1}}{\partial x^2} + F_1(w^m) - F_1^P \right],$$

$$\bar{Q}_2^m = 2w_i^m - w_i^{m-1} + \frac{E\tau^2 k^2}{2\rho h(1+v)} \xi \frac{\partial^2 w^{m-1}}{\partial x^2} - \frac{E\tau^2}{\rho R^2 (1-v^2)} \xi w_i^{m-1} - \frac{\tau^2}{\rho h} [F_2(u^m, w^m, \psi_x^m) - P - F_2^P],$$

$$\bar{Q}_3^m = 2\psi_i^m - \psi_i^{m-1} + \frac{E\tau^2}{\rho(1-v^2)} \xi \frac{\partial^2 \psi^{m-1}}{\partial x^2} - \frac{6E\tau^2 k^2}{\rho h^2 (1+v)} \xi \psi_i^{m-1} - \xi \psi_i^{m-1} \tau^2 F_3(w^m) + \tau^2 F_3^P,$$

где h_x – шаг по длине оболочки.

Разностные выражения для Q_i^m, F_i^m легко получить, заменяя производные от $u^{m-1}, w^{m-1}, \psi_x^{m-1}, u^m, w^m, \psi_x^m$ соответствующими разностными отношениями.

Правые части уравнений (8) нелинейно зависят от $u^{m-1}, u^m, w^{m-1}, w^m, \psi_x^{m-1}, \psi_x^m$.

Здесь для краткости не все производные, входящие в $\bar{Q}_1^m, \bar{Q}_2^m, \bar{Q}_3^m$, записаны в разностном виде, в частности, слагаемые $F_1(w^m), F_2(u^m, w^m, \psi_x^m), F_3(w^m)$ получаются из $F_1(w), F_2(w, w, \psi_x), F_3(w)$ (6) при замене производных от u, w, ψ_x соответствующими центральными разностями.

В конечных разностях краевые условия для оболочки $N_x=0; M_x=0, Q_x=0$ в точке $x=0$ записывались в следующем виде:

при $i=2$

$$\begin{aligned} u_2^{m+1} &= \frac{1}{6h_x} (w_3^m - w_1^m)^2 + \frac{4vh_x}{3R} w_2^m + \frac{(8u_3^m - 2u_4^m - 3u_2^{m-1})}{3} - \frac{4h_x}{3} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + v\Delta_n^\alpha \varepsilon_y), \\ \psi_2^{m+1} &= \frac{(8\psi_3^m - 2\psi_4^m - 3\psi_2^{m-1})}{3} + \frac{16h_x}{h^2} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\beta \varepsilon_x + v\Delta_n^\beta \varepsilon_y), \\ w_2^{m+1} &= \frac{(8w_3^m - 2w_4^m - 3w_2^{m-1})}{3} + \frac{4h_x}{3} \psi_2^m + \frac{4h_x}{3h} \int_{-h/2}^{h/2} f(z) \sum_{n=1}^N \Delta_n \varepsilon_{xz}^p dz; \end{aligned}$$

при $i = N$

$$\begin{aligned} u_N^{m+1} &= \frac{1}{6h_x} \left[(w_{N-1}^m - w_{N+1}^m)^2 + \frac{4vh_x}{3R} w_N^m \right] + \frac{(8u_{N-1}^m - 2u_{N-2}^m - 3u_N^{m-1})}{3} + \frac{4h_x}{3} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\alpha \varepsilon_x + \Delta_n^\alpha \varepsilon_y), \\ \psi_N^{m+1} &= \frac{(8\psi_{N-1}^m - 2\psi_{N-2}^m - 3\psi_N^{m-1})}{3} - \frac{16h_x}{h^2} \sum_{n=1}^N (\Delta_n^\beta \varepsilon_x + v\Delta_n^\beta \varepsilon_y), \\ w_N^{m+1} &= \frac{(8w_{N-1}^m - 2w_{N-2}^m - 3w_N^{m-1})}{3} + \frac{4h_x}{3} \psi_2^m - \frac{4h_x}{3h} \int_{-h/2}^{h/2} f(z) \sum_{n=1}^N \Delta_n \varepsilon_{xz}^p dz. \end{aligned}$$

Здесь применялись центральные разности. При выводе первого и последнего соотношений использовались также односторонние разности, например

$$\frac{\partial u}{\partial x} = \frac{1}{4h_x} (-3u_2^{m+1} + 4u_3^{m+1} - u_4^{m+1} - 3u_2^{m-1} + 4u_3^{m-1} - u_4^{m-1}) = \frac{1}{4h_x} (-3u_2^{m+1} + 8u_3^m - 2u_4^m - 3u_2^{m-1}). \quad (10)$$

Аналогично записывались краевые условия в сечении $x=L/2$ (или $x=L$). Равенства (9), (10) представлены в форме, удобной для решений трехточечной прогонкой. Остановимся кратко на методе решения уравнений (9). Система (9) имеет матрицу трехдиагональной структуры и может быть решена по методу прогонки. Как известно, в этом случае решение системы представляется следующим образом:

$$u_{i,k}^{m+1} = \alpha_i u_{i+1}^{m+1} + \beta_{i,k}, \quad w_{i,k}^{m+1} = \alpha_i^I w_{i+1}^{m+1} + \beta_{i,k}^I, \quad \psi_{i,k}^{m+1} = \alpha_i^{II} \psi_{i+1}^{m+1} + \beta_{i,k}^{II}. \quad (11)$$

Первый этап решения, так называемая прямая прогонка, заключается в последовательном определении по рекуррентным формулам коэффициентов α_i , $\beta_{i,k}$, α_i^I , $\beta_{i,k}^I$, α_i^{II} , $\beta_{i,k}^{II}$. В начале рассчитываются α_3 , $\beta_{3,k}$, α_3^I , $\beta_{3,k}^I$, α_3^{II} , $\beta_{3,k}^{II}$, при этом используются α_2 , $\beta_{2,k}$, α_2^I , $\beta_{2,k}^I$, α_2^{II} , $\beta_{2,k}^{II}$, которые находятся из краевых условий при $x = 0$. Затем, исходя из α_3 , $\beta_{3,k}$, α_3^I , $\beta_{3,k}^I$, α_3^{II} , $\beta_{3,k}^{II}$, отыскиваются α_4 , $\beta_{4,k}$, α_4^I , $\beta_{4,k}^I$, α_4^{II} , $\beta_{4,k}^{II}$ и т.д., вплоть до α_{N+2} , $\beta_{N+2,k}$, α_{N+2}^I , $\beta_{N+2,k}^I$, α_{N+2}^{II} , $\beta_{N+2,k}^{II}$. Второй этап, или обратная прогонка, состоит в определении по (11) искомых величин $u_{i,k}^{m+1}$, $w_{i,k}^{m+1}$, $\psi_{i,k}^{m+1}$. Вначале вычисляются $u_{N+1,k}^{m+1}$, $w_{N+1,k}^{m+1}$, $\psi_{N+1,k}^{m+1}$, так как $u_{N+1,k}^{m+1}$, $w_{N+1,k}^{m+1}$, $\psi_{N+1,k}^{m+1}$ известны из условия при $x=L$.

Уравнения гидродинамики решены численно с помощью разностного алгоритма М.Уилкинса [4]. Конечно-разностная формулировка исходных дифференциальных уравнений включает в себя дискретизацию по временным и пространственным координатам. Дискретизация по пространственным переменным осуществлялась конечно-разностными операторами с использованием четырехугольной сеточной ячейки со вторым порядком точности. При расчетах относительный объем в уравнении сохранения массы отождествлялся с объемом ячейки конечно-разностной сетки, а производные в уравнении движения сплошных сред вычислялись по положению ближайших к рассматриваемому узлу четырех узлов сетки. При этом скорости и перемещения рассчитывались для узлов сетки, а плотность, напряжения, параметры разрушения и деформации – для центра ячейки. Для интегрирования по времени используется явная разностная схема.

Результаты расчетов. В качестве примера изучим реакцию стальной цилиндрической оболочки конечной длины на действие внутренней гидродинамической нагрузки. Геометрические размеры оболочки: $R=0.014$ м; $h=0.001$ м; $L=0.2$ м. Характеристики материала: $E=200000$ МПа; $\nu=0.25$; $\rho=0.00785$ кт/м³; $\sigma_i=400$ МПа; $E_i=500$ МПа. Гидродинамическая нагрузка возникает при подрыве цилиндрического заряда ВВ, расположенного вдоль оси цилиндра, заполненного жидкостью. Давление при этом определяется зависимостью, определенной для сферических зарядов. Края оболочки свободны. Задача является осесимметричной относительно центральной точки по длине, и поэтому рассмотрим половину расчетной области. Расчетную область разобьем на сетку с шагом $h_x=L/20$; $h_r=R/10$; $\tau=h^*/(ka)$, $h^*=\min(h_x, h_r)$, а коэффициент k определим из условия устойчивости схемы [2]. Значения накопленной пластической деформации уточнялись через определенный шаг τ . Заряд расположен в объеме двух расчетных ячеек в точке $x=L/2$. Оболочка

делилась по толщине на 4 части. Шаг по этой координате равнялся 0.00025 м, а $\tau=0.2$ мкс. Накопленная пластическая деформация уточнялась через шаг $\tau=\tau_1$. Расчеты показали, что изменение $5\tau > \tau_1$ и увеличение деления по толщине до 8 частей практически не влияли на остаточный прогиб. Дальнейшее увеличение приводило к приближению к результатам для упругой оболочки, например, при $\tau_1=20\tau$ максимальные прогибы отличались в два раза, чем $\tau_1=\tau$.

Приведем кривые изменения давления P (рис. 1, а) в пузырьковой жидкости малого газосодержания ($nV=0.000009$ [2]) и прогиба w (рис. 1, б) оболочки в точке $x=L/2$ при $q_0=1000$ МПа (P_0 – начальное давление в газе). Сплошные кривые на рис. 1 определяют w и P , вычисленные с учетом, штриховые – без учета пластичности материала оболочки. Выделенная буквой Э сплошная кривая получена экспериментально [2]. Теоретические и экспериментальные сплошные кривые хорошо согласуются между собой. Из сравнения следует, что учет пластических свойств материала приводит к существенному росту максимальных значений прогибов. Кроме того, рис. 1 показывает, что пластичность приводит к уменьшению амплитуды волны давления в жидкости. Исследовалось влияние модели жидкости на прогибы оболочки. На рис. 2 показано изменение во времени прогибов центральной точки оболочки в зависимости от моделей жидкости. Номера кривых соответствуют номерам моделей. Расчеты проводились с учетом пластичности (а) и без нее (б). Видно, что максимальные прогибы оболочки, определенные с учетом пластичности, превышают соответствующие значения для упругой оболочки; модели пузырьковой и кавитирующей жидкостей дают близкие результаты; модель Тэта – с моделью Кузнецова. Это можно объяснить тем, что модель Тэта жидкости допускает волны разрежения сколь угодно большой амплитуды, а модель Кузнецова (кипящая жидкость при $T=200^\circ\text{C}$) близка к модели Тэта. Модели пузырьковой и кавитирующей жидкостей не допускают значительных отрицательных давлений. Влияние изменений параметров материала и геометрии оболочки несущественно для устойчивости вычислений. При этом расчеты проведены до такого момента времени, что краевые эффекты не влияют на остаточный прогиб, приобретенный оболочкой. Пошаговый учет накопленной пластической деформации оболочки существенно влияет на прогибы ее центральной точки.

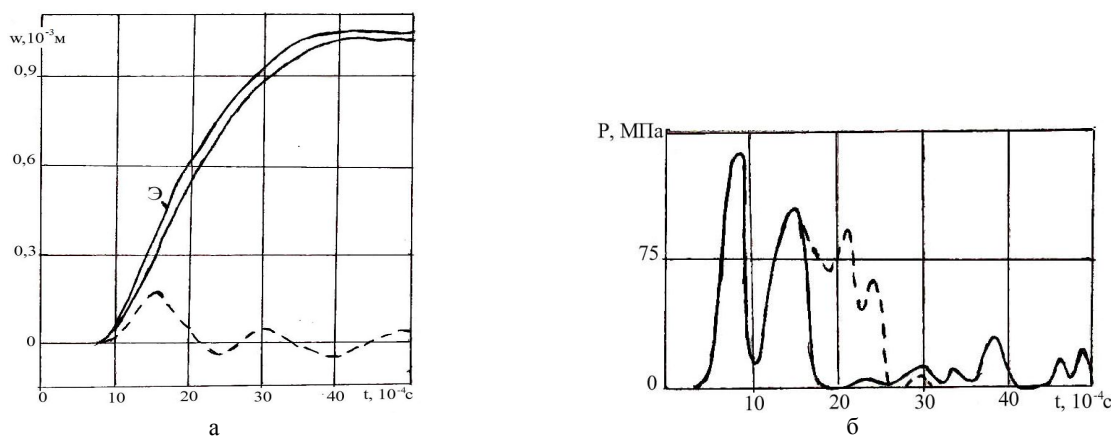


Рис. 1. Зависимости прогиба w оболочки (а) и давления P (б) в пузырьковой жидкости малого газосодержания от времени. Сплошные линии с учетом, а штриховые – без учета пластичности материала оболочки; сплошная кривая – под буквой Э получена экспериментально [2]

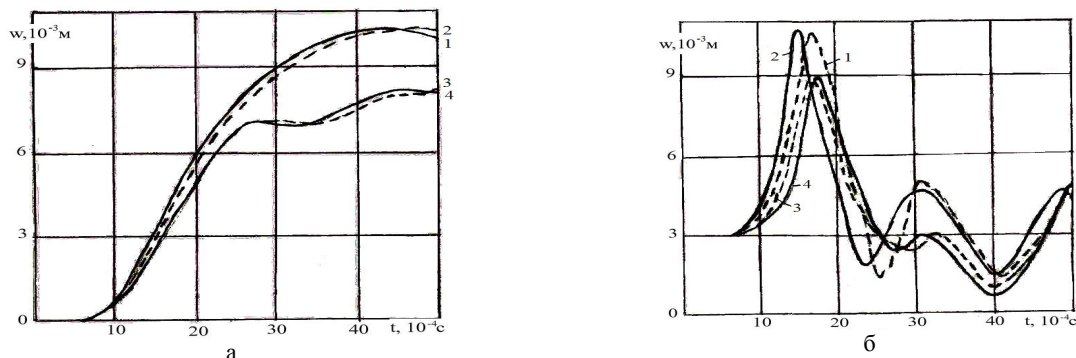


Рис. 2. Изменение во времени прогибов центральной точки оболочки в зависимости от времени для различных моделей жидкости: 1 – пузырьковой; 2 – кавитирующей; 3 – Тэта; 4 – Кузнецова; а – с учетом; б – без учета пластичности

Таким образом, в процессе расчетов установлено, что действие гидродинамической нагрузки порождает в рассматриваемой гидроупругопластической системе сложное НДС. Влияние параметров нагрузки и состояния среды существенны для оценки прочности и несущей способности оболочки. Разработанная численная методика и результаты работы позволяют более обоснованно подходить к динамическому расчету некоторых технических объектов и сооружений, более точно математически моделировать и решать ряд проблем нестационарной гидроупругопластичности, учитывая нелинейный характер элементов конструкций при нестационарном взаимодействии их со средой. Предложенная численная методика решения поставленной задачи на основе нелинейной модели Тимошенко для оболочки и для различных моделей (пузырьковой, кавитирующей, метастабильной) идеальной жидкости может быть применена и для ряда родственных задач математической физики.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Вольмир А. С. Нелинейная динамика пластинок и оболочек. М.: Наука, 1972. – 432 с.
- [2] Галиев Ш. У. Нелинейные волны в ограниченных сплошных средах. Киев: Наукова думка, 1988. – 263 с.
- [3] Ковалева И. А. Моделирование динамики нелинейных волн в соосных физически нелинейных оболочках, содержащих вязкую несжимаемую жидкость между ними // Вестник СГТУ. 2012. № 4 (68). С. 28 – 36.
- [4] Уилкинс М. Л. Расчет упругопластических течений // Вычислительные методы в гидродинамике. М.: Мир, 1967. С. 212 – 263.
- [5] Худойназаров Х. Х., Абдирашидов А. Нестационарное взаимодействие упругопластически деформируемых элементов конструкций с жидкостью. Ташкент: Фан, 2005. – 220 с.
- [6] Воробьев Ю. С. Скоростное деформирование элементов конструкций / Воробьев Ю. С., Колодяжный А. В., Севрюков В. И., Янютин Е. И. Киев: Наукова думка, 1989. – 192 с.
- [7] Чернобрышко М. В., Воробьев Ю. С., Ярышко А. В. Адекватность упрощенных моделей высокоскоростного деформирования цилиндрических оболочек // Вестник ХНАДУ. Вып. 57. 2012. С. 146 – 149.
- [8] Meyers M. A. Dynamics behavior of materials. New York: Wiley, 1994. – 283 p.
- [9] Зефилов С. В., Кочетков А. В., Савихин А. О. Численное моделирование деформирования подводного трубопровода с заполняющей жидкостью при ударном нагружении // Проблемы прочности и пластичности. Вып. 74. 2012. С. 160 – 166.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

X. Худойназаров, А. Абдирашидов. Цилиндрик қобикнинг гидродинамик юк таъсирида ночизикли эластопластик деформацияланиши

Цилиндрик қобикнинг гидродинамик юк таъсиридаги ночизикли эластопластик деформацияланиши жараёни сонли тадқиқ қилинган. Ҳисоблашлар қобикнинг эластик ва эластопластик моделлари учун Кирхгофф-Ляв ва С.Р. Тимошенко назариялари асосида бажарилган. Ташиқ юкнинг таъсир вақти, интенсивлиги ва амплитудасининг ҳамда жисмнинг геометрик ва механик характеристикаларининг қаралаётган гидроэластопластик система ҳолатига таъсири таҳлил қилинган.

Kh. Khudoynazarov, A. Abdirashidov. Nonlinear elastoplastic deformation of cylindrical shell under influence hydrodynamical loading

Nonlinear elastoplastic deformation process of a cylindrical shell under hydrodynamic loading is numerically investigated. Computations are conducted for elastic and elastoplastic models of shell on the basis of of Kirchhoff-Love and Timoshenko theories. Influence of loading duration, its intensity and amplitude, and also geometrical and mechanical characteristics on non-stationary behavior considering hydroelastoplastic system are analyzed.

МОДЕЛИРОВАНИЕ СПУСКО-ПОДЪЕМНЫХ ОПЕРАЦИЙ ПРИ БУРЕНИИ НЕФТЯНЫХ И ГАЗОВЫХ СКВАЖИН

Анализ многочисленных фактов осложнений в скважине, таких как водогазопроявления, обвалы стенок скважины, смятия колонны, показывает, что их возникновение обуславливается, главным образом, колебанием гидродинамического давления в скважине. Колебание давления в скважине имеет место при выполнении спуско-подъемных операций, при пуске бурового насоса и других технологических операциях процесса бурения и цементирования скважин. Резкое повышение гидродинамического давления на забое скважины при спуско-подъемных операциях приводит к гидравлическому разрыву пласта, а понижение давления – к возникновению фильтрационно-го потока из проницаемого пласта в скважину. Дополнительные давления, возникающие в периоды разгона и ускорения спуска бурильной колонны, зависят не только от скорости спуска, но и от реологических параметров буровой жидкости. Изучение их имеет большое значение в проектировании и анализе процессов бурения и цементирования скважин. Одним из эффективных методов исследования таких процессов являются гидродинамические методы. Статья посвящена составлению гидродинамической модели спуско-подъемных операций при бурении нефтяных и газовых скважин и ее анализу.

Рассмотрим гидродинамическую задачу спуска бурильной колонны в скважину. В скважине, представляющей собой круглую цилиндрическую трубу радиуса R , заполненную промывочной жидкостью, движется соосно расположенный круглый цилиндр (бурильная колонна) радиуса R_0 с закрытым концом. Считается, что скорость спуска меняется по заданному закону $U(t)$ и в момент времени $t=0$ инструмент неподвижен. Концевыми эффектами, такими как лобовое сопротивление и входной участок, а также колебанием бурильного инструмента пренебрегаем. По мере спуска бурильного инструмента промывочный раствор вытесняется по кольцевому пространству, образованному бурильной колонной и скважиной. Для рассматриваемого кольцевого течения уравнение движения имеет вид

$$\rho \frac{\partial p}{\partial t} = q(t) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} (r\tau), \quad (R_0 < r < R), \quad (1)$$

где t – время; r – радиальная координата; u – скорость движения жидкости; ρ – плотность промывочной жидкости; $q(t) = -\partial p / \partial z$ – градиент давления p по оси Oz , совпадающей с осью скважины; τ – касательное напряжение сдвига.

Многие промывочные жидкости, обработанные полимерными добавками, обладают вязкоупругими свойствами [1, 2]. Уравнение состояния для таких жидкостей можно принимать в виде

$$\left(1 + \lambda_1 \frac{\partial}{\partial t}\right) \tau(r, t) = \mu \left(1 + \lambda_2 \frac{\partial}{\partial t}\right) \frac{\partial u}{\partial r}, \quad (2)$$

где λ_1 и λ_2 – время релаксации и время запаздывания; μ – вязкость.

Условие баланса расхода жидкости выражается соотношением

$$U(t) = \frac{2}{R_0^2} \int_{R_0}^R r u(r, t) dr. \quad (3)$$

Приведем некоторые часто используемые случаи закона движения бурильной колонны [3].

Случай А. Бурильной колонне в начальный момент сообщается скачкообразная постоянная скорость U_0 , характеризуемая единичной функцией Хевисайда $\eta(t)$: $U(t) = U_0 \eta(t)$.

Случай В. Для периодов разгона и движения с установившейся скоростью закон движения бурильной колонны принимается в виде $U(t) = U_0(1 - e^{-mt})$, где m – параметр, учитывающий скорость разгона.

Случай С. Для периодов разгона и замедления спуска бурильной колонны без периода постоянной скорости закон спуска бурильной колонны принимается в виде

$$U(t) = U_0 \left(\frac{t}{2} - \frac{t^2}{2t_k} \right) [\eta(t) - \eta(t - t_k)] \quad (4)$$

где t_k – конечное время спуска.

Введем новые безразмерные величины:

$$\begin{aligned} \bar{r} &= \frac{r}{R}; \quad \bar{t} = \frac{vt}{R^2}; \quad \alpha = \frac{R_0}{R}; \quad \bar{u} = \frac{u}{U_0}; \quad \bar{q} = \frac{qR^2}{\mu U_0}; \quad \bar{\tau} = \frac{\tau R}{\mu U_0}; \\ \bar{\lambda}_1 &= \frac{\lambda_1 \nu}{R^2}; \quad \bar{\lambda}_2 = \frac{\lambda_2 \nu}{R^2}; \quad \bar{t}_k = \frac{t_k \nu}{R^2}; \quad \bar{m} = \frac{mR^2}{\nu}; \quad c = \frac{1}{\bar{\lambda}_1}; \quad c_2 = \frac{\lambda_2}{\lambda_1}; \quad c_1 = \frac{\bar{\lambda}_1 - \bar{\lambda}_2}{\bar{\lambda}_2^2}, \end{aligned} \quad (5)$$

где ν – кинематическая вязкость, $\nu = \mu / \rho$.

В дальнейшем, для удобства записей, черточки над безразмерными величинами будут опущены. Уравнение (1) с учетом уравнения (2) в безразмерных переменных принимает вид

$$\left(1 + \lambda_1 \frac{\partial}{\partial t} \right) \frac{\partial u}{\partial t} = \left(1 + \lambda_1 \frac{\partial}{\partial t} \right) q(t) + \frac{1}{r} \frac{\partial}{\partial r} \left[\left(1 + \lambda_2 \frac{\partial}{\partial t} \right) \frac{\partial u}{\partial r} \right], \quad (\alpha < r < 1). \quad (6)$$

Начальные и граничные условия, а также условие баланса расхода имеют вид

$$u(r, 0) = 0, \quad (\alpha \leq r \leq 1); \quad u(\alpha, t) = -U(t); \quad u(1, t) = 0, \quad (7)$$

$$U(t) = \frac{2}{\alpha^2} \int_{\alpha}^1 r u(r, t) dr. \quad (8)$$

Указанные выше законы движения буровой колонны в безразмерных величинах принимают вид

$$\text{Случай A. } U(t) = \eta(t). \quad \text{Случай B. } U(t) = 1 - e^{-mt}. \quad \text{Случай C. } U(t) = \left(\frac{t}{2} - \frac{t^2}{2t_k} \right) [\eta(t) - \eta(t - t_k)] \quad (9)$$

Решения поставленной задачи (в безразмерных величинах) для приведенных выше случаев следующие:

$$\text{Случай A: } u(r, t) = \left[z_0(r) - \frac{1 - r^2}{1 - \alpha^2} \right] \eta(t) + \sum_{k=0}^{\infty} \varphi_k z_k(r) F_k(t). \quad (10)$$

$$q(t) = \frac{\alpha^2}{1 - \alpha^2} \delta(t) - \frac{4B_{\alpha}}{1 - \alpha^2} [c_2 \eta(t) + (1 - c_2)(1 - e^{-ct})c_1] - \frac{2c_2}{1 - \alpha^2} \sum_{k=0}^{\infty} \psi_k F_k(t) - \frac{2c_1}{1 - \alpha^2} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\psi_k}{b_k} e^{-a_k t} sh b_k t. \quad (11)$$

Формула (11) показывает, что перепад гидродинамического давления в начальный момент имеет импульсный характер.

$$\text{Случай B: } u(r, t) = \left[z_0(r) - \frac{1 - r^2}{1 - \alpha^2} \right] (1 - e^{-mt}) + m \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\varphi_k z_k(r)}{(m - a_k)^2 - b_k^2} [(m - c)e^{-a_k t} ch b_k t - e^{-mt}] \quad (12)$$

$$\begin{aligned} q(t) &= \frac{\alpha^2 m e^{-mt}}{1 - \alpha^2} - \frac{4B_{\alpha}}{1 - \alpha^2} [c_2 (1 - e^{-mt}) + c_1 I_1(t)] - \frac{2m}{1 - \alpha^2} \sum_{k=0}^{\infty} \frac{\varphi_k}{(m - a_k)^2 - b_k^2} \{ c_2 (m - c) (e^{-a_k t} ch b_k t - 1) + \\ &+ c_2 [(c - a_k)(m - a_k) - b_k^2] e^{-a_k t} sh b_k t / b_k + c_1 (e^{-mt} - e^{-a_k t} ch b_k t) + c_1 (m - a_k) e^{-a_k t} sh b_k t / b_k \} \quad (13) \end{aligned}$$

$$\text{Случай C: } u(r, t) = \left[z_0(r) - \frac{1 - r^2}{1 - \alpha^2} \right] \left(1 - \frac{t}{t_k} \right) t (\eta(t) - \eta(t - t_k)) + \sum_{k=0}^{\infty} \varphi_k z_k(r) I_{2k}(t), \quad (14)$$

$$q(t) = \frac{\alpha^2}{1 - \alpha^2} \left(\frac{1}{2} - \frac{t}{t_k} \right) - \frac{4B_{\alpha}}{1 - \alpha^2} \left[c_2 \left(\frac{t}{2} - \frac{t^2}{2t_k} \right) (\eta(t) - \eta(t - t_k)) + c_1 I_1(t) \right] - \frac{2}{1 - \alpha^2} \sum_{k=0}^{\infty} \psi_k [c_2 I_{2k}(t) + c_1 I_{3k}(t)]. \quad (15)$$

Здесь использованы следующие обозначения:

$$z_0(r) = A_\alpha \left[1 - r^2 - (1 - \alpha^2) \frac{\ln r}{\ln \alpha} \right], \quad A_\alpha = \frac{(1 + \alpha^2) \ln \alpha}{(1 - \alpha^2) [1 - \alpha^2 + (1 + \alpha^2) \ln \alpha]},$$

$$z_k(r) = D_k + J_0(\beta_k r) [Y_0(\alpha \beta_k) - Y_0(\beta_k)] - Y_0(\beta_k r) [J_0(\alpha \beta_k) - J_0(\beta_k)], \quad k = 1, 2, \dots,$$

$$\varphi_k = \frac{2\alpha}{1 - \alpha^2} \cdot \frac{\alpha z'_k(1) - z'_k(\alpha)}{z_k'^2(1) - \alpha^2 z_k'^2(\alpha)}, \quad a_k = \frac{1}{2}(c + c_2 \beta_k^2); \quad b_k = \sqrt{a_k^2 - c \beta_k^2},$$

$$F_k(t) = e^{-a_k t} [chb_k t + (c - a_k) shb_k t / b_k], \quad B_\alpha = 1 + A_\alpha (\alpha^2 - 1); \quad \psi_k = \varphi_k [z'_k(1) - \alpha z'_k(\alpha)],$$

$$\beta_k - \text{корни уравнения } (Y_0(\alpha \beta) - Y_0(\beta))(\alpha J_1(\alpha \beta) - J_1(\beta)) - (J_0(\alpha \beta) - J_0(\beta))(\alpha Y_1(\alpha \beta) - Y_1(\beta)) = \\ = 0.5 \beta (1 - \alpha^2) [J_0(\alpha \beta) Y_0(\beta) - J_0(\beta) Y_0(\alpha \beta)], \quad D_k = J_0(\alpha \beta_k) Y_0(\beta_k) - J_0(\beta_k) Y_0(\alpha \beta_k),$$

$$I_1(t) = \begin{cases} \frac{1}{c} (1 - e^{-ct}) + \frac{e^{-ct} - e^{-mt}}{c - m} & \text{при } m \neq c, \\ \frac{1}{c} (1 - e^{-ct} - cte^{-ct}) & \text{при } m = c, \end{cases}$$

$$I_{2k}(t) = \frac{1}{2\beta_k^2} \left[1 - \frac{2t}{t_k} - (chb_k t + (a_k - \beta_k^2) shb_k t / b_k) e^{-a_k t} \right] + \\ + \frac{1}{2t_k \beta_k^2} [(2a_k - \beta_k^2)(1 - e^{-a_k t} chb_k t) + (a_k \beta_k^2 - a_k^2 - b_k^2) e^{-a_k t} shb_k t / b_k],$$

$$I_{3k}(t) = \frac{1}{c\beta_k^2} \left[1 - \frac{t}{t_k} - \frac{1}{2} (chb_k t + a_k shb_k t / b_k) e^{-a_k t} \right] - \frac{1}{ct_k \beta_k^4} [2a_k (chb_k t e^{-a_k t} - 1) + (a_k^2 + b_k^2) e^{-a_k t} shb_k t / b_k],$$

$J_i(x)$, $Y_i(x)$ – функции Бесселя i -го порядка ($i=1, 2$) первого и второго рода, соответственно;

Численные расчеты и результаты. С помощью полученных формул проведены численные расчеты при следующих значениях основных параметров задачи: $R_0=0.07$ м, $R=0.1$ м; $\mu=0.015$ Па; $\rho=1500$ кг/м³; $U_0=1$ м/с.

Случай А. Из рис. 1 видно, что в начале процесса спуска перепад давления релаксирующей жидкости резко отличается от вязкой: имеет колебательный характер, существует участок графика с отрицательным значением, что приводит к давлению меньшему, чем гидростатическое, которое вызывает различные осложнения в процессе бурения.

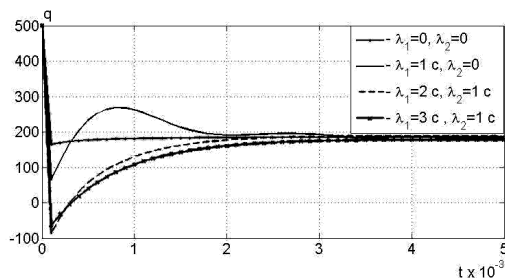


Рис. 1. Графики зависимости градиента давления от времени при значениях параметров релаксации: 1 – $\lambda_1=0$, $\lambda_2=0$ (вязкая жидкость); 2 – $\lambda_1=1$ с, $\lambda_2=0$; 3 – $\lambda_1=2$ с, $\lambda_2=1$ с; 4 – $\lambda_1=3$ с, $\lambda_2=1$ с

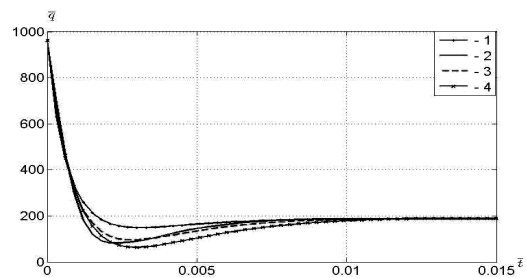


Рис. 2. Графики изменения безразмерного градиента давления во времени при значениях параметров релаксации: 1 – $\lambda_1=0$, $\lambda_2=0$ (вязкая жидкость); 2 – $\lambda_1=1$ с, $\lambda_2=0$; 3 – $\lambda_1=2$ с, $\lambda_2=1$ с; 4 – $\lambda_1=3$ с, $\lambda_2=1$ с для $\bar{m}=1000$

Случай В. Графики изменения безразмерного градиента давления во времени при $\bar{m}=1000$ показывают (рис. 2), что значения градиента давления значительно отличаются от соответствующего

щих значений для вязкой жидкости (они меньше, особенно в начале процесса). Начиная с $\bar{t} = 0.01$, процесс устанавливается около значения $\bar{q} = 186$.

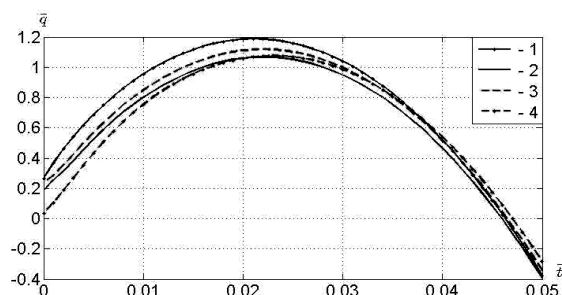


Рис. 3. Графики изменения безразмерного градиента давления во времени при значениях параметров релаксации: 1 – $\lambda_1=0$, $\lambda_2=0$ (вязкая жидкость); 2 – $\lambda_1=1$ с, $\lambda_2=0$; 3 – $\lambda_1=2$ с, $\lambda_2=1$ с; 4 – $\lambda_1=3$ с, $\lambda_2=1$ с ($\bar{t}_k=0.05$)

отрицательного давления как при спуске, так и при подъеме буровой колонны приводит к образованию вакуумных зон, что может создать условия, достаточные для проникновения пластовых флюидов в скважину.

Таким образом, в момент остановки спуска буровой колонны значение градиента давления может стать отрицательным, что приводит к давлению меньшему, чем гидростатическое и к образованию вакуумных зон. Часто оно является достаточным для проникновения пластовых флюидов в скважину. Такие кратковременные, резкие изменения гидродинамического давления могут стать причиной неустойчивости стенок скважин и связанных с ней осложнений. Расчеты показывают, что, регулируя релаксационные параметры обработкой бурового раствора различными полимерными добавками, можно добиться значительного уменьшения (по абсолютному значению) отрицательного градиента давления.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Акилов Ж. Нестационарные движения вязкоупругих жидкостей. Ташкент: Фан, 1982. – 104 с.
- [2] Хужаёров Б. Х. Реологические свойства смесей. Самарканд: Согдиана, 2000. – 140 с.
- [3] Акилов Ж., Хужаёров Б., Исламов Я. Г. Методика расчета гидродинамического давления при спуско-подъемных операциях с учетом ускорения спуско-подъема и реологически неравновесных характеристик промывочного раствора. Ташкент, 1979. – 28 с.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

Ж. Акилов, М. Джаббаров, А. Раупов. Нефть ва газ қудуқларини бурғилашда бурғилаш колоннасини тушириши-чиқариши моделиштириши

Мақолада нефть ва газ қудуқларини бурғилаш жараёнида амалга ошириладиган бурғилаш колоннасини тушириши-чиқариши шиларида бурғилаш эритмасининг гидродинамик босимини ва тезлигини аниқлаш масаласи ечилган. Бурғилаш колоннаси ҳаракат қонунининг бир неча математик модели қаралган. Олинган формулалар асосида бурғилаш эритмаси релаксация параметрларининг босим градиенти ва тезликка таъсири ўрганилган. Ҳисоблашлар воситасида колоннасини туширишини тўхтатиш жараёнида ҳосил бўладиган зарарли манфий гидродинамик босимни бурғилаш суюқлигининг релаксацион параметрларини ўзгартириш ёрдамида камайтириши (абсолют қиймати бўйича) мумкин экани кўрсатилган.

J. Akilov, M. Dzhabbarov, A. Raupov. Modeling of lowering-lifting operations at boring of oil and gas wellbores

In the paper a problem of determination of pressure gradient and relaxation drilling liquids velocities at lowering-lifting operations at boring of oil and gas wellbores is considered. Several cases for the velocity of drilling column are analyzed. Influence of relaxations parameters on values of hydrodynamic pressures gradient and liquids velocities is established. It is shown that by adjusting of relaxation parameters, significant reductions of the negative pressure gradient can be reached.

ВЛИЯНИЕ ПРОТЕКАЮЩЕЙ ЖИДКОСТИ НА ПРОДОЛЬНЫЕ КОЛЕБАНИЯ ЦИЛИНДРИЧЕСКОЙ ОБОЛОЧКИ

Известно, что круговые цилиндрические оболочки, взаимодействующие с различными потоками жидкостей и газов, широко применяются в различных областях техники и строительства. Иногда их роль состоит в транспортировке жидкости в нефте-, газопроводах и для водоснабжения. Они также считаются основными элементами таких сложных конструкций, как электростанции, химические заводы, гидравлические системы, ракетная техника и т.д. В связи с этим исследование колебательных процессов в элементах таких конструкций с учетом взаимодействия потока жидкости и внешних динамических нагрузок является актуальным.

Во многих исследованиях постановка задачи гидроупругости осуществляется по динамическим и кинематическим условиям на контактных поверхностях раздела твердых и жидких сред. При математической постановке продольных колебаний цилиндрической оболочки учитывается равенство касательных напряжений и скоростей частиц жидкости продольного направления. Тогда возникает необходимость в использовании модели вязкой жидкости, т.е. уравнений Навье – Стокса.

Проблема моделирования цилиндрических оболочек (труб) с протекающей жидкостью – предмет многих исследовательских работ. Обширный обзор исследований в области моделирования труб и аналитических методов дан в [1]. В [2] рассмотрена задача о продольных нелинейных волнах в цилиндрической оболочке, заполненной вязкой жидкостью. В [3, 4] изучены задачи нелинейной динамики, устойчивости и эффекта геометрических параметров круговых цилиндрических оболочек с протекающей невязкой жидкостью, при различных граничных условиях.

Рассмотрим в цилиндрической системе координат (r, θ, z) цилиндрическую оболочку с протекающей с постоянной скоростью жидкостью U_1 . Толщина оболочки $h = r_2 - r_1$, где r_1, r_2 – внутренний и внешний радиусы оболочки ($r_1 < r_2$). Предположим, что продольные колебания оболочки вызываются воздействием $f_{rz}(z, t)$ на её внешней поверхности.

В качестве разрешающих уравнений примем уточненные уравнения продольно-радиальных колебаний круговой цилиндрической оболочки с протекающей вязкой жидкостью, выведенные в [5]. Предположим, что отсутствуют радиальные возмущения и происходят только продольные колебания. В этом случае указанные уравнения колебаний примут вид

$$\begin{aligned} & \left[\frac{r_1}{2} (1 - q_1) \left(\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) + \frac{r_1 \mu'_1}{\mu} \left(\frac{1}{2\nu'_1} (a_1^2 - U_1^2) \frac{\partial^2}{\partial z^2} - \frac{U_1}{\nu'_1} \frac{\partial^2}{\partial t \partial z} - \frac{1}{2\nu'_1} \frac{\partial^2}{\partial t^2} \right) \right] U_{z,0} - \\ & - \xi \left[\frac{r_1}{2} \ln \frac{r_1}{\xi} \left(\frac{1}{b^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (2q_2 - 1) \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{r_1} - \frac{r_1}{2} q_2 \ln \frac{r_1}{\xi} \frac{\partial^2}{\partial z^2} \left(\frac{2\mu'_1}{3\mu} \left(\frac{\partial}{\partial t} + U_1 \frac{\partial}{\partial z} \right) - \frac{\rho'_1 a_1^2}{\mu} \right) + \right. \\ & \left. + \left(\ln \frac{r_1}{\xi} + \frac{1}{2} \right) \frac{r_1 \mu'_1}{\mu} \left(\frac{1}{2\nu'_1} (a_1^2 - U_1^2) \frac{\partial^2}{\partial z^2} - \frac{U_1}{\nu'_1} \frac{\partial^2}{\partial t \partial z} - \frac{1}{2\nu'_1} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{2U_1}{3} \frac{\partial^3}{\partial z^3} - \frac{2}{3} \frac{\partial^3}{\partial t \partial z^2} \right) \right] U_{z,1} = 0, \\ & \left[\frac{r_2}{2} (1 - q_1) \left(\frac{1}{a^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) \right] U_{z,0} - \xi \left[\frac{r_2}{2} \ln \frac{r_2}{\xi} \left(\frac{1}{b^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (2q_2 - 1) \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{r_2} \right] U_{z,1} = \frac{1}{\mu} f_{rz}(z, t), \end{aligned} \quad (1)$$

где t – время; z – продольная координата; $a = (\lambda + 2\mu)/\rho$ и $b = \mu/\rho$ – скорости распространения продольных и поперечных волн в материале оболочки; ρ – плотность материала оболочки; λ и μ – коэффициенты Ламе; $q_1 = -(\lambda + \mu)/\mu$; $q_2 = -(\lambda + \mu)/(\lambda + 2\mu)$; $U_{z,0}$ и $U_{z,1}$ – главные части продольного перемещения «промежуточной» поверхности оболочки [2]; ξ – радиус промежуточной поверхности; ρ'_1 – плотность жидкости; ν'_1 – кинематическая вязкость; $\mu'_1 = \rho'_1 \nu'_1$ – динамическая вязкость; a_1 – скорость звука в жидкости; $f_{rz}(t, z)$ – функция внешнего воздействия.

В уравнениях (1) функция $U_{z,0}$ имеет размерность перемещения, а функция $U_{z,1}$ – размерность деформации [6]. При этом значения функции $U_{z,1}$ на порядок меньше соответствующего значения функции $U_{z,0}$. Поэтому в уравнениях (1) можно пренебречь членами, содержащими производные функции $U_{z,1}$ второго порядка и выше. Кроме того, когда оболочка тонкая, то можно считать, что $\ln \frac{r_i}{\xi} = 0$, ($i=1, 2$). С учетом указанных соображений и вводя безразмерные переменные по формулам

$$t = t^* \frac{\xi}{a}, \quad z = z^* \xi; \quad r_i = r_i^* \xi, \quad U_{z,0} = \xi U, \quad U_{z,1} = V, \quad a_1 = a a_1^*, \quad U_i = a U_i^*, \quad f_{rz}(z, t) = \mu f(z, t), \quad (2)$$

из системы (1) получим разрешающие уравнения колебания

$$\left[\frac{r_1}{2} \frac{a^2}{b^2} \left(\frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) - \frac{a^2}{b^2} \frac{r_1 \rho_1'}{2\rho} \left(\frac{\partial^2}{\partial t^2} + 2U_1 \frac{\partial^2}{\partial t \partial z} - (a_1^2 - U_1^2) \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) \right] U - \frac{1}{r_1} V = 0, \\ \frac{r_2^2}{2} \frac{a^2}{b^2} \left(\frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \right) U - \frac{1}{r_2} V = f(z, t). \quad (3)$$

В уравнениях (3) звездочки над переменными и параметрами для удобства записи опущены. В этих уравнениях влияние протекающей жидкости учитывается её плотностью ρ_1' и скоростью U_1 . Напряженно-деформированное состояние оболочки определяется через искомые функции U и V по формулам

$$U_z = U - \frac{1}{2} V, \quad \sigma_{zz} = \frac{a^2}{b^2} \frac{\partial U}{\partial z} - \frac{1}{2} \frac{\partial V}{\partial z}, \quad \sigma_{rz} = \frac{r}{2} \frac{a^2}{b^2} \left(\frac{\partial^2 U}{\partial t^2} - \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} \right) + \frac{1}{2} \frac{\partial V}{\partial z}. \quad (4)$$

Подставляя второе уравнение (3) в первое, получим следующее дифференциальное уравнение:

$$\frac{\partial^2 U}{\partial t^2} = A \frac{\partial^2 U}{\partial z^2} + B \frac{\partial^2 U}{\partial t \partial z} + E f(z, t), \quad (5)$$

где

$$A = \frac{r_2^2 \rho + r_1^2 (\rho_1' (a_1^2 - U_1^2) - \rho)}{r_2^2 \rho - r_1^2 (\rho - \rho_1')}, \quad B = -\frac{2r_1^2 \rho_1' U_1}{r_2^2 \rho - r_1^2 (\rho - \rho_1')}, \quad E = \frac{2b^2 \rho r_2}{a^2 (r_2^2 \rho - r_1^2 (\rho - \rho_1'))}.$$

Пусть внешнее воздействие на поверхности цилиндрической оболочки задано по следующему закону:

$$f(z, t) = \begin{cases} \tilde{A} e^{-kz} \sin \frac{\pi t}{t_1}, & t \leq t_1, \\ 0, & t > t_1, \end{cases} \quad (6)$$

где t_1 – время действия нагрузки.

Рассмотрим случай, когда торцы цилиндрической оболочки жестко зашлемлены. Тогда граничные условия задачи будут иметь вид

$$U = 0 \quad \text{при } z = 0 \text{ и } z = l, \quad (7)$$

где l – длина оболочки. Начальные условия считаются нулевыми

$$U(z, 0) = \frac{\partial U(z, 0)}{\partial t} = 0 \quad \text{при } t = 0. \quad (8)$$

Таким образом, рассматриваемая задача приводится к интегрированию неоднородного уравнения (5) с граничными и начальными условиями (7) – (8). Решение (5) позволяет по значениям функции U вычислить значения функции V , которые в свою очередь позволяют определить перемещение и напряжения в произвольных сечениях оболочки по формулам (4).

Решение поставленной задачи осуществим численно методом конечных разностей. Для этого заменим дифференциальное уравнение (5) конечными разностями по неявной схеме с весами [7]

$$U_{i+1}^{n+1} + m_i U_i^{n+1} + n_i U_{i-1}^{n+1} = f_i, (i=1 \dots N, n > 0). \quad (9)$$

Здесь

$$m_i = \left(1 + \frac{2A\sigma_1\tau^2}{\Delta^2}\right) / a_i, \quad n_i = \left(-\frac{A\sigma_1\tau^2}{\Delta^2} + \frac{B\tau}{4\Delta}\right) / a_i, \quad a_i = -\frac{A\sigma_1\tau^2}{\Delta^2} - \frac{B\tau}{4\Delta},$$

$$f_i = \left[E\tau^2 f(z_i, t_n) + 2U_i^n - U_i^{n-1} + \frac{A(1-\sigma_1-\sigma_2)\tau^2}{2\Delta^2} (U_{i+1}^n - 2U_i^n + U_{i-1}^n) + \right.$$

$$\left. + \frac{A\sigma_2\tau^2}{2\Delta^2} (U_{i+1}^{n-1} - 2U_i^{n-1} + U_{i-1}^{n-1}) - \frac{B\tau}{4\Delta} (U_{i+1}^{n-1} - U_{i-1}^{n-1}) \right] / a_i,$$

где τ – шаг по времени; Δ – шаг по координате; σ_1 и σ_2 – весовые коэффициенты.

При этом граничные условия (7) запишутся как

$$U_0^n = 0; U_{N+1}^n = 0, \quad (10)$$

а начальные условия – как

$$U_i^0 = 0 (i=0 \dots N). \quad (11)$$

Для расчетов в качестве жидкости принята вода и материал оболочки считается стальным. Приняты следующие значения геометрических и механических параметров оболочки: $\zeta=0.1$ м, $l=10$ м, $\rho=7850$ кг/м³, $\nu=0.25$, $E=2 \cdot 10^{11}$ Па и жидкости $\rho'_1=1000$ кг/м³, $a_1=1500$ м/с.

Полученные результаты представлены на рис. 1 – 4 в виде графиков перемещения и напряжений относительно времени и координаты.

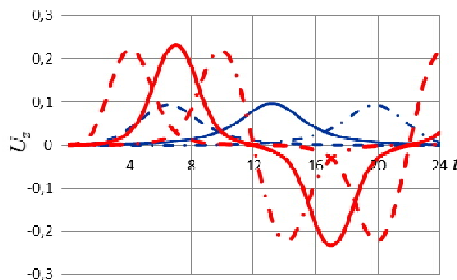


Рис. 1. Изменения продольного перемещения по времени в различных сечениях оболочки в случаях отсутствия ($\rho'_1=0$) и наличия жидкости ($\rho'_1=1000$):

--- $z=2$; — $z=5$; --- $z=8$; $\rho'_1=0$
 --- $z=2$; --- $z=5$; --- $z=8$; $\rho'_1=1000$

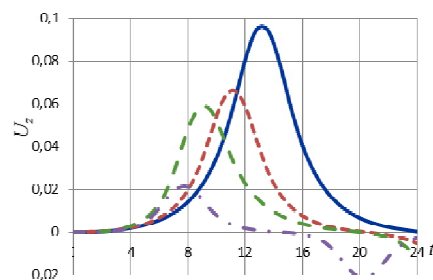


Рис. 2. Изменения продольного перемещения по времени в фиксированном сечении ($z=5$) оболочки с жидкостью для различных значений толщины: — $h/\zeta=0.01$; --- $h/\zeta=0.02$; --- $h/\zeta=0.05$; --- $h/\zeta=0.1$

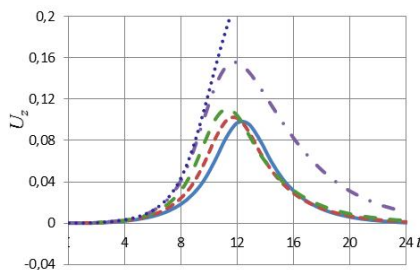


Рис. 3. Изменения продольного перемещения по времени в фиксированном сечении ($z=5$) оболочки для различных значений скорости протекающей жидкости:

— $U_1=0.05$; --- $U_1=0.1$; --- $U_1=0.15$; --- $U_1=0.2$;
 --- $U_1=0.21$

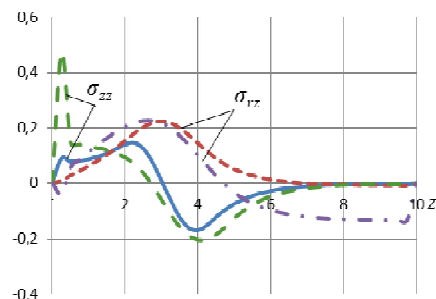


Рис. 4. Изменения напряжений σ_{zz} и σ_{rz} по координате при различных скоростях протекающей жидкости при $t=8$: — $U_1=0.1$; --- $U_1=0.2$; --- $U_1=0.1$; --- $U_1=0.2$

По полученным результатам зависимости перемещения U_z цилиндрической оболочки от времени (см. рис. 1) в различных сечениях ($z=2; 5; 8$) показывают, что наличие покоящейся жидкости приводит к снижению амплитуды перемещений и запаздыванию волны. Максимальное значение перемещения пустой оболочки в 2.4 раза больше, чем оболочки с жидкостью. Кривые изменения перемещения по времени при различных значениях толщины оболочки с жидкостью (рис. 2) показывают, что её увеличение приводит к снижению амплитуды и увеличению скорости волны. При $h/\xi=0.1$ амплитуда колебаний в 4.4 раза больше, чем при $h/\xi=0.01$. Учет скорости жидкости приводит к увеличению амплитуды перемещения (см. рис. 3). С возрастанием скорости потока U_1 амплитуда перемещения увеличивается. При $U_1=0.21$ наблюдается резкий скачок амплитуды перемещения. С увеличением скорости потока жидкости наблюдаются также резкие увеличения напряжений σ_{zz} и σ_{rz} в сечениях оболочки, близких к торцам (см. рис. 4).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Païdoussis M.P. Fluid-Structure Interactions: Slender Structure and Axial flow, Vol. 1. London: Academic Press. 1998. – 572 p.
- [2] Блинкова А.Ю. Моделирование нелинейных волн деформаций в физически линейных вязкоупругих цилиндрических оболочках, содержащих вязкую несжимаемую жидкость // Вестник СГТУ. 2012. № 4 (68). С. 7 – 15.
- [3] Karagiozis K.N., Païdoussis M.P., Amabili M. Effect of geometry on stability of cylindrical clamped shells subjected to internal fluid flow// Computers and structures. Vol. 85. 2007. P. 645 – 659.
- [4] Amabili M., Pellicano F., Païdoussis M.P. Non-linear dynamics and stability of circular cylindrical shells containing flowing fluid, Part I: Stability// Journal of Sound and Vibration. Vol. 225. 1999. P. 655 – 699.
- [5] Амиркулова Ф.А., Буркутбоев Ш.М. Уравнения осесимметричных колебаний кругового цилиндрического слоя с протекающей вязкой сжимаемой жидкостью// Узбекский журнал «Проблемы механики». 2003. № 2. С. 34 – 37.
- [6] Худойназаров Х.Х. Нестационарное взаимодействие цилиндрических оболочек и стержней с деформируемой средой. Ташкент: Изд. Абу Али ибн Сина, 2003. – 326 с.
- [7] Самарский А.А., Вабищевич П.Н. Вычислительная теплопередача. М.: Едиториал УРСС, 2003. – 784с.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

Ш.М. Буркутбоев. Цилиндрик қобиқнинг бўйлама тебранишлариға ичидан оқиб ўтувчи суюқликнинг таъсири
Ишда ичидан ўзармас тезлик билан суюқлик оқиб ўтувчи цилиндрик қобиқнинг бўйлама тебранишлари ўрганилган. Қаралаётган масала ошқормас айирмалли схема ёрдамида сонли ечилган. Қобиқнинг кучланганлик-деформацияланганлик ҳолатиға қалинлик ва суюқлик тезлигининг таъсири баҳоланган.

Sh.M. Burkutboyev. Influence of conveying fluid on longitudinal vibrations of cylindrical shell
In the work longitudinal vibrations of cylindrical shell with internal fluid flowing with constant velocity is studied. Solution of the problem is numerically solved by implicit difference scheme. Estimations of influences of shell thickness, fluid density and velocity on the shell stressed-strain-state are given.

УЎК 539.3

К. ИСМАЙЛОВ, О. ЭШНИЁЗОВ

ЁПИҚ ЦИЛИНДРИК ҚОБИҚЛАРНИНГ БИРИНЧИ ТУР УСТИВОРЛИГИНИ ЙЎҚОТИШДА ДЕФОРМАЦИЯ ВА КУЧЛАНИШЛАР

Фараз қилайликки, қобиқ моментсиз мувозанат ҳолатда ва сиқилмайдиган материалдан тайёрланган бўлсин [1].

Ўсувчи юк билан юкланган қобиқ ўзининг мувозанат ҳолатини маҳаллий устиворлигини йўқотиши, бош эгрилик чизиқлари бўйлаб кўп сонли кичик тўлқинлар ҳосил бўлиши билан характерланади.

Бу тўлқинлар чексиз кичик эгилишнинг бошланиш вақтида ҳосил бўлади, яъни бифуркация мувозанат ҳолати вақтида.

Қобиқ элементининг чексиз эгилишида юкланиш ва юксизланиш $\sigma_i - \varepsilon_i$ диаграммасадаги бифуркация M_0 нуктасига уринма бўйича рўй беради.

Кичик эластик-пластик деформация назарияси бўйича Гук қонунидаги эластиклик модулини кесувчи модуль билан алмаштириш лозим, унда қуйидаги ифодалар ҳосил бўлади [2]:

$$\sigma_x = (a_x - zb_x)\psi_x; \sigma_y = (a_y - zb_y)\psi_y; \tau = (a_{xy} - zb_{xy})\psi_{xy}. \quad (1)$$

Бунда қуйидаги белгилашлар киритилган [3]:

$$a_x = \frac{4}{3}\left(\varepsilon_x + \frac{1}{2}\varepsilon_y\right); a_y = \frac{4}{3}\left(\varepsilon_y + \frac{1}{2}\varepsilon_x\right); a_{xy} = \frac{1}{3}\gamma. \quad (2)$$

$$b_x = \frac{4}{3}\left(\chi_x + \frac{1}{2}\chi_y\right); b_y = \frac{4}{3}\left(\chi_y + \frac{1}{2}\chi_x\right); b_{xy} = \frac{2}{3}\chi_{xy}. \quad (3)$$

$$\psi_x = \psi_0 \left[1 + \frac{zb_x}{\varepsilon_0} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \right]; \psi_y = \psi_0 \left[1 + \frac{zb_y}{\varepsilon_0} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \right]; \quad (4)$$

$$\psi_{xy} = \psi_0 \left[1 + \frac{zb_{xy}}{\varepsilon_0} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \right].$$

Бу ерда ψ_0 – бифуркация M_0 нуктасига тегишли кесувчи модуль; ε_0 – деформация интенсивлиги; E_k – бифуркация M_0 нуктасига тегишли уринма модуль.

Бўйлама йўналиш бўйича сиқилган ёпиқ цилиндрик қобик устиворлигини йўқотишда бўйлама ва доиравий йўналишлари бўйича кичик тўлқинлар бўйича йўқотади деб фараз қиламиз. Унда критик ҳолатдаги қобикда фақат битта сиқувчи кучланиш ҳосил бўлади:

$$\sigma_x = F_x; \sigma_y = 0; \tau_{xy} = 0. \quad (5)$$

Бунинг натижаси сифатида қуйидаги учта деформация ҳосил бўлади:

$$\varepsilon_x; \varepsilon_y = -\frac{1}{2}\varepsilon_x; \varepsilon_z = -(\varepsilon_x + \varepsilon_y) = -\frac{1}{2}\varepsilon_x.$$

Демак, деформация интенсивлиги $\varepsilon_i = \varepsilon_0 = \varepsilon_x$ бўйлама нисбий деформацияга тенг бўлади ва юқоридаги (2) формулалардан қуйидагилар ҳосил бўлади:

$$a_x = \varepsilon_x = \varepsilon_0; a_y = a_{xy} = 0.$$

Унда ёпиқ цилиндрик қобик учун мувозанат дифференциал тенглама қуйидагича ифодаланади:

$$\frac{D_0}{h} \frac{E_k}{\psi_0} \nabla^2 \nabla^2 \nabla^2 \nabla^2 w + \frac{D_0}{h} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \nabla^2 \nabla^2 \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \left(\frac{3}{2} \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} \right) + \frac{\psi_0}{R^2} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + F_x \nabla^2 \nabla^2 \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} = 0. \quad (6)$$

Цилиндрик қобик мувозанат дифференциал тенгламасини ва чегара шартларини қаноатлантирувчи функция сифатида қуйидаги икки қаторли тригонометрик $w(x, y)$ функцияни қабул қиламиз:

$$w(x, y) = A \sin \frac{m\pi x}{L} \sin \frac{ny}{R}, \quad (7)$$

бу ерда m – цилиндрик қобик ўқи бўйлаб ҳосил бўлган ярим синусоидалар сони; n – доиравий йўналиши бўйича ҳосил бўлган синусоидалар сони.

Юқорида келтирилган тригонометрик функция қобик сирт чегараларининг шарнирли таянган ҳолатига мос келади.

Асосий дифференциал тенгламага $w(x, y)$ функция қўйилса қуйидаги тенглама ҳосил бўлади:

$$\frac{D_0}{h} \frac{E_k}{\psi_0} \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^4 + \frac{D_0}{h} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^2 \frac{n^2}{R^2} \cdot \left(\frac{3}{2} \frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right) + \frac{\psi_0}{R^2} \frac{m^4 \pi^4}{L^4} - F_x \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^2 \frac{m^2 \pi^2}{L^2} = 0. \quad (8)$$

Бундан

$$F_x = \frac{D_0 E_k L^2}{h \psi_0 m^2 \pi^2} \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^2 + \frac{\psi_0}{R^2 \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^2 \frac{L^2}{m^2 \pi^2}} + \frac{D_0 n^2 L^2}{h R^2 m^2 \pi^2} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \left(\frac{3 m^2 \pi^2}{2 L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right). \quad (9)$$

Бу (9) формулани қуйидагича ифодалаш мумкин:

$$F_x = F_1 + \frac{D_0}{h} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \frac{n^2}{R^2} \frac{L^2}{m^2 \pi^2} \left(\frac{3}{2} \frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right). \quad (10)$$

Бу ерда

$$F_1 = \frac{D_0}{h} \frac{E_k}{\psi_0} \lambda + \frac{\psi_0}{R^2} \frac{1}{\lambda}; \quad \lambda = \frac{L^2}{m^2 \pi^2} \left(\frac{m^2 \pi^2}{L^2} + \frac{n^2}{R^2} \right)^2. \quad (11)$$

Бундан F_1 функциянинг минимал бўлиш шартидан фойдалани λ миқдорини қидирамиз:

$$\frac{\partial F_1}{\partial \lambda} = \frac{D_0}{h} \frac{E_k}{\psi_0} - \frac{\psi_0}{R^2} \frac{1}{\lambda^2} = 0; \quad (12)$$

Бундан λ аниқлаб уни (11) ифодага қўйсак F_1 минимал қиймати қуйидагига тенг бўлади:

$$(F_1)_{\min} = \frac{D_0}{h} \frac{E_k}{\psi_0} \frac{3}{R h} \sqrt{\frac{\psi_0}{E_k}} + \frac{\psi_0}{R^2} \frac{R h}{3} \sqrt{\frac{E_k}{\psi_0}} = \frac{2 h}{3 R} \sqrt{E_k \psi_0}. \quad (13)$$

Асосий критик куч ифодаси қуйидагича бўлади:

$$F_x = \frac{2 h}{3 R} \sqrt{E_k \psi_0} + \frac{D_0}{h} \left(1 - \frac{E_k}{\psi_0} \right) \frac{n^2}{R^2} \left(1 + \frac{2}{3} \frac{n^2}{m^2 \pi^2} \frac{L^2}{R^2} \right). \quad (14)$$

Бу ифодага қуйидаги белгилашларни киритамиз:

$$\frac{n^2}{R^2} = \lambda \alpha (1 - \alpha). \quad (15)$$

$$\frac{n^2}{m^2 \pi^2} \frac{L^2}{R^2} = \frac{\lambda \alpha (1 - \alpha)}{\lambda \alpha^2} = \frac{1 - \alpha}{\alpha}. \quad (16)$$

Унда критик куч тенгламасини қуйидаги кўринишга келтириш мумкин:

$$F_x = \frac{2 h}{3 R} \sqrt{E_k \psi_0} \left[1 + \frac{1}{4} \left(\frac{\psi_0}{E_k} - 1 \right) (2 + \alpha) (1 - \alpha) \right]. \quad (17)$$

Бу тенгламадаги F_x бўйлама деформация ε_x билан $F_x = \psi \varepsilon_x$ боғланишда бўлганлиги учун тенгламани қуйидагича ёзиш мумкин:

$$\frac{3 R}{2 h} \varepsilon_x = \left[1 - \frac{1}{4} (2 + \alpha) (1 - \alpha) \right] \sqrt{E_k / \psi_0} + \frac{1}{4} (2 + \alpha) (1 - \alpha) / \sqrt{E_k / \psi_0}. \quad (18)$$

Бунга қуйидаги белгилашни киритиш мақсадга мувофиқ

$$\beta = \frac{1}{4} (2 + \alpha) (1 - \alpha). \quad (19)$$

Унда (18) формулани қуйидаги кўринишга келтириш мумкин:

$$\frac{3 R}{2 h} \varepsilon_x = (1 - \beta) \delta + \frac{\beta}{\delta}. \quad (20)$$

Бунда

$$\delta = \sqrt{E_k/\psi_0}. \quad (21)$$

Функция $f = 3R\varepsilon_x/2h$ ни δ бўйича минималлаштирамиз:

$$\frac{\partial f}{\partial \delta} = 1 - \beta - \frac{\beta}{\delta^2} = 0.$$

Бундан қуйидагини аниқлаймиз:

$$\delta^2 = \frac{E_k}{\psi_0} = \frac{\beta}{1-\beta}; \quad \delta = \sqrt{\frac{\beta}{1-\beta}}. \quad (22)$$

Унда бўйлама критик деформацияни қуйидагича ифодалаш мумкин:

$$\frac{3R}{2h}\varepsilon_k = 2\sqrt{\beta(1-\beta)}. \quad (23)$$

(22) формула асосида (20) бўйлама деформациянинг критик миқдорини қуйидагича ифодалаш мумкин:

$$\frac{3R}{2h}\varepsilon_{kp} = 2\frac{\delta}{1+\delta^2} = 2\frac{\sqrt{E_k/\psi_0}}{1+E_k/\psi_0} = 2\frac{\sqrt{\psi_0 E_k}}{\psi_0 + E_k}. \quad (24)$$

Натижада бўйлама сиқилган цилиндрик қобикларни эластиклик чегарасидан кейин тадқиқ қилиш учун қуйидаги иккита фундаментал тенгламаларни ҳосил қиламиз:

$$\frac{R}{h} = \frac{4}{3} \frac{1}{\varepsilon_{kp}} \frac{\sqrt{\psi_0 E_k}}{\psi_0 + E_k}, \quad F_{kp} = \frac{4}{3} \psi_0 \frac{\sqrt{\psi_0 E_k}}{\psi_0 + E_k} \frac{h}{R}. \quad (25)$$

Агар охириги (25) тенгламанинг иккинчи ифодага $\psi_0 = E_k = E$ ни қўйсақ бизга маълум бўлган чизикли-эластик ечим учун сиқувчи критик куч ифодаси ҳосил бўлади:

$$F_k = 2Eh/3R. \quad (26)$$

Квадрат тенглама (20) ни α га нисбатан ечиб қуйидагини аниқлаймиз:

$$\alpha = \frac{1}{2} \left[\sqrt{\frac{9-7\delta^2}{1+\delta^2}} - 1 \right]. \quad (27)$$

Унда бўйлама ярим тўлқинлар сони қуйидагича аниқланади:

$$m = \frac{\sqrt{3}}{2\pi} \frac{L}{R} \sqrt{\frac{R}{h}} \frac{1}{\sqrt{\delta}} \left[\sqrt{\frac{9-7\delta^2}{1+\delta^2}} - 1 \right]. \quad (28)$$

Қобикнинг доиравий йўналиши бўйича тўлқинлар сони қуйидаги формуладан аниқланади:

$$n = \frac{\sqrt{3}}{2} \sqrt{\frac{R}{h}} \frac{1}{\sqrt{\delta}} \sqrt{\left(\sqrt{\frac{9-7\delta^2}{1+\delta^2}} - 1 \right) \left(3 - \sqrt{\frac{9-7\delta^2}{1+\delta^2}} \right)}. \quad (29)$$

АДАБИЁТЛАР

- [1] В о л ь м и р А. С. Устойчивость упругих систем. М.: Физматгиз, 1963. – 879 с.
- [2] И л ь ю ш и н А. А. Пластичность М.: ОГИЗ, ГИТТЛ, 1948. – 376 с.

К. Исмаилов, О.Эшнйезов. Деформация и напряжения цилиндрических оболочек при потере устойчивости первого рода

Рассматривается задача об устойчивости цилиндрической оболочки на основании деформационной теории пластичности. Считается, что материал оболочки несжимаем, и она деформируется в условиях простого нагружения.

K. Ismayilov, O. Eshniyozov. Deformation and stresses on first type loss of stability of closed cylindrical shells

The problem about stability of the cylindrical shell, on the base of deformation theory of plasticity is considered. It is supposed that material of the shell is incompressible, and it is deformed in conditions simple loading.

УДК 539.3

А.А. ХАЛДЖИГИТОВ

ТЕОРИИ ПЛАСТИЧНОСТИ, ТЕРМОПЛАСТИЧНОСТИ И ВЯЗКОПЛАСТИЧНОСТИ АНИЗОТРОПНЫХ ТЕЛ

С развитием науки и техники и прямым влиянием технических запросов диктуется необходимость в исследованиях в области упругопластических деформаций анизотропных (композиционных) материалов с учетом таких различных факторов, как температура, скорость деформации, электромагнитные поля и др.

Начало теоретических исследований в области феноменологической теории пластичности анизотропных сред было положено Мизесом и нашло свое развитие в работах Р. Хилла [1]. В последние годы многими исследователями были предложены различные варианты деформационной теории [2 – 6], теории пластического течения [3, 6 – 24], термопластичности [9, 13, 14, 25 – 29], вязкопластичности [13, 25, 30 – 32] для анизотропных материалов. Вопросы теории пластичности с поверхностью нагружений в пространстве деформаций рассмотрены в работах [33 – 38]. В последние годы особое внимание уделяется вопросам теории пластичности в конечных деформациях [28, 29, 39].

Обычно в теории пластического течения поверхность нагружения $f(\sigma_{ij}, \chi)=0$ рассматривается в пространстве напряжений и принимается ассоциированный закон текучести [7, 9, 25]

$$d\varepsilon_{ij}^p = d\lambda \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \text{ при } f = 0 \text{ и } df = \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0, \quad (1)$$

где $\chi = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p$ – параметр упрочнения; $d\varepsilon_{ij}^p$ – пластическая деформация; $d\lambda$ – скалярный дифференциальный параметр. Тогда общая деформация состоит из суммы упругой – $d\varepsilon_{ij}^e$ и пластической $d\varepsilon_{ij}^p$ – деформаций, т.е.

$$d\varepsilon_{ij} = d\varepsilon_{ij}^e + d\varepsilon_{ij}^p. \quad (2)$$

Известно, что, согласно постулату пластичности Друккера [8], ассоциированный закон текучести позволяет описывать состояния упрочнения и идеальной пластичности материалов. Но, как показывают экспериментальные данные, для некоторых материалов, таких как волокнистые композиционные материалы, железобетон, грунт, горные породы, и для некоторых вязких металлов диаграмма деформирования $\sigma - \varepsilon$ имеет ниспадающий участок (состояние разупрочнения) [35, 40 – 42]. Это особенно заметно при динамическом нагружении и нагревании материалов. Такие материалы обычно называют неустойчивыми по Друккеру [7]. Однако, как известно, наличие таких участков локальной потери устойчивости не вызывает исчерпания несущей способности в целом и поэтому учет дополнительного вклада может быть существенным при определении предельных нагрузок [35, 40].

Согласно постулату пластичности Ильюшина, исходя из термодинамических законов, можно предложить альтернативный ассоциированный закон текучести с поверхностью нагружения $F(\varepsilon_{ij}, \omega)=0$ в пространстве деформаций [8, 34 – 36]

$$d\sigma_{ij}^p = d\tilde{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} \text{ при } F(\varepsilon_{ij}, \omega) = 0 \text{ и } dF = \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} d\varepsilon_{ij} > 0, \quad (3)$$

где $d\sigma_{ij}^p$ – релаксация тензора напряжений; $d\tilde{\lambda}$ – скалярный дифференциальный параметр; $\omega = \int \varepsilon_{ij} d\sigma_{ij}^p$ – новый параметр, характеризующий историю пластического деформирования. При этом справедливо следующее соотношение между упругим напряжением σ_{ij}^e и релаксацией тензора напряжений σ_{ij}^p (рис. 1):

$$d\sigma_{ij} = d\sigma_{ij}^e - d\sigma_{ij}^p, \quad (4)$$

где $d\sigma_{ij}^e = C_{ijkl} \varepsilon_{kl}$.

Теории пластического течения с поверхностью нагружений в пространстве деформаций в отличие от классических теорий позволяют описывать состояния не только упрочнения и идеальной пластичности материалов, но и разупрочнения. Кроме того, они удобны с точки зрения численной реализации упругопластических задач.

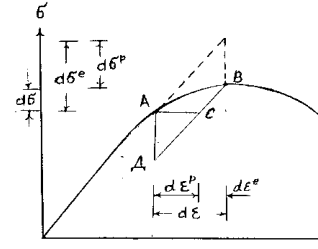


Рис. 1. Диаграмма деформирования для неустойчивых материалов по постулату Друкера

Теории пластического течения с поверхностью нагружений в пространстве деформаций для изотропных тел. 1. Теория пластического течения с поверхностью нагружений в пространстве деформаций [6, 37]: Соотношения (3) и (4) можно записать в виде

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - d\tilde{\lambda} \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}}. \quad (5)$$

Продифференцировав функцию нагружения $F(\varepsilon_{ij}, \omega) = 0$ и учитывая новый параметр $\omega = \int \varepsilon_{ij} d\sigma_{ij}^p$ и релаксацию тензора напряжений $d\sigma_{ij}^p$, из соотношения (3) можно найти скалярный дифференциальный параметр $d\tilde{\lambda}$

$$d\tilde{\lambda} = H \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} d\varepsilon_{ij}, \quad (6)$$

$$\text{где } H = - \left(\frac{\partial F}{\partial \omega} \varepsilon_{ij} \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} \right)^{-1}.$$

С учетом последнего соотношение (5) принимает вид

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^{\varepsilon} d\varepsilon_{kl}, \quad (7)$$

где

$$D_{ijkl}^{\varepsilon} = \begin{cases} C_{ijkl} & \text{при } F < 0 \\ C_{ijkl} - H \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{kl}} & \text{при } F = 0 \text{ и } \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{kl}} d\varepsilon_{kl} > 0. \end{cases}$$

Последнее соотношение представляет собой определяющую соотношения теории пластического течения изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций. Заметим, что упругопластическая матрица D_{ijkl}^{ε} и условия текучести зависят только от тензора деформаций и его приращения, что удобно при формулировке и численном решении краевых задач относительно перемещений.

2. Теория пластического течения с поверхностью нагружений в пространстве напряжений [22]: Для сравнения приводим основные соотношения классической теории пластического течения, исходящие из ассоциированного закона течения (1, 2) и разрешенных относительно приращения тензора напряжений

$$d\sigma_{ij} = D_{ijkl}^\sigma d\varepsilon_{kl}, \quad (8)$$

где

$$D_{ijkl}^\sigma = \begin{cases} C_{ijkl} & \text{при } f < 0 \\ C_{ijkl} - \frac{C_{ijkl} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{tu}} C_{klpq} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{pq}}}{\frac{1}{h} + \frac{\partial f}{\partial \sigma_{mn}} C_{mnrs} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{rs}}} & \text{при } f = 0 \text{ и } \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} > 0. \end{cases}$$

В последнем соотношении $f(\sigma_{ij}, \chi) = 0$ – поверхность нагружения в пространстве напряжений; χ – параметр упрочнения; h – экспериментально определяемая функция следующего вида:

$$h = - \left(\frac{\partial f}{\partial \chi} \sigma_{ij} \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} \right)^{-1}. \quad (9)$$

Несмотря на то, что теория пластического течения в форме (8) известна давно в зарубежной литературе, у нас она используется только в последние годы.

Для того, чтобы показать преимущества предложенной теории, проведем сравнения с классической теорией пластического течения. Для этого рассмотрим конкретные формы поверхностей нагружения для обеих теорий:

$$F = \frac{1}{2} e_{ij} e_{ij} - R(\omega) = 0, \quad \omega = \int \varepsilon_{ij} d\sigma_{ij}^p, \quad (10)$$

$$f = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij} - K(\chi) = 0, \quad \chi = \int \sigma_{ij} d\varepsilon_{ij}^p, \quad (11)$$

где e_{ij} , S_{ij} – девиаторы тензора деформаций и напряжений; $K(\chi)$ и $R(\omega)$ экспериментально определяемые функции.

Если

$$C_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}), \quad (12)$$

то соотношения (7) и (8) соответственно приобретают следующий вид:

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - H(e_{kl} de_{kl}) e_{ij} \text{ при } F=0 \text{ и } \frac{\partial F}{\partial e_{kl}} de_{kl} > 0, \quad (13)$$

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - \frac{4\mu^2 S_{ij} S_{kl}}{\frac{1}{h} + 4\mu \sigma_u^2} de_{kl} \text{ при } f=0 \text{ и } \frac{\partial f}{\partial s_{kl}} ds_{kl} > 0, \quad (14)$$

$$H = \left(2 \frac{\partial R}{\partial \omega} \varepsilon_u^2 \right)^{-1}, \quad \varepsilon_u^2 = \frac{1}{2} e_{ij} e_{ij}, \quad (15)$$

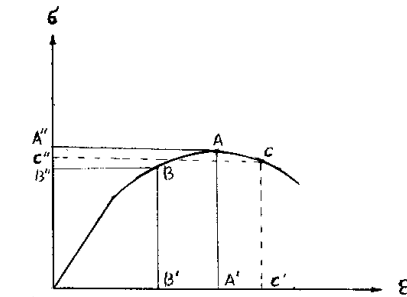


Рис. 2. Обобщенная экспериментальная диаграмма деформирования для разупрочняющихся материалов

$$h = \left(2 \frac{\partial K}{\partial \chi} \sigma_u^2 \right)^{-1}, \quad \sigma_u^2 = \frac{1}{2} S_{ij} S_{ij}. \quad (16)$$

В соотношениях (10) и (11) материальные функции H и h вычисляются на основе экспериментально определяемых функций $R(\omega)$ и $K(\chi)$. Функция $K(\chi)$, как известно, находится из простых экспериментов на растяжения или на чистый сдвиг, и обобщается как сложное напряженное состояние. Пусть экспериментальная диаграмма деформирования имеет вид как на рис. 2.

Согласно известной экспериментальной методике [25], считая разгрузку прямолинейной и параллельной к первоначальной линии, вычисляем значения пластических деформаций и, откла-

дывая их по оси OX , построим кривую $\sigma - \varepsilon^p$, обобщением которой является зависимость $K - \chi$, показанная на рис. 3.

Для построения экспериментальной функции $R(\omega)$, считая разгрузку прямолинейной, как в предыдущем случае, вычисляем $\sigma^p = E\varepsilon^p$ и, откладывая их по оси OX , построим кривую $\varepsilon - \sigma^p$, обобщением которой является зависимость $R - \omega$, показанная на рис. 3.

По рис. 3 нетрудно убедиться в том, что на монотонно возрастающем участке $dK/d\chi > 0$ и по соотношению (16) значение функции h может быть вычислено. В окрестности точки A ее значение стремится в бесконечность, так как $dK/d\chi = 0$, а на ниспадающем участке становится отрицательной, что противоречит требованию о положительности дифференциального параметра

$d\lambda = h \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij}$. Отсюда следует, что теория пластического течения (14) справедлива только для упрочняющихся материалов.

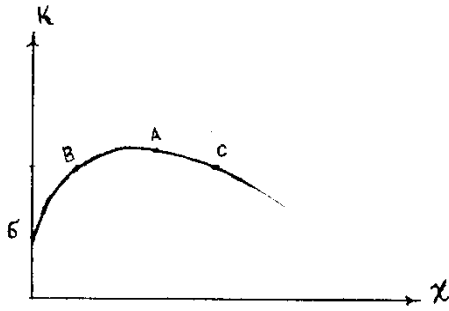


Рис. 3. Экспериментально определяемая функция пластичности $K(\chi)$

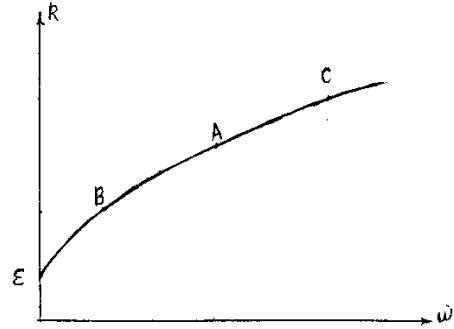


Рис. 4. Экспериментально определяемая функция пластичности $R(\omega)$

Как видно из рис. 4, функция $R(\omega)$ – монотонно возрастающая ($dR/d\omega > 0$), хотя диаграмма деформирования $\sigma - \varepsilon^p$ на рис. 2 имеет ниспадающий участок. Это обеспечивает однозначность и положительность функции H вдоль всей диаграммы, включая и ниспадающий участок.

В случае кусочно-линейной аппроксимации диаграммы $\sigma - \varepsilon$ материальные функции h и H имеют вид

$$h = \frac{\mu - \mu'}{4\mu\mu'\sigma_u^2}, \quad H = \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2}, \quad (17)$$

где μ' – касательный модуль. Тогда определяющие соотношения теории пластичности с поверхностью нагружений в пространстве деформаций (13) и напряжений (14), соответственно принимают следующие формы:

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} (e_{kl} de_{kl}) e_{ij} \quad \text{при } F = 0 \text{ и } e_{kl} de_{kl} > 0, \quad (18)$$

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\sigma_u^2} (s_{kl} ds_{kl}) s_{ij} \quad \text{при } f = 0 \text{ и } s_{kl} ds_{kl} > 0. \quad (19)$$

Теории пластичности для трансверсально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций и напряжений. 1. Теория пластичности с поверхностью нагружений в пространстве деформаций [6, 37]: Определяющее соотношение теории пластичности имеет вид

$$d\sigma_{ij} = d\tilde{\sigma}(\delta_{ij} - \delta_{i3}\delta_{j3}) + d\sigma_{33}\delta_{i3}\delta_{j3} + dP_{ij} + dQ_{ij} \quad (20)$$

при

$$d\tilde{\sigma} = (\lambda_1 + \lambda_4)d\theta + \lambda_2 d\varepsilon_{33},$$

$$d\sigma_{33} = \lambda_2 d\tilde{\theta} + \lambda_3 d\varepsilon_{33},$$

$$dP_{ij} = \begin{cases} 2\lambda_4 dp_{ij} & \text{при } F_p < 0 \\ 2\lambda_4 dp_{ij} - d\lambda_p \frac{\partial F_p}{\partial p_{ij}} & \text{при } F_p = 0 \text{ и } \frac{\partial F_p}{\partial p_{ij}} dp_{ij} > 0, \end{cases} \quad (21)$$

$$dQ_{ij} = \begin{cases} 2\lambda_5 dq_{ij} & \text{при } F_q < 0 \\ 2\lambda_5 dq_{ij} - d\lambda_q \frac{\partial F_q}{\partial q_{ij}} & \text{при } F_q = 0 \text{ и } \frac{\partial F_q}{\partial q_{ij}} dq_{ij} > 0. \end{cases}$$

В случае кусочно-линейной аппроксимации диаграммы деформирования определяющее соотношение теории пластичности transversально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций приобретает вид

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - \frac{\lambda_2 - \lambda'_2}{p^2} (p_{kl} dp_{kl}) p_{ij} - \frac{\lambda_5 - \lambda'_5}{q^2} (q_{kl} dq_{kl}) q_{ij} \quad (22)$$

при $F_p = 0, F_q = 0, dF_p \geq 0, dF_q \geq 0,$

где p_{ij}, q_{ij} – взаимно ортогональные слагаемые разложения тензора деформаций [5]

$$\varepsilon_{ij} = \frac{\tilde{\theta}}{2} (\delta_{ij} - \delta_{i3} \delta_{j3}) + \varepsilon_{33} \delta_{i3} \delta_{j3} + p_{ij} + q_{ij}, \quad (23)$$

играющие в разложении $\tilde{\theta}, \varepsilon_{33}$ и p_{ij}, q_{ij} роль шаровых и девиаторных частей тензора деформаций

$$p_{ij} = \varepsilon_{ij} + \frac{\tilde{\theta}}{2} (\delta_{i3} \delta_{j3} - \delta_{ij}) + \varepsilon_{33} \delta_{i3} \delta_{j3} - (\delta_{i3} \delta_{j3} - \delta_{j3} \delta_{i3}),$$

$$q_{ij} = \varepsilon_{i3} \delta_{j3} + \varepsilon_{j3} \delta_{i3} - 2\varepsilon_{33} \delta_{i3} \delta_{j3}, \quad \tilde{\theta} = \varepsilon_{11} + \varepsilon_{22},$$

$$F_p \equiv \frac{1}{2} p_{ij} p_{ij} - R_p(w_p) = 0, \quad w_p = \int p_{ij} dP_{ij}^p, \quad (24)$$

$$F_q \equiv \frac{1}{2} q_{ij} q_{ij} - R_q(w_q) = 0, \quad w_q = \int q_{ij} dQ_{ij}^p,$$

$$C_{ijkl} = \lambda_1 \delta_{ij} + \lambda_2 (\gamma_{ik} \delta_{jl} + \gamma_{jk} \delta_{il}) + \lambda_3 (\gamma_{ij} \delta_{3k} \delta_{3l} + \gamma_{kl} \delta_{3i} \delta_{3j}) + \lambda_4 (\delta_{i3} \delta_{j3} \gamma_{kl} + \delta_{k3} \delta_{l3} \gamma_{ij}) +$$

$$\lambda_5 (\gamma_{ik} \delta_{3j} \delta_{3l} + \gamma_{jk} \delta_{3i} \delta_{3l} + \gamma_{il} \delta_{3j} \delta_{3k} + \gamma_{jl} \delta_{3i} \delta_{3k}),$$

$$\gamma_{ij} \equiv \delta_{1i} \delta_{1j} + \delta_{2i} \delta_{2j}.$$

Аналогично для разложения тензора напряжений могут быть введены следующие обозначения [43]: $\tilde{\theta} = (\sigma_{11} + \sigma_{22})/2, \sigma_{33}$ и P_{ij}, Q_{ij} .

2. Теория пластичности transversально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве напряжений [16, 22, 44]: Для сравнения приводим соотношения теории пластического течения transversально изотропных сред с поверхностью нагружений в пространстве напряжений:

$$d\sigma_{ij} = d\tilde{\sigma} (\delta_{ij} - \delta_{i3} \delta_{j3}) + d\sigma_{33} \delta_{i3} \delta_{j3} + dP_{ij} + dQ_{ij}, \quad (25)$$

где

$$d\tilde{\sigma} = (\lambda_1 + \lambda_4) d\tilde{\theta} + \lambda_2 d\varepsilon_{33},$$

$$d\sigma_{33} = \lambda_2 d\tilde{\theta} + \lambda_3 d\varepsilon_{33},$$

$$dP_{ij} = \begin{cases} 2\lambda_4 dp_{ij} & \text{при } f_p < 0 \\ 2\lambda_4 dp_{ij} - \frac{4\lambda_4^2 P_{kl}}{\frac{1}{h_3} + 4\lambda_4 P^2} & \text{при } f_p = 0 \text{ и } \frac{\partial f_p}{\partial P_{ij}} dP_{ij} > 0, \end{cases}$$

$$dQ_{ij} = \begin{cases} 2\lambda_5 dq_{ij} & \text{при } f_q < 0 \\ 2\lambda_5 dq_{ij} - \frac{4\lambda_5^2 Q_{kl} dq_{kl}}{\frac{1}{h_4} + 4\lambda_5 Q^2} & \text{при } f_q = 0 \text{ и } \frac{\partial f_q}{\partial Q_{ij}} dQ_{ij} > 0. \end{cases}$$

В случае кусочно-линейной аппроксимации диаграммы деформирования теория пластичности transversально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве напряжений имеет вид

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} d\varepsilon_{kl} - \frac{\lambda_2 - \lambda'_2}{P^2} (P_{kl} dp_{kl}) P_{ij} - \frac{\lambda_5 - \lambda'_5}{Q^2} (Q_{kl} dq_{kl}) Q_{ij}$$

при $f_p = 0, f_q = 0, df_p \geq 0, df_q \geq 0$.

На рис. 5. показано сравнение экспериментальных и теоретических кривых по теории пластического течения transversально изотропных сред с поверхностью нагружений в пространстве деформаций и напряжений. Экспериментальные кривые получены при растяжении плоского образца, вырезанного из однонаправленного волокнистого композита (стекло/эпоксид) под различными углами относительно направления волокон

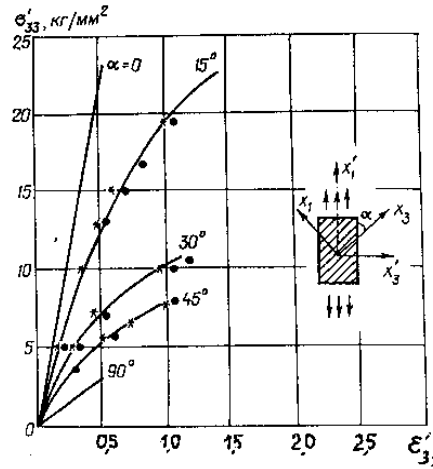


Рис. 5. Сравнение экспериментальных [45] и теоретических кривых по теории пластичности transversально-изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций (•) и напряжений (*)

Теории термопластичности для анизотропных тел. 1. Теория термопластичности для изотропных тел [13, 23]: Рассматривая функцию в пространстве деформаций в зависимости от тензора деформаций, температуры и параметра упрочнения, т.е. $F(\varepsilon_{ij}, \omega, T) = 0$, на основе соотношения (5) после аналогичных преобразований можно найти определяющее соотношение теории термопластичности

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - \alpha \delta_{kl} DT) - H \left(\frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{kl}} d\varepsilon_{kl} + \frac{\partial F}{\partial T} dT \right) \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} \quad (26)$$

при $F = 0, dF = \frac{\partial F}{\partial \varepsilon_{ij}} d\varepsilon_{ij} + \frac{\partial F}{\partial T} dT \geq 0$,

где α – коэффициент теплового расширения; T – абсолютная температура; δ_{ij} – дельта Кронекера.

Здесь $C_{ijkl} = \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ij} \delta_{kl} + \delta_{jk} \delta_{il})$, $F = \frac{1}{2} e_{ij} e_{ij} - R(\omega, T) = 0$.

В случае кусочно-линейной аппроксимации диаграммы деформирования теория термопластичности с поверхностью нагружений в пространстве деформаций имеет вид

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - (3\lambda + 2\mu) \alpha dT \delta_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\varepsilon_u^2} \left[(e_{kl} de_{kl}) e_{ij} - e_{ij} \frac{\partial F}{\partial T} dT \right]$$

$$\text{при } F = 0 \text{ и } F = e_{ij} de_{ij} + \frac{\partial F}{\partial T} dT \geq 0.$$

Для сравнения приведем определяющие соотношения теории термопластичности с поверхностью нагружений в пространстве напряжений

$$d\sigma_{ij} = \lambda d\theta \delta_{ij} + 2\mu d\varepsilon_{ij} - (3\lambda + 2\mu) \alpha dT \delta_{ij} - \frac{\mu - \mu'}{\sigma_u^2} \left[(S_{kl} d\varepsilon_{kl}) S_{ij} - S_{ij} \frac{\partial f}{\partial T} dT \right]$$

$$\text{при } f = 0 \text{ и } \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}} d\sigma_{ij} + \frac{\partial f}{\partial T} dT \geq 0.$$

2. Теория термопластичности для трансверсально изотропных материалов с поверхностью нагружений в пространстве деформаций [19, 46]: Определяющее соотношение теории термопластичности трансверсально изотропных тел с поверхности нагружений в пространстве деформаций имеет вид

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - \alpha_{kl} dT) - H_p \left(\frac{\partial F_p}{\partial p_{kl}} dp_{kl} + \frac{\partial F_p}{\partial T} dT \right) \frac{\partial F_p}{\partial p_{ij}} - H_q \left(\frac{\partial F_q}{\partial q_{kl}} dq_{kl} + \frac{\partial F_q}{\partial T} dT \right) \frac{\partial F_q}{\partial q_{ij}} \quad (27)$$

при

$$F_p(\varepsilon_{ij}, T, \omega_p) = 0 \quad dF_p = \frac{\partial F_p}{\partial p_{ij}} dp_{ij} + \frac{\partial F_p}{\partial T} dT \geq 0,$$

$$F_q(\varepsilon_{ij}, T, \omega_q) = 0 \quad dF_q = \frac{\partial F_q}{\partial q_{ij}} dq_{ij} + \frac{\partial F_q}{\partial T} dT \geq 0,$$

где α_1, α_3 – коэффициенты теплового расширения для трансверсально-изотропных материалов. Теория термопластичности для трансверсально изотропных при кусочно-линейной аппроксимации диаграммы деформирования принимает вид

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - \alpha_{kl} dT) - \frac{\lambda_2 - \lambda'_2}{p^2} \left[(p_{kl} dp_{kl}) p_{ij} + p_{ij} \frac{\partial F_p}{\partial T} dT \right] -$$

$$- \frac{\lambda_5 - \lambda'_5}{q^2} \left[(q_{kl} dq_{kl}) q_{ij} + q_{ij} \frac{\partial F_q}{\partial T} dT \right]$$

$$\text{при } F_p = 0, F_q = 0 \text{ и } dF_p \geq 0, dF_q \geq 0.$$

Для сравнения выведено следующее определяющее соотношение теории термопластичности трансверсально изотропных материалов с поверхностью нагружений в пространстве напряжений:

$$d\sigma_{ij} = C_{ijkl} (d\varepsilon_{kl} - \alpha_{kl} dT) - \frac{\lambda_2 - \lambda'_2}{p^2} \left[(P_{kl} dp_{kl}) P_{ij} + P_{ij} \frac{\partial f_p}{\partial T} dT \right] -$$

$$- \frac{\lambda_5 - \lambda'_5}{Q^2} \left[(Q_{kl} dq_{kl}) Q_{ij} + Q_{ij} \frac{\partial f_q}{\partial T} dT \right]$$

$$\text{при } f_p = 0, f_q = 0 \text{ и } df_p \geq 0, df_q \geq 0.$$

Теории вязкопластичности изотропных и трансверсально изотропных материалов.

1. Теория вязкопластичности изотропных тел с функцией нагружения в пространстве деформации [13]: Определяющее соотношение вязкопластичности имеет вид

$$\dot{\sigma}_{ij} = \lambda \dot{\theta} \delta_{ij} + 2\mu \dot{\varepsilon}_{ij} - \gamma^0 \langle \Psi(\Phi) \rangle \frac{\partial \Phi}{\partial \varepsilon_{ij}}, \quad (28)$$

где символ $\langle \Psi(\Phi) \rangle$ определяется следующим образом:

$$\langle \Psi(\Phi) \rangle = \begin{cases} 0 & \text{если } \Phi \leq 0, \\ \Psi(\Phi) & \text{если } \Phi > 0, \end{cases} \quad (29)$$

$$\Phi(\varepsilon_{ij}, \sigma_{ij}^p) = \frac{F(\varepsilon_{ij}, \sigma_{ij}^p)}{\chi} - 1, \quad \chi = \chi(W_p) = \chi \left(\int_0^{\sigma_{ij}^p} \varepsilon_{ij} d\sigma_{ij}^p \right).$$

Для сравнения приводим определяющее соотношение вязкопластической теории Пежина [30], разрешенное относительно скорости тензора напряжений

$$\dot{\sigma}_{ij} = \lambda \dot{\varepsilon}_{kk} \delta_{ij} + 2\mu \gamma \dot{\varepsilon}_{ij} - 2\mu \gamma \langle \varphi(f) \rangle \frac{\partial f}{\partial \sigma_{ij}}, \quad (30)$$

где

$$\langle \varphi(f) \rangle = \begin{cases} 0 & \text{если } f \leq 0, \\ \varphi(f) & \text{если } f > 0. \end{cases}$$

2. Теория вязкопластичности трансверсально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций и напряжений: Определяющее соотношение теории вязкопластичности для трансверсально изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве деформаций и напряжений соответственно имеет вид

$$\begin{aligned} \dot{\sigma}_{ij} &= C_{ijke} \dot{\varepsilon}_{ke} - \gamma_p^0 \langle \Psi_p(\Phi_p) \rangle \frac{\partial \Phi_p}{\partial p_{ij}} - \gamma_q^0 \langle \Psi_q(\Phi_q) \rangle \frac{\partial \Phi_q}{\partial q_{ij}}, \\ \dot{\sigma}_{kl} &= C_{ijkl} \dot{\varepsilon}_{kl} - 2\lambda_2 \gamma_p^0 \langle \varphi_p(f_p) \rangle \frac{\partial f_p}{\partial p_{ij}} - 2\lambda_2 \gamma_q^0 \langle \varphi_q(f_q) \rangle \frac{\partial f_q}{\partial q_{ij}}, \end{aligned}$$

где $\lambda_1, \lambda_2, \lambda_3, \lambda_4, \lambda_5$ – упругие постоянные трансверсально изотропного материала

$$\langle \varphi(F) \rangle = \begin{cases} 0, & \text{если } F \leq 0, \\ \varphi(F), & \text{если } F > 0. \end{cases}$$

Рассмотренные теории пластичности, термопластичности и вязкопластичности анизотропных тел обладают рядом преимуществ по сравнению с имеющимися теориями пластичности:

- могут быть использованы при расчете конструктивных элементов из волокнистых и слоистых композиционных материалов;
- в отличие от известных теорий позволяют исследовать такие разупрочняющиеся материалы, как железобетон, грунт, горные породы и др.;
- дают возможность более точно определять запас прочности конструктивных элементов с учетом температурных полей и скорости деформирования;
- позволяют сформулировать упругопластические и термовязкопластические краевые задачи относительно перемещений и их приращений;
- сформулированные на основе этих теорий пластичности краевые задачи удобны с точки зрения численной реализации на основе вариационно-разностных, конечно-разностных и МКЭ методов.

Решен численно ряд упругопластических связанных и несвязанных термопластических краевых задач при статических и динамических нагрузках [13, 20, 22, 23, 37, 44, 46 – 53].

Рассмотренные теории пластичности, термопластичности и вязкопластичности могут быть использованы при расчете и определении запаса прочности и надежности конструктивных элементов машиностроения, строительства, авиастроения и т.д. из композиционных материалов под действием статических и динамических нагрузок с учетом температурных полей и скорости деформирования при простых и сложных нагружениях.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Хилл Р. Математическая теория пластичности. М.: Гостехиздат, 1966.
- [2] Ильюшин А. А. Пластичность. М.: Гостехиздат, 1948. – 376 с.
- [3] Ломакин В. А. О теории анизотропной пластичности // Вестник МГУ. Сер. I. Математика – механика. 1961. №4.
- [4] Мансуров Р. М. Об упругопластическом поведении анизотропных сред // Упругость и неупругость. М.: МГУ, 1971.
- [5] Победря Б. Е. Механика композиционных материалов. М.: МГУ, 1984.
- [6] Халджигитов А. А. Об определяющих соотношениях анизотропной пластичности // Прикладная механика. 1993. Т. 29. № 5. С. 40 – 47.
- [7] Качанов Л. М. Основы теории пластичности. М.: Наука, 1969.
- [8] Ильюшин А. А. О постулате пластичности // ПММ. 1961. Т. 25. – 503 с.
- [9] Нахди П. М. Соотношение между напряжениями и деформациями в пластичности и термопластичности // Сб. пер. «Механика». 1962. № 1. Т. 71. С. 87 – 133.
- [10] Победря Б. Е. Об анизотропии в теории течения // Вестн. Моск. ун-та, Сер. I. Математика – механика. 1985. №6.
- [11] Dvorak G. J., Bahei-El-Din Y. A. Plasticity analysis of fibrous composites // J. appl. mech., Vol. 49. 1982. P. 327 – 335.
- [12] Murakami S., Sawczuk A. A unified approach to constitutive equations of inelasticity based on tensor function representations // Nucl. Eng. and Des. Vol. 65. 1981. P. 33 – 47.
- [13] Халджигитов А. А., Худазаров Р. С., Сагдуллаева Д. Теории пластичности и термопластичности анизотропных тел. Ташкент: Fan va texnologiya, 2015. – 320 с.
- [14] Халджигитов А. А. Об уравнениях термопластичности // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 1998. № 1.
- [15] Халджигитов А. А. Вопросы анизотропной пластичности. Ташкент: ТашГУ, 1993. – 167 с.
- [16] Халджигитов А. А. Модельные уравнения для слоистых композиционных материалов // Журнал. «Композиционные материалы». 2003. № 2.
- [17] Халджигитов А. А. Некоторые вопросы анизотропной пластичности: Дис. ... докт. физ. - мат. наук. Ташкент, 1995. – 201 с.
- [18] Халджигитов А. А. О постулатах Друккера и Ильюшина // ДАН РУз. 1992. № 1. С. 13 – 15.
- [19] Халджигитов А. А., Худазаров Р. С. Теории термопластичности для трансверсально-изотропных тел с поверхностью нагружений в пространстве напряжений и деформаций // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2007, № 1 – 2. С. 37 – 41.
- [20] Халджигитов А. А. О численном решении упругопластических задач // ДАН РУз. 1994. № 5. С. 16 – 18.
- [21] Халджигитов А. А. К теории пластического течения с падающей диаграммой // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 1994. № I. С. 6 – 10.
- [22] Халджигитов А. А. Теория течения трансверсально изотропных сред в пространстве деформаций // ДАН РУз. 1991. № 6. С. 16 – 18.
- [23] Халджигитов А. А., Адамбаев У. Э. Математические модели пластичности и термопластичности в пространствах деформаций и напряжений // Вестник НУУз. 2006. № 2.
- [24] Aboodi J. Effective behavior of inelastic fiber-reinforced composites. Int. J. eng. sci. Vol. 22. 1984. P. 439 – 449.
- [25] Коларов Д., Балтов А., Бончева Н. Механика пластических сред. М.: Мир, 1979. – 302 с.
- [26] Шевченко Ю. Н., Бабашко М. Е., Пискун В. В., Савченко В. Г. Пространственные задачи термопластичности. Киев: Наукова думка, 1980. – 262 с.
- [27] Aboodi J. The effective thermomechanical behavior of inelastic fiber-reinforced materials // Int. J. Engng. sci. Vol. 23. 1985. N. 7. P. 773 – 787.
- [28] Casey J. On elastic-thermo-plastic materials at finite deformations // Int. J. of Plasticity. Vol. 14. 1998. P. 173 – 191.
- [29] Miehe C. A theory of large-strain isotropic thermoplasticity based on metric transformation tensor // Archive Appl. Mech. Vol. 66. 1995. P. 45 – 64.
- [30] Пежина П. Основные вопросы вязкопластичности. М.: Мир, 1966.
- [31] Bodner S. R., Partom Y. Constitutive equations for elastoviscoplastic strain hardening materials. Trans. ASME // J. Appl. Mech. 1975. 42. P. 385 – 389.
- [32] Chaboche J. L. A review of some plasticity and viscoplasticity constitutive theories. International Journal of Plasticity. 2008. N. 24. P. 1642 – 1693.
- [33] Зуев В. В. Об определяющих соотношениях в пространстве напряжений и деформаций // ДАН СССР. 1978. Т. 42. № 4. С. 792 – 795.
- [34] Casey J., Naghdy P. M. On the nonequivalence of the stress space and strain space formulations of plasticity theory // J. Appl. Mech. Vol. 50. 1983/ P. 350 – 354.
- [35] Chen W. F., Han D. J. Plasticity for structural Engineering, 1988. – 415 p.

- [36] Iwan W.D., Yoder P.J. Computational aspects of strain- space plasticity. ASME, J.eng.mech. Vol. 105. 1983. P. 231 – 242.
- [37] Nik Long N.M.A., Khaldjigitov A.A., Adambaev U. On the constitutive relation for isotropic and transversely isotropic materials. Appl. Math. Modeling. 2013. Vol. 37. P. 7726 – 7740
- [38] Naghdi P.M., Trapp J.A. The significance of formulating plasticity theory with reference to loading surface in strain space // Int.J.Eng.Sci. Vol. 113. 1975. P. 785 – 797.
- [39] Simo J.S., Hughes T.J.R. Computational Inelasticity, Interdisciplinary Applied mathematics. Springer. New York, 1998.
- [40] Ключников В.Д. Элементы определяющих соотношений и устойчивости // Пластичность и разрушение твердых тел. М.: Наука, 1988. С. 85 – 95.
- [41] Красинский Н.П. К определению полной диаграммы сжатия бетона // Прикладная механика, 1993. № 5.
- [42] Никитин Л.В., Рыжак Е.И. Об осуществимости состояний материала, соответствующих «падающему участку диаграммы» // Изв. АН СССР. МТТ. 1986. № 2. С. 115 – 161.
- [43] Победря Б.Е. Численные методы в теории упругости и пластичности. -М.: МГУ, 1996.- 343с.
- [44] Khaldjigitov A.A., Adambaev U.E., Babadjanov M. Plasticity Theories for Transversely Isotropic Materials // Int. Conf. Compas 4-11 April 2003. Barcelona.
- [45] Sadao A., Amijima T. Nonlinear stress-strain response of laminated composites // J.comp.mat. Vol.13, 1979 (July). P. 206.
- [46] Khaldjigitov A.A., Qalandarov A.A., Yusupov Y.S., Sagdullaeva D.A. Numerical modelling of the 1D thermoplastic coupled problem for isotropic materials. Acta TUIT, 2013. № 1.
- [47] Халджигитов А.А., Юсупов Ю.С., Сагдуллаева Д. Численное решение двумерной связанной термопластической задачи, основанной на деформационной теории // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2014. № 4.
- [48] Yusupov Y., Khaldjigitov A.A. Mathematical and numerical modeling of the coupled dynamic thermoplastic problem // Universal Journal of Computational Mathematics. 2017. N. 5(2). P. 34 – 43.
- [49] Khaldjigitov A.A., Nik Long N.M.A., Qalandarov A.A., Eshkuvatov Z.K. Mathematical and numerical modelling of the thermoplastic coupled problem // International conference on Mathematica Sciences and Statistics 2013. 5 – 7 February. Kuala Lumpur, Malaysia, 2013.
- [50] Khaldjigitov A.A., Nik Long N.M.A. Mathematical modeling for the plasticity deformations of softening materials // Asian mathematical conference. Malaysia, 2009.
- [51] Khaldjigitov A., Adambaev U. Modelling equations for fibrous composite materials // II Int. Conf. “Science and Technology in XXI Century”. 2004. P.151 – 153.
- [52] Khaldjigitov A.A., Adambaev U.E., Khudazarov R. The numerical and mathematical modeling of elastic plastic transversely isotropic materials // 11th European Conference on Composite materials. May 31-June 3. 2004.
- [53] Shah S.P. Strain softening stress-strain relations for concrete. Mech. of Eng. mat., Desai C.S. (ed), 1984.

Самаркандский филиал Ташкентского университета информационных технологий

Дата поступления
15.06.2017

A.A. Khaldjigitov. Anisotrop jismlar uchun plastiklik, termoplastik va вязкопластик назариялари

Мақолада анизотроп хисмлар учун юкланиш сирти кучланишлар ва деформациялар фазосида бўлган пластик, термопластик и вязкопластик назариялар қаралган. Изотроп, трансверсально изотроп ва ортотроп материаллар учун ҳолат тенгламалари (аниқловчи муносабатлар) келтирилган. Юкланишлар сирти кучланишлар ва деформациялар фазосида бўлган пластик назариялари ўсувчи, идеал пластик ва пастга тушувчи диаграммалар материалларни ифодалаш имконига эга. Трансверсально изотроп ва ортотроп хисмларнинг пластик назарияларидан толали ва қатламли композицион материалларнинг деформацияланиш жароёни ифодалашда фойдаланиш мумкин.

A.A. Khaldjigitov. Plasticity, thermoplasticity and viscoplasticity theories for anisotropic bodies

In this paper the stress space and strain space plasticity, thermoplasticity and viscoplasticity theory is for anisotropic bodies are considered. The constitutive relations for isotropic, transversely isotropic and orthotropic materials are given. The strain space of plasticity theories allow to describe not only hardening and ideal plasticity, but also softening states of the materials. The plasticity theories for transversely isotropic and orthotropic bodies can be used to describe the plastic strains of fibrous and laminated composite materials.

ОПРЕДЕЛЕНИЕ НАПРЯЖЕНИЙ В МАССИВЕ ГРУНТА ОТ ДЕЙСТВИЯ ВНЕШНИХ НАГРУЗОК

При определении деформаций грунтов необходимо, прежде всего, определить напряжения в массиве грунта. Напряжение в грунтах определяется на основе решений классических законов теории упругости и уравнения равновесия [1 – 12]. Классическое решение этой задачи от действия внешней вертикальной сосредоточенной силы в 1885 г. получено Ж. Буссинеск [1, 3, 9]. В соответствии с этой теорией считается, что напряжения в массиве распространяются по кристаллической решётке по бесконечно малым площадкам. Но, как будет показано далее, напряжения в грунтах распространяются по контактам минеральных зерен и по этой причине рассеивающая способность грунтов намного ниже по сравнению с кристаллизационными сплошными средами [12, 8]. На основании вышеизложенного авторами поставлена цель – учет свойств грунтов при определении в них напряжений.

Действие вертикальной сосредоточенной силы, приложенной к поверхности упругого полупространства. За основу решения задачи примем видоизмененную функцию распределения напряжений в полупространстве от сосредоточенной силы, предложенную Ж. Буссинеск [1, 5, 9]. Известно, что это решение для упругого полупространства сформулировано в виде

$$\sigma_R = \frac{3}{2\pi} \frac{P}{R^2} \cos \alpha = Pk. \quad (1)$$

Применительно к грунтам это решение даёт возможность полностью рассеиваться напряжениям в полупространстве при $0 \leq \alpha \leq \pi/2$, когда как для реальных грунтов такое рассеивание напряжений ограничено, т.е. $0 \leq \alpha < \pi/2$. Исходя из этого, можно сделать следующие выводы:

1. В соответствии с теорией упругости, напряжения в трехмерном (двумерном) пространстве определяются из условия неразрывности среды и условия равновесия. Решение такой задачи в осесимметричных полярных координатах от сосредоточенной силы получено Буссенеск. В соответствии с этой теорией угол рассеивания напряжений изменяется в пределах $0 \leq \alpha \leq \pi/2$. Основным недостатком этой теории является то, что напряжения за пределами нагружения распространяются до бесконечности, что не наблюдается для грунтов.

2. В реальности грунт является пористой геологической средой, имеющей свойства с внутренним трением. Напряжения в такой среде распространяются по контактам минеральных частиц. Эти свойства напряжениям позволяют не распространяться по всему объему, а концентрироваться в области нагружения. Такое условие позволяет применять условие ограниченного угла рассеивания напряжений в массиве грунта, т.е. $0 \leq \alpha < \pi/2$. Известно также понятие о глубине активной зоны сжатия. $Hs \cong (2 - 2.5)b$. Эти факторы в определенной степени влияют на напряженное состояние грунтового массива от внешних усилий (рис. 1).

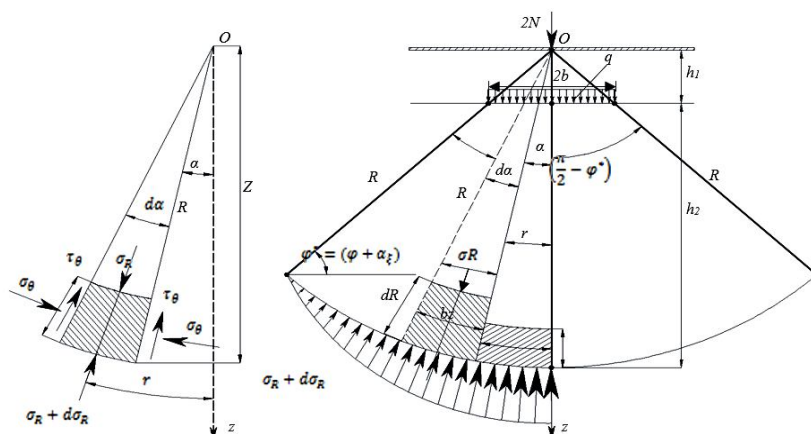


Рис. 1. Расчетная схема для составления дифференциального уравнения распределения напряжения

Определение напряжений в трехмерном массиве от сосредоточенной силы P . Для решения данной задачи примем следующие допущения:

Аналитический метод расчета. Напряжения в сторону от оси z распространяются в пределах $0 < \alpha \leq \pi/2$, а напряжения по глубине с учетом ограничения распределяющей возможности грунта примем в следующем видоизменённом виде выражения (1):

$$\sigma_R = A \frac{5}{2R^2} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha}, \quad (2)$$

где $0 < \alpha \leq \pi/2$; $0 \leq \beta \leq \alpha$; A – некоторая постоянная, определяемая из условия равновесия; $sh\alpha = (e^\alpha - e^{-\alpha})/2$ – гиперболический синус.

Составим уравнение равновесия по отношению к оси z :

$$P - \int_0^{\pi/2} \sigma_R \cos \beta dF = 0, \quad (3)$$

где dF – элементарная наклонная площадка, перпендикулярная вектору σ_R , равная

$$dF = (Rd\beta) \cdot (2\pi R \sin \beta). \quad (4)$$

Подставляя выражения (2) и (4) в уравнение равновесия (3), получим

$$P - \int_0^{\pi/2} \frac{A}{R^2} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha} \cos \beta (Rd\beta) \cdot (2\pi R \sin \beta) = 0,$$

или

$$P - 2\pi A \int_0^{\pi/2} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha} (\cos \beta \sin \beta) d\beta = 0.$$

Решение этого интегрального уравнения имеет следующий вид:

$$P - \frac{2\pi A}{3sh\alpha} \left(sh\alpha - \frac{1}{2} \sin \alpha \right) = 0, \quad (5)$$

откуда

$$A = \frac{3P}{2\pi} \frac{sh\alpha}{\left(sh\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha \right)}. \quad (6)$$

Подставляя выражение A в основное уравнение, окончательно получим

$$\sigma_R = \frac{3P}{2\pi R^2} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha}. \quad (7)$$

Переведем величину радиальных напряжений по отношению к декартовым координатам

$$\sigma_z = \sigma_R \cos^2 \beta = \sigma_R \frac{z^2}{R^2} = \frac{3}{2} \frac{Pz^2}{\pi R^4} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha} = K_{zx} P, \quad (8)$$

$$K_{zx} P = \frac{Bz^2}{\pi R^4} \frac{sh(\alpha - \beta)}{sh\alpha - \frac{1}{2} \sin 2\alpha}, \quad (9)$$

$$\tau_{zy} = \sigma_R \frac{yz}{R^2}. \quad (10)$$

Анализ полученных решений:

1. Начиная с углов $\beta > (35 - 40)^\circ$, за счет более интенсивного рассеивания, напряжения уменьшаются более интенсивно по отношению к задаче Ж. Буссинеск (рис. 2, 3). Последнее решение при $\alpha = \pi/2$ допускает сравнительное увеличение напряжений σ_R в области вертикальной оси z . При увеличении угла β напряжение σ_R убывает более интенсивно, чем по выражению Ж. Буссинеск (см. рис. 2, 3). На рис. 2, 3 показано сравнение диаграмм изменения предложенной функции $K_{zx}(1)$ и $K_{zx}(8)$.

2. При угле видимости $\alpha = 90^\circ$ при $x=0$ осевые напряжения (функции координатных коэффициентов) практически совпадают. При $\alpha = 60^\circ$ концентрация осевых напряжений, как и ожидалось для предложенного варианта, несколько увеличивается (см. рис. 2, 3).

3. При угле видимости $\alpha = 90^\circ$ при $z=2$ и $0 \leq x$ осевые напряжения (функции координатных коэффициентов $K_{zx}(1) > K_{zx}(8)$) гасятся более интенсивно по сравнению с задачей Буссинеск. При $\alpha = 60^\circ$ концентрация осевых напряжений, как и ожидалось для предложенного варианта, несколько увеличивается (рис. 4, 5).

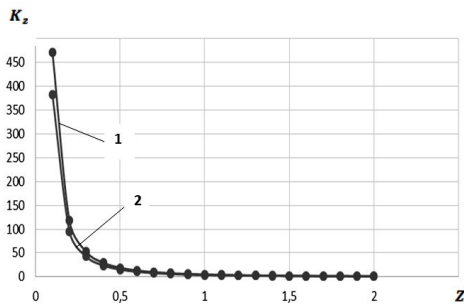


Рис. 2. Изменение координатного коэффициента по отношению к вертикальной оси $\alpha = 90^\circ$ функции: 1 – $K_{zx}(1)$; 2 – $K_{zx}(8)$

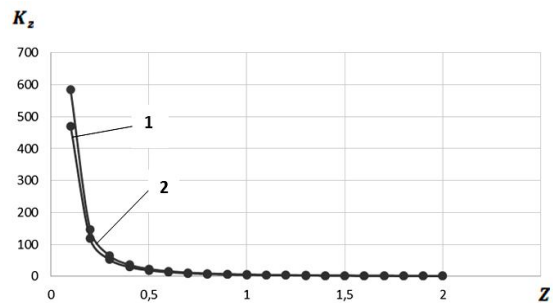


Рис. 3. Изменение координатного коэффициента по отношению к вертикальной оси $\alpha = 60^\circ$ функции: 1 – $K_{zx}(1)$; 2 – $K_{zx}(8)$

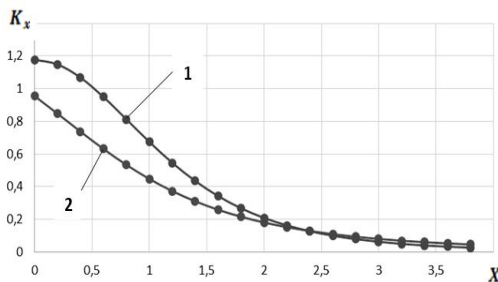


Рис. 4. Изменение координатного коэффициента по отношению к горизонтальной оси $\alpha = 90^\circ$ функции: 1 – $K_{zx}(1)$; 2 – $K_{zx}(8)$

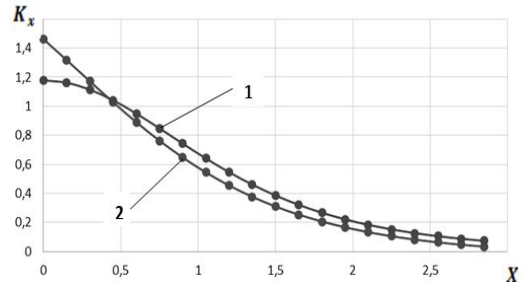


Рис. 5. Изменение координатного коэффициента по отношению к горизонтальной оси $\alpha = 60^\circ$ функции: 1 – $K_{zx}(1)$; 2 – $K_{zx}(8)$

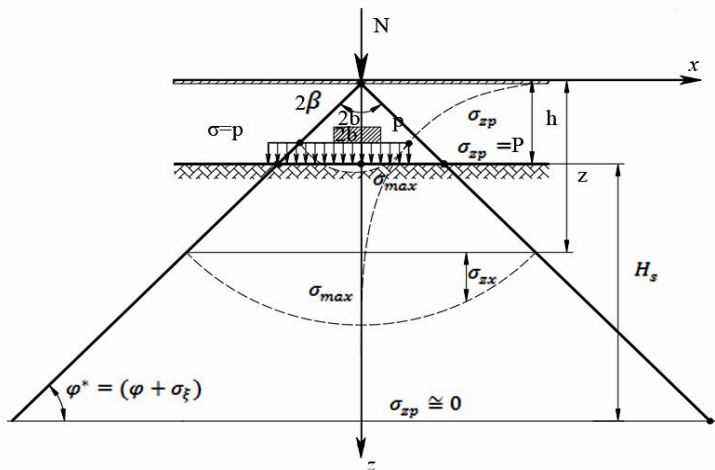


Рис. 6. Расчетная схема по определению нормальных напряжений с учетом распределяющей способности основания

Феноменологический метод определения напряжений. Основан на натурных наблюдениях НДС и свойств грунтов, в частности: устойчивая форма несвязных грунтов позволяет принять область распространения напряжений в форме конуса с углом при вершине 2β . На уровне нижней границы активной зоны $H_s \cong (2 - 2.5)b$ величина нормальных напряжений $\sigma \cong 0$ стремится к нулю. Нормальные напряжения вдоль горизонтальной линии, начиная от центральной оси, изменяются в пределах $\sigma_{\max} \leq \sigma \leq 0$. Соот-

ношение внешних и внутренних сил подчиняется закону равновесия. На основании этого для получения решения о распространении напряжений примем следующие основные постулаты: расчетная сосредоточенная сила N установлена на острие конуса. Угол рассеивания напряжений принимается равным $2\beta=2(\pi/2 - \varphi^*)$. При этом условная ширина (площадь) b^* напряжений на глубине h подбирается таким образом, чтобы удовлетворялось условие $2b^*=(1+0.25)2b$ (т.е. учитывается образование лунки $0.25b$ с каждой стороны, за пределами границы нагружения) (рис.6.). Определим условную высоту острого конуса h от начала координат до глубины, где выполняется условие $\sigma_{zp}=P$. Угол видимости (рассеивания напряжений)

$$\beta = \frac{\pi}{2} - \varphi^* . \quad (11)$$

Считается, что условная сосредоточенная сила $2N$ приложена на уровне острого конуса:

$$h = b \operatorname{tg} \varphi^* , \quad (12)$$

$$\varphi^* = \varphi + \alpha \xi , \quad (13)$$

$$z = h + z^* = b^* \operatorname{tg} \varphi^* + z^* , \quad (14)$$

где $0 \leq z^* \leq Hs$ – глубина от уровня фундамента до глубины активной области сжатия $Hs \cong (2 - 2.5)b$.

Функцию распределения напряжений по глубине выберем из условия вышеперечисленных граничных условий, т.е. при $z=0, \sigma=\infty$; $z=h, \sigma=P$, а при $z^*=Hs, \sigma=0$, иначе $-\infty \leq \sigma \leq 0$. Этим требованиям отвечает функция следующего вида:

$$k \ln \sigma = m - z , \quad (15)$$

где k, m – параметры уравнения.

Величины параметров уравнения определим по следующим граничным условиям:

$$\text{при } z^* = Hs, z = h + z^* = b^* \operatorname{tg} \varphi^* + Hs, \sigma \cong 1 ;$$

$$\text{при этом } z = m = b^* \operatorname{tg} \varphi^* + Hs \cong b^* (\operatorname{tg} \varphi^* + 2.0); \quad (16)$$

$$\text{при } z^* = 0, z = h + z^* = b^* \operatorname{tg} \varphi^* , \text{ а } \sigma \cong P ;$$

$$\text{при этом } z = b^* (\operatorname{tg} \varphi^* + 2) - k \ln P = b^* \operatorname{tg} \varphi^* ;$$

$$k \ln P = b^* (\operatorname{tg} \varphi^* + 2) - b^* \operatorname{tg} \varphi^* = 2b^* = Hs ;$$

$$k = \frac{2b^*}{\ln P} = \frac{Hs}{\ln P} . \quad (17)$$

Формально физический смысл параметров m и k означает, соответственно, глубину активной зоны сжатия (начиная от острого конуса до глубины, где соблюдается условие $P=1$ кПа) и истинную глубину активной зоны сжатия (от уровня заложения фундамента до глубины, на которой соблюдается условие $P=2.72$ кПа).

Определим напряжения по вертикальной оси при $x=0$:

$$k \ln \sigma = m - z ; \quad (18)$$

$$\ln \sigma = \frac{m - z}{k} ; \quad (19)$$

$$\sigma = e^{(m-z)/k} . \quad (20)$$

Последнее характеризует закон изменения средних напряжений по глубине z при $x=0$. Представим пример определения напряжений по выражениям (20) и (3) для случая выражения (Ж. Буссинеск) $P=400$ кН. Результаты расчёта п в табл. 1.

Результаты определения напряжений по выражению (20)

$b, \text{ м}$	φ	ξ		φ^*	$P, \text{ кПа}$	b^*	$h, \text{ м}$	m	k	zm	Степень	σ_{mz}
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	1.5	4.6	100.9
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	1.7	4.2	63.7
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	2.	3.6	36.6
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	2.3	3.0	21.1
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	2.6	2.5	12.1
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	2.9	1.9	7.0
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	3.2	1.4	4.0
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	3.5	0.8	2.3
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	3.8	0.3	1.3
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	4.1	-0.3	0.8
1.0	35.0	0.3	14.3	49.3	100.0	1.3	1.5	4.0	0.5	5.5	-2.8	0.1

Анализ полученных графиков показывает, что координатные функции вида (20) в отличие от уравнения Ж. Буссинеск (3) под нагруженной поверхностью имеют большую концентрацию напряжений и далее быстро рассеиваются и при $z^* = Hs$, $z = h + z^* = b^* \operatorname{tg} \varphi^* + Hs$, $\sigma \cong 1$ (рис. 7).

Далее рассмотрим инженерный метод определения напряжений за пределами вертикальной оси, когда $z \geq 0$, $x \geq 0$.

Согласно экспериментальным, нормальные напряжения вдоль горизонтальной линии, начиная от центральной оси, изменяются в пределах $\sigma_{\max} \leq \sigma \leq 0$ и подчиняются убывающей функции. Рассмотрим несколько вариантов таких функций. Например

$$\sigma = c - ax; \quad (21)$$

$$\sigma_{zx} = \sigma_z \left[\cos \left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi \right) - \sin \left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi \right) \right], \quad (22)$$

где a , c , b – параметры уравнения. Величины параметров этих уравнений определим из следующих граничных условий $x=0$, $\sigma=\sigma_{\max}$ и при $x=z \operatorname{ctg} \varphi^*$, $\sigma=0$.

Отсюда $c=\sigma_{\max}$ и во всех точках, лежащих на поверхности конуса $c - ax=0$,

$$c = \operatorname{arctg} \varphi^* = \sigma_{\max} \quad \text{и} \quad a = \frac{\sigma_{z \max}}{z \operatorname{ctg} \varphi^*}. \quad (23)$$

Тогда при $z^* = x = 0$, $z = h + z^* = b^* \operatorname{tg} \varphi^*$, а $\sigma \cong 2P$.

$$\text{При этом } z = -k \ln 2P + b^* (\operatorname{tg} \varphi^* + 2) = b^* \operatorname{tg} \varphi^*; \quad (24)$$

$$k \ln 2P = b^* (\operatorname{tg} \varphi^* + 2) - b^* \operatorname{tg} \varphi^* = 2b^*; \quad (25)$$

$$k = \frac{2b^*}{\ln 2P}. \quad (26)$$

Определим напряжения по вертикальной оси при $x=0$;

$$k \ln(2P) = m - z, \quad (27)$$

$$\ln(2P) = \frac{m - z}{k}, \quad (28)$$

$$P = \frac{1}{2} e^{(m-z)/k}, \quad (29)$$

$$\sigma = c - ax. \quad (30)$$

Для эпюры напряжений, изменяющихся по горизонтальной линии в виде функции прямой $\sigma_{z\max} \leq \sigma \leq 0$, определим изменение напряжений

$$\sigma = c - ax = \sigma_{\max} - \frac{\sigma_{z\max}}{z \operatorname{ctg} \varphi^*} x = \frac{1}{2} e^{(m-z)/k} \left(1 - \frac{x}{z \operatorname{ctg} \varphi^*} \right). \quad (31)$$

При $x = 0$, $\sigma = 1/2 e^{(m-z)/k}$ выражение характеризует изменение нормальных напряжений только по центральной оси z .

В табл. 2 приведен пример определения напряжений по выражению (31).

Таблица 2

Результаты определения напряжений по выражению (31)

x	b , м	φ	ζ	$\varphi + \zeta$		P , кПа	b^*	h , м	m	k	zm	Степень	σ_z	K	σ_{zx}
0	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	1	36.6344
0.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.908758	33.2918
0.5	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.810558	29.69431
0.75	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.706153	25.8695
1	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.596342	21.84662
1.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.481965	17.6565
1.5	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.363898	13.33119
1.75	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.243046	8.903826
2	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.120332	4.408293
2.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	-0.0033	-0.12099

Следующий вариант координатной функции имеет тригонометрический вид:

$$\sigma_{zx} = \sigma_z \left[\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \right] = \frac{1}{2} e^{(m-z)/k} \left[\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \right] \quad (32)$$

Результаты вычисления функции вида (32) представлены в табл. 3 и на рис. 8. Сопоставление с выражением (3) при $N=300$ кН показывает удовлетворительное их совпадение. В отличие от выражения (3) при достижении соотношения $x = \frac{z}{\operatorname{tg}(\varphi)}$ координатная функция вида (32) стремится к нулю, т. е. $\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \rightarrow 0$.

Таблица 3

Результаты определения напряжений по выражению (32)

x	b , м	φ	ζ	$\varphi + \zeta$		P , кПа	b^*	h , м	m	k	zm	Степень	σ_z	K	σ_{zx}
0	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	1	36.6344
0.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.908758	33.2918
0.5	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.810558	29.69431
0.75	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.706153	25.8695
1	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.596342	21.84662
1.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.481965	17.6565
1.5	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.363898	13.33119
1.75	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.243046	8.903826
2	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	0.120332	4.408293
2.25	1	35	0.25	14.33121	4933121	100	1.25	1.454861	3.954861	0.542868	2	3.600988	36.6344	-0.0033	-0.12099

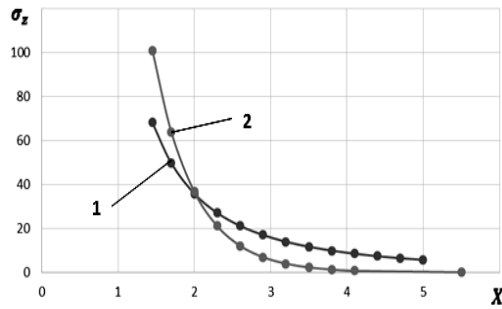


Рис. 7. Графики определения напряжений по выражениям: 1 – (3); 2 – (20) и

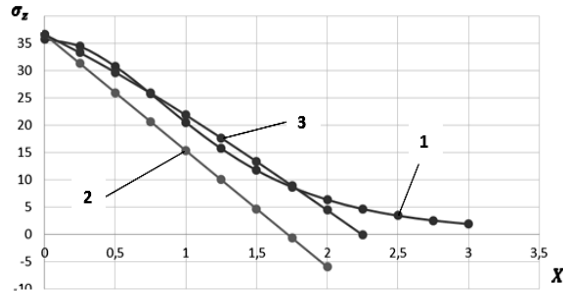


Рис. 8. Графики изменения нормальных напряжений по оси x : 1 – (3); 2 – (31) и 3 – (32)

Определение напряжений для случая линейно-распределенной нагрузки интенсивностью q , Н/м. При определении напряжений в случае линейной распределенной нагрузки q по оси y . В этом случае выражение (2) должно интегрироваться вдоль оси y , с границами от 0 до $y=l$ или $y=(-l/2; -l/2)$

Интегрирование произведем только в отношении координатной функции $k=f(y, z)$ (рис. 9):

$$k = \int_0^l \frac{z^2}{[(y-r)^2 + z^2]^{5/2}} \cdot dy \quad (33)$$

Решение интеграла получено в следующем виде (рис. 10):

$$k_y = \frac{y(8y^2 + 12z^2)}{12z(8y^2 + z^2)^{3/2}} + \frac{(4l - 4y)(8l^2 - 16ly + 8y^2 + 12z^2)}{48z(l^2 - 2ly + y^2 + z^2)^{3/2}} \quad (34)$$

На рис. 11 представлен график зависимости $\sigma_z=f(y,z)$, которая имеет седлообразную форму. Анализ функции координат k_y показывает, что вторая часть уравнения слабо зависит от длины полосы и фактически приравняется к первой.

Поэтому для полосовой нагрузки интенсивностью $q(y)$, длиной l функцию координат с определенной точностью, приемлемой в пределах $0 \leq y \leq (l/2)$ для практического пользования, можно принять равной

$$k_{ly} \cong \frac{y(8y^2 + 12z^2)}{6z(y^2 + z^2)^{3/2}} \quad (35)$$

В этом случае $0 \leq y \leq (l/2)$.

Окончательно определим величину σ_z от действия распределённой нагрузки q вдоль оси y :

$$\sigma_{zy} = \frac{3q}{2\pi} k_y \quad (36)$$

Пример: требуется определить график изменения нормальных напряжений σ_z по оси $0 \leq y \leq l=20$ м при линейной распределенной нагрузке интенсивностью $q=200$ кН/м, $z=1$ м (табл. 4). График изменения эпюры σ_z вдоль балки по оси y представлен на рис. 11.

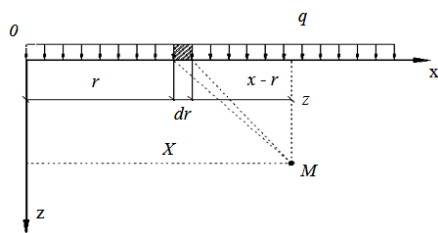


Рис. 9. Расчётная схема для определения напряжения в массиве от распределённой нагрузки интенсивностью q

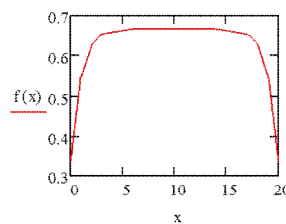


Рис. 10. Эпюра нормальных напряжений вдоль полосовой нагрузки на глубине z . Аналитическое выражение (34)

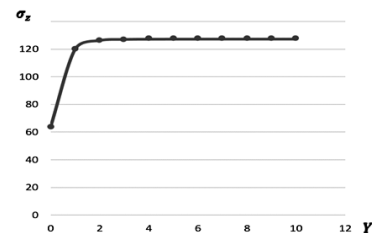


Рис. 11. График изменения нормальных напряжений от распределенной нагрузки q в координатах ZOY . Аналитическое выражение (35)

Результаты определения напряжений по выражению (34)

$l, \text{ м}$	$z, \text{ м}$	$y, \text{ м}$	$q, \text{ кН/м}$	κ_1	κ_2	$\kappa_1 + \kappa_2$	$\sigma_y, \text{ кПа}$
20	1	0	200	0.00	0.67	0.67	63.66
20	1	1	200	0.59	0.67	1.26	119.93
20	1	2	200	0.66	0.67	1.32	126.30
20	1	3	200	0.66	0.67	1.33	127.08
20	1	4	200	0.67	0.67	1.33	127.24
20	1	5	200	0.67	0.67	1.33	127.29
20	1	6	200	0.67	0.67	1.33	127.31
20	1	7	200	0.67	0.67	1.33	127.31
20	1	8	200	0.67	0.67	1.33	127.32
20	1	9	200	0.67	0.67	1.33	127.32
20	1	10	200	0.67	0.67	1.33	127.32

Как следует из графика рис. 11, при $l/10 \leq y \leq l/1.1$ напряжения зависят только от z . По этой причине уравнение (35) для $y=l/2$ примет вид

$$k_y \cong \frac{y(8y^2 + 12z^2)}{6z(y^2 + z^2)^{3/2}} = \frac{l(2l^2 + 12z^2)}{12z\left(\frac{l^2}{4} + z^2\right)^{3/2}} = \frac{l\left[\left(\frac{l}{z}\right)^2 + 6\right]}{6z^2\left[\left(\frac{l}{2z}\right)^2 + 1\right]^{3/2}}.$$

Так, для рассмотренного примера $k_y \cong 1.33$ или

$$\sigma_{zy} = \frac{3q}{2\pi} k_y = \frac{3 \cdot 200}{2 \cdot 3.14} \cdot 1.33 = 127 \text{ кПа}.$$

Следующий вариант координатной функции имеет тригонометрический вид как (32):

$$\sigma_{zx} = \sigma_z \left[\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \right] = \frac{1}{2} e^{(m-z)/k} \left[\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \right].$$

Если обозначить $c = \frac{1}{2} e^{(m-z)/k}$ и $a = \frac{z}{\operatorname{tg}(\varphi)}$, то выражение (32) можно записать в виде

$$\sigma_{zx} = c \left[\cos\left(\frac{x-r}{a}\right) - \sin\left(\frac{x-r}{a}\right) \right].$$

Определим интеграл функции с границами от $-b$ до b :

$$\int_{-b}^b c \left[\cos\left(\frac{x-r}{a}\right) - \sin\left(\frac{x-r}{a}\right) \right] dr = 2ac \sin\left(\frac{b}{a}\right) \left[\cos\left(\frac{x}{a}\right) - \sin\left(\frac{x}{a}\right) \right],$$

$$\sigma_{zx} = e^{(m-z)/k} \frac{z}{\operatorname{tg} \varphi} \sin\left(\frac{b}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \left[\cos\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) - \sin\left(\frac{x}{z} \operatorname{tg} \varphi\right) \right].$$

Таким образом, в соответствии с задачей Ж. Буссинеск (1885) считается, что напряжения в массиве распространяются по кристаллической решётке по бесконечно малым площадкам. В действительности напряжения в грунтах распространяются по контактам минеральных зерен и по этой причине рассеивающая способность грунтов намного ниже, чем в кристаллизационных сплошных средах. Предложенные авторами решения определения напряжений в массиве грунта позволяют приблизить теоретические решения и реальные, наблюдаемые в массиве грунта напря-

жения. Использование принципа условия рассеивания напряжений, когда $0 \leq \beta \leq \alpha$, является более общим случаем, где допускается предел изменения $0 < \alpha \leq \pi/2$. В частном случае, когда $\alpha = \pi/2$, решение задачи приближается к решению, полученному Ж. Буссинеск. Для случая распределенной нагрузки эпюра напряжений имеет седлообразную форму. Напряжения имеют тенденцию к увеличению от края к центру. При этом установлено, что коэффициент возрастания напряжений приближается к $k_y \cong 1.33$.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Бража М. Principles of Geotechnical Engineering. USA, 2010.
- [2] Голушкевич С. С. Статика предельных состояний грунтовых масс. М.: Гостехиздат, 1957.
- [3] Craig R. F. Craigs soil mechanics. Formerly Department of Civil Engineering University of Dundee UK. London, 2004.
- [4] Малышев М. В. Прочность грунтов и устойчивость основания сооружений. М., 1994.
- [5] Терцаги К. Теория механики грунтов. М.: Госстройиздат, 1961.
- [6] Ухов С. Б. и др. Механика грунтов, основания и фундаменты. М: Высшая школа, 2004.
- [7] Хасанов А. З., Хасанов З. А. Основания и фундаменты на лёссовых просадочных грунтах. Ташкент. ИПТД. “Узбекистон”, 2006.
- [8] Хасанов А. З. Хасанов З. А. Экспериментально-теоретические исследования прочности и устойчивости грунтов. Ташкент: Изд “Зарафшон”, 2015. – 125 с.
- [9] Цытович Н. А. Механика грунтов. М.: Высшая школа, 1979.
- [10] Shields D. H. Passive pressure coefficients by method of slices // Journal of the S Mand F Division, ASCE. Vol. 99. N. 12.
- [11] Steven F. Bartlett. Vertical Stress in a Semi-infinite Half Space from Self-weight (i.e., gravity), 2010.
- [12] Prepared by Dr. Roy E. STRESS DISTRIBUTION. Olson on Spring 1989 Modified by Jiunnren Lai on Fall, 2003.

Самаркандский государственный архитектурно-строительный институт

Дата поступления
14.06.2017

А.З. Хасанов, З.А. Хасанов, К. Мамасолиев, Ш.А. Турсунов. Ташиқи кучлар таъсирида грунт массивида кучланишларни тарқатиш қонуниятлари

Мақолада грунт массивида кучланишларни тарқатиш қонуниятлари кўрилган. Мақола муаллифлари томонидан грунт кучланишларни тарқатиш хусусиятини ҳисобга олиб янги математик ифода таклиф қилинган ва уни ечими олинган.

A.Z. Hasanov, Z.A. Hasanov, K. Mamasoliev, Sh.A. Tursunov. Vertikal stress caused by a vertical strip load

The paper deals with the determination of stresses in soils. A new mathematical expression is proposed that allows to take into account the distributing capacity of the soil.

УДК 539.3

Р.И. ХОЛМУРАДОВ, Х. ХУДОЙНАЗАРОВ, З. ХУДОЙБЕРДИЕВ

СВОБОДНЫЕ КОЛЕБАНИЯ УПРУГОЙ ТРЁХСЛОЙНОЙ ПЛАСТИНКИ

Динамический расчет многослойных, в частности трехслойных, пластин во многих случаях основывается на классических теориях, которые опираются на гипотезы Кирхгофа либо на уточненные теории типа Тимошенко [1].

Исследования по развитию и уточнению классической теории [2, 3] можно подразделить на два направления: разработка асимптотических теорий и разработка теорий типа Тимошенко и Рейсснера. За последние несколько десятилетий разработаны теории колебания пластин, основанные на методе точных решений Г.М. Петрашеня [2]. Этим методом разработаны различные варианты теории колебания трехслойных пластин симметричной структуры И.Г. Филипповым и его учениками [3, 4]. В них при выводе уравнений колебания в качестве неизвестных берутся главные части составляющих перемещений точек срединной поверхности заполнителя, количество которых в общем случае равно шести. Если при этом граничные условия сформулировать точно, то число неизвестных возрастет, по признанию самих авторов, до двенадцати [4].

Статья посвящена разработке теории симметричных колебаний трехслойной упругой пластинки в плоской постановке относительно двух неизвестных функций, являющихся главными частями перемещений некоторой «промежуточной» поверхности пластинки. Разработан алгоритм определения НДС пластинки в произвольном её сечении.

Рассмотрим в декартовой системе координат бесконечную изотропную трёхслойную пластинку $-\infty < x, y < +\infty$. Предположим, что пространство между жесткими крайними слоями заполнено более лёгким, а следовательно, менее жестким материалом (заполнителем), удерживающим слои на этом расстоянии и осуществляющим их совместную работу. Принято также, что контакты между несущими слоями и заполнителем жесткие. Учитывая неограниченность размеров пластинки, в дальнейшем предположим, что она находится в условиях плоской деформации, т.е. отнесем её к системе прямоугольных координат Oxz (рис. 1). При этом ось Ox направим вдоль поперечного сечения Oxz по его средней линии, а ось Oz – вверх. Пронумеруем слои пластинки, как на рис. 1, т.е. верхний несущий слой назовем первым слоем, а нижний несущий слой – вторым и заполнитель – нулевым слоем. Пусть h_1 , $2h_0$ и h_2 – толщина первого, нулевого и второго слоев. λ_m, μ_m – коэффициенты Ляме материалов слоев; ρ_m – объёмные плотности слоев.

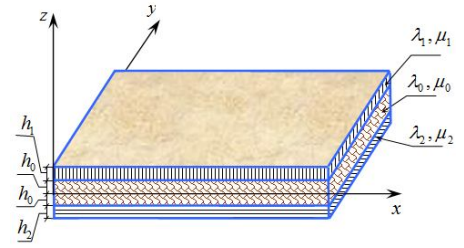


Рис. 1. Объект исследования

Зависимости напряжений $\sigma_{ij}^{(m)}$ от деформаций $\varepsilon_{ij}^{(m)}$ в точках слоев пластинки описываются законом Гука для каждого слоя ($m=0,1,2$). Уравнения движения точек составляющих слоев в декартовой системе координат

$$\sigma_{ij,j}^{(m)} = \rho_m \ddot{U}_i^{(m)}, \quad (1)$$

при зависимостях закона Гука между напряжениями и деформациями в точках слоев значительно упрощаются введением потенциалов φ_m и ψ_m продольных и поперечных волн. В случае плоской деформации, учитывая, что векторы перемещений точек слоев $\vec{U}^m = \vec{U}^m(U_m, W_m)$ разлагаются только по единичным ортам $\vec{i}$ и $\vec{k}$ осей координат Ox и Oz , достаточно положить

$$\vec{U}^{(m)} = \text{grad} \varphi_m(x, z, t) + \text{rot} \psi_m(x, z, t) \vec{j}, \quad (2)$$

где $\vec{j}$ – единичный орт оси Oy и уравнения движения принимают вид волновых уравнений

$$\Delta \varphi_m(x, z, t) = \frac{\rho_m}{\lambda_m + \mu_m} \ddot{\varphi}_m(x, z, t), \quad \Delta \psi_m(x, z, t) = \frac{\rho_m}{\mu_m} \ddot{\psi}_m(x, z, t), \quad (3)$$

где

$$\Delta = \frac{\partial^2}{\partial x^2} + \frac{\partial^2}{\partial z^2}$$

– двумерный дифференциальный оператор Лапласа.

При этом компоненты векторов перемещений, а также тензоров напряжений и деформаций слоев через введенные потенциальные функции (2) выражаются как

$$U_m = \frac{\partial \varphi_m}{\partial x} - \frac{\partial \psi_m}{\partial z}, \quad W_m = \frac{\partial \varphi_m}{\partial z} + \frac{\partial \psi_m}{\partial x} \quad (m = 0, 1, 2). \quad (4)$$

Тогда

$$\sigma_{xz}^{(m)} = M_m \left(2 \frac{\partial^2 \varphi_m}{\partial x \partial z} - \frac{\partial^2 \psi_m}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \psi_m}{\partial x^2} \right), \quad \sigma_{zz}^{(m)} = L_{1m} (\Delta \varphi_m) + 2M_m \left(\frac{\partial^2 \varphi_m}{\partial z^2} + \frac{\partial^2 \psi_m}{\partial x \partial z} \right). \quad (5)$$

Предполагается, что при $t < 0$ пластинка находилась в покое, а в момент $t=0$ к её граничным поверхностям прикладываются динамические воздействия. В силу линейности теории упругости можно представить воздействия общего вида, а следовательно, соответствующего ему поля смещений (3), в виде наложения симметричной и антисимметричной частей

$$\vec{U}_m = \vec{U}_m^s + \vec{U}_m^a,$$

где $\vec{U}_m^s$ – симметричная (продольная); $\vec{U}_m^a$ – антисимметричная (изгибная) части полей перемещений слоев пластины. При этом симметричная часть должна удовлетворять граничным условиям [2]

$$\begin{aligned} \sigma_{xz}^{(i)}(x, z, t) \Big|_{z=(-1)^{i-1} h_i^*} &= f_x^i(x, t), \quad \sigma_{zz}^{(i)}(x, z, t) \Big|_{z=(-1)^{i-1} h_i^*} = f_z^i(x, t), \\ \sigma_{yz}^{(i)}(x, z, t) \Big|_{z=(-1)^{i-1} h_i^*} &= 0, \quad h_i^* = h_0 + h_i, (i=1,2). \end{aligned} \quad (6)$$

Кроме того, на поверхностях заполнителя $z = \pm h_0$ имеют место динамические и кинематические контактные условия

$$U_0(x, z, t) \Big|_{z=\pm h_0} = \begin{cases} U_1(x, z, t) \Big|_{z=h_0}, \\ U_2(x, z, t) \Big|_{z=-h_0}, \end{cases} \quad W_0(x, z, t) \Big|_{z=\pm h_0} = \begin{cases} W_1(x, z, t) \Big|_{z=h_0}, \\ W_2(x, z, t) \Big|_{z=-h_0}. \end{cases} \quad (7)$$

Начальные условия задачи считаются нулевыми, т.е. при $t=0$

$$\varphi_m = \psi_m = 0, \quad \frac{\partial \varphi_m}{\partial t} = \frac{\partial \psi_m}{\partial t} = 0. \quad (8)$$

Таким образом, решение задачи о симметричных колебаниях трехслойной пластинки приводится к решению шести интегродифференциальных уравнений второго порядка (3) с граничными и контактными (6), (7) и нулевыми начальными условиями (8). Для решения поставленной задачи необходимо задать выражения для прилагаемых к пластинке функции внешних воздействий, т.е. функции $f_x^{(1,2)}(x, t)$ и $f_z^{(1,2)}(x, t)$ из (6). Следуя [3], функции внешних воздействий представим в виде

$$f_x^{(1,2)}(x, t) = \int_0^\infty \frac{\cos kx}{\sin kx} \left\{ dk \int_{(l)} \tilde{f}_x^{(1,2)}(k, p) e^{pt} dp, \quad f_z^{(1,2)}(x, t) = \int_0^\infty \frac{\sin kx}{-\cos kx} \left\{ dk \int_{(l)} \tilde{f}_z^{(1,2)}(k, p) e^{pt} dp, \quad (9)$$

где $f_x^{(1,2)}(k, p)$, $f_z^{(1,2)}(k, p)$ – функции, регулярные при $\text{Re} p \geq 0$, имеющие конечное число полюсов, принимающие произвольные значения внутри некоторой области $\Omega(k, p)$, содержащей промежуток $(-i\omega_0, i\omega_0)$ мнимой оси, убывающие при $p \rightarrow \mp i\infty$ не медленнее, чем $|p|^{-n_0}$, где $n_0 \gg 1$, и такие, что вне $\Omega(k, p)$ их значения пренебрежимо малы. Кроме того, функции $\tilde{f}_x^{(1,2)}(k, p)$ и $\tilde{f}_z^{(1,2)}(k, p)$ – аналитические, принимающие произвольные значения в промежутки $(0, k_0)$, убывающие при $k \rightarrow \infty$, как k^{-n_0} , и пренебрежимо малы при $k > k_0$; (l) – контур $\text{Re} p = \nu > 0$ на комплексной плоскости (p) , оставляющей область $\Omega(k, p)$ правее себя.

В соответствии с принятыми представлениями для функций внешнего воздействия (9), решение поставленной задачи найдем в виде

$$\begin{aligned} \varphi_m(x, z, t) &= \int_0^\infty \frac{\sin kx}{-\cos kx} \left\{ dk \int_{(l)} \tilde{\varphi}_m(z, k, p) e^{pt} dp; \quad \psi_m(x, z, t) = \int_0^\infty \frac{\cos kx}{\sin kx} \left\{ dk \int_{(l)} \tilde{\psi}_m(z, k, p) e^{pt} dp, \right. \\ &\quad (m = 0, 1, 2). \end{aligned} \quad (10)$$

Подставляя (10) в (3), получим обыкновенные дифференциальные уравнения второго порядка. В случае симметричных воздействий, когда будут иметь место продольные колебания пластины, решением полученных уравнений будет

$$\tilde{\varphi}_m = A_m^{(1)} ch \alpha_m z; \quad \tilde{\psi}_m = B_m^{(1)} sh \beta_m z, \quad (m = 0, 1, 2), \quad (11)$$

где

$$\alpha_m^2 = k^2 + \frac{\rho_m}{\lambda_m + 2\mu_m} p^2, \quad \beta_m^2 = k^2 + \frac{\rho_m}{\mu_m} p^2. \quad (12)$$

Перемещения U_m и W_m также представим в виде (10) и, подставляя их вместе с (11) в выражения перемещений (4), для преобразованных $\tilde{U}_m$ и $\tilde{W}_m$ будем иметь выражения через гиперболические функции и постоянные интегрирования. Разложим правые части полученных выражений для преобразованных составляющих вектора перемещения в степенные ряды по степеням αz и βz . С использованием стандартных разложений гиперболических функций в степенные ряды получим

$$\tilde{U}_m = \sum_{n=0}^{\infty} \left[k\alpha_m^{2n} \cdot A_m^{(1)} - \beta_m^{2n+1} B_m^{(1)} \right] \frac{z^{2n}}{(2n)!}; \quad \tilde{W}_m = \sum_{n=0}^{\infty} \left[\alpha_m^{2n+2} \cdot A_m^{(1)} - k\beta_m^{2n+1} B_m^{(1)} \right] \frac{z^{2n+1}}{(2n)!}. \quad (13)$$

В качестве искомых функций в уравнениях колебания трехслойной пластинки примем главные части преобразованных перемещений $\tilde{U}_0$ и $\tilde{W}_0$ такой поверхности нулевого слоя, расстояние от поверхности $z=0$ которой определяется формулой

$$\xi = \chi \cdot h_0, \quad -1 \leq \chi < 0, \quad 0 \leq \chi < 1,$$

где χ – постоянное число, удовлетворяющее неравенству $-1 \leq \chi \leq 1$. Для этого в выражениях (13) примем $z=\xi$, $m=0$ и $n=0$. Тогда, введя обозначения $\tilde{U}_0^{(0)}$ и $\tilde{W}_0^{(0)}$, получим

$$\tilde{U}_0^{(0)} = kA_0^{(1)} - \beta_0 B_0^{(1)}; \quad \tilde{W}_0^{(0)} = [\alpha_0^2 A_0^{(1)} - k\beta_0 B_0^{(1)}] \xi. \quad (14)$$

Решив систему (14) относительно $A_0^{(1)}$ и $\beta_0 B_0^{(1)}$, будем иметь

$$A_0^{(1)} = \frac{\frac{1}{\xi} \tilde{W}_0^{(0)} - k\tilde{U}_0^{(0)}}{\alpha_0^2 - k^2}, \quad \beta_0 B_0^{(1)} = \frac{\frac{k}{\xi} \tilde{W}_0^{(0)} - \alpha_0^2 \tilde{U}_0^{(0)}}{\alpha_0^2 - k^2}. \quad (15)$$

Представим напряжения $\tilde{\sigma}_{xz}^{(m)}$ и $\sigma_{zz}^{(m)}$, как (10). Тогда для преобразованных величин напряжений в соответствии с формулами для напряжений (5) будем иметь

$$\begin{aligned} \tilde{\sigma}_{xz}^{(m)}(z, k, p) &= \mu_m \left[\left(2k \frac{\partial}{\partial z} \tilde{\varphi}_m(z, k, p) - \frac{\partial^2}{\partial z^2} \tilde{\psi}_m(z, k, p) - k^2 \tilde{\psi}_m(z, k, p) \right) \right], \\ \tilde{\sigma}_{zz}^{(m)}(z, k, p) &= \lambda_m \left(-k^2 \tilde{\varphi}_m(z, k, p) + \frac{\partial^2}{\partial z^2} \tilde{\varphi}_m(z, k, p) \right) + 2\mu_m \left(\frac{\partial^2}{\partial z^2} \tilde{\varphi}_m(z, k, p) - k \frac{\partial}{\partial z} \tilde{\psi}_m(z, k, p) \right). \end{aligned} \quad (16)$$

Постановкой решения (11) и выражений (15) в (16) с последующей подстановкой их в граничные условия (6) и (7), после некоторых несложных математических выкладок для определения постоянных интегрирования получим выражения

$$\begin{aligned} & 2k\alpha_1 sh(\alpha_1 z) \left[\frac{1}{\xi} (\Delta_{11}^0 + \Delta_{12}^0) \tilde{W}_0^0 - (k\Delta_{11}^0 + \alpha_0^2 \Delta_{12}^0) \tilde{U}_0^0 \right] - (\beta_1^2 + k^2) sh(\beta_1 z) \times \\ & \times \left[\frac{1}{\xi} (\Delta_{21}^0 + k\Delta_{22}^0) \tilde{W}_0^0 - (k\Delta_{21}^0 + \alpha_0^2 \Delta_{22}^0) \tilde{U}_0^0 \right] = (\alpha_0^2 - k^2) \Delta_1 \mu_1^{-1} [f_x^{(1)}(k, p)], \\ & 2k\alpha_2 sh(\alpha_2 z) \left[\frac{1}{\xi} (\Delta_{31}^0 + \Delta_{32}^0) \tilde{W}_0^0 - (k\Delta_{31}^0 + \alpha_0^2 \Delta_{32}^0) \tilde{U}_0^0 \right] - (\beta_2^2 + k^2) sh(\beta_2 z) \times \\ & \times \left[\frac{1}{\xi} (\Delta_{41}^0 + k\Delta_{42}^0) \tilde{W}_0^0 - (k\Delta_{41}^0 + \alpha_0^2 \Delta_{42}^0) \tilde{U}_0^0 \right] = (\alpha_0^2 - k^2) \Delta_2 \mu_2^{-1} [f_x^{(2)}(k, p)]. \end{aligned}$$

Разлагая в степенные ряды по степеням толщины координаты гиперболические функции, входящие в эти уравнения, получим общие уравнения симметричных колебаний трехслойной пла-

стинки, имеющие бесконечно высокие порядки по производным. Считая выполненными условия усечения бесконечных рядов, указанных в [5], ограничимся нулевым или первыми членами разложений и получим уравнения колебания трехслойной пластинки, пригодные для применения при решении прикладных задач колебания пластин. Так, ограничиваясь нулевым приближением в них и переходя к безразмерным переменным по формулам, получим следующие уравнения:

$$\begin{aligned}
& \left\{ \left[\frac{q_1 - 1}{a_1^2} \left(\frac{1}{a_0^2} - \frac{q_0}{a_1^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial t^4} + \left(\frac{1 - q_1}{a_0^2} + \frac{1 - q_1 + q_0 - 3q_0q_1}{a_1^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} - (1 - q_1 + 2q_0) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^4} - \right. \right. \\
& - \left(\frac{1 + q_1}{3a_0^2} + \frac{(1 - q_1)(1 + q_0)}{a_1^2} \right) \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} + (1 + q_0)(2 - q_1) \frac{h_0^2}{3} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + (1 + q_1) \left. \right] \frac{1}{\xi} \frac{\partial}{\partial x} W_0 + \left[\frac{1}{a_1^2} \left(\frac{1}{3b_1^2} + \right. \right. \\
& + \left. \left. \frac{(1 - q_0)(1 - q_1)}{a_0^2} \right) \frac{h_0^3}{2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{q_1 + 1}{3a_1^2} + \frac{1}{3b_1^2} + \frac{(1 - q_0)(1 - q_1)}{a_0^2} + \frac{(1 - q_0)(1 - q_1)}{a_1^2} + \frac{q_0(q_1 + 1)}{3a_0^2} \right) \frac{h_0^3}{2} \times \right. \\
& \times \left. \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + (2 - q_1 - 2q_0 + 2q_1q_0) \frac{h_0^3}{3} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \frac{1 - q_1}{a_1^2} h_0 \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (1 - q_1) h_0 \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] U_0 \left. \right\} (h_0 + h_1) + \\
& + \left\{ \left[\left(\frac{2q_0(q_1 - 1)}{a_1^4} - \frac{2q_1}{3a_0^2 a_1^2} - \frac{1 + q_1}{3a_0^2 b_1^2} - \frac{1 - q_0 + q_1 + q_0q_1}{a_1^2 b_1^2} \right) \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} + \left(\frac{1 + 3q_1}{3a_0^2} + \frac{1 + q_0 + q_1 + q_0q_1}{3b_1^2} + \right. \right. \\
& + \left. \frac{2q_1(2 + q_0)}{3a_1^2} + \frac{1 - 5q_0 + q_1 - 3q_0q_1}{a_1^2} + \frac{1 - q_0 + q_1 + q_0q_1}{b_1^2} \right) \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} - (2 + 2q_0 + 3q_1) \frac{h_0^2}{3} \frac{\partial^4}{\partial x^4} - \\
& - \left(\frac{1 + q_1}{b_1^2} + \frac{2q_1}{a_1^2} \right) \frac{\partial^2}{\partial t^2} + (1 + 3q_1) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left. \right] \frac{1}{\xi} \frac{\partial}{\partial x} W_0 + \left[\left(\frac{1 - q_1}{a_1^2} - \frac{q_1}{b_1^2} \right) \frac{1}{a_1^2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{2 - 4q_1}{a_1^2} - \frac{q_1}{b_1^2} \right) \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + \right. \\
& - \left. (1 - 3q_1) \frac{\partial^4}{\partial t^4} \right] U_0 \left. \right\} \frac{(h_0 + h_1)^3}{6} = \left\{ \frac{h_0^4}{12a_1^2 b_1^2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{1}{a_1^2} + \frac{1}{b_1^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \frac{4 - 3q_1}{a_1^2} \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \right. \\
& - \left. \frac{2 - q_1}{a_1^2} \frac{h_0^2}{3} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + 1 \right\} M_1^{-1} f_x^{-1}(k, p), \tag{17}
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& \left\{ \left[\frac{1 - q_2}{a_0^2 b_2^2} \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{5 - 3q_2}{a_0^2} + \frac{1 - q_2}{b_2^2} - \frac{2q_0}{a_2^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + (5 - 3q_2 - 2q_0) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \left(\frac{1 - q_2}{3a_0^2} + \frac{1 - q_2}{b_2^2} \right) \times \right. \right. \\
& \times \left. \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (2 + 2q_0 + 5q_2 - q_0q_2) \frac{h_0^2}{3} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + (1 - q_2) \left. \right] \frac{1}{\xi} \frac{\partial}{\partial x} W_0 - \left[\left(\frac{1 + q_2}{a_0^2 b_2^2} + \frac{2q_2 - 2q_0}{a_0^2 a_2^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \right. \right. \\
& - \left(\frac{1 + q_2}{a_0^2} + \frac{1 + q_2}{b_2^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + (1 - 2q_0 + 3q_2) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \left(\frac{1 + q_2}{b_2^2} + \frac{3 - 4q_0 + 3q_2 - 2q_0q_2}{a_0^2} + \frac{2q_2}{a_2^2} \right) \times \\
& \times \left. \frac{h_0^2}{6} \frac{\partial^2}{\partial t^2} + (4q_0 + 2q_0q_2 - 4 - 3q_2) \frac{h_0^2}{6} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + (1 + q_2) \right] \frac{\partial}{\partial x} U_0 \left. \right\} + \left\{ \left[\left(\frac{1 - q_2}{3a_0^2 a_2^2} + \frac{1 - q_2}{a_2^2 b_2^2} \right) \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \right. \right.
\end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
& - \left(\frac{(1+q_0)(1-q_2)}{3a_2^2} + \frac{1-3q_2}{3a_0^2} + \frac{(1+q_0)(1-q_2)}{a_0^2} + \frac{1-q_2}{b_2^2} \right) \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + \frac{(1+q_0)(2-3q_2)}{3} \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \\
& + \frac{1-q_2}{a_2^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - (1-3q_2) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \left] \frac{1}{\xi} W_0 - \left[\left(\frac{1+q_2}{a_2^2 b_2^2} - \frac{(1-7q_0)(1-q_2)}{a_0^2 a_2^2} \right) \frac{h_0^2}{6} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{7-5q_2-7q_0+7q_0q_2}{a_2^2} + \right. \right. \\
& + \left. \frac{6-6q_2-7q_0+9q_0q_2}{6a_0^2} + \frac{1-q_2}{6a_0^2 a_2^2} \right) \frac{h_0^2}{6} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + (7-5q_2-7q_0+9q_0q_2) \frac{h_0^2}{6} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \frac{1-q_2}{a_2^2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \\
& \left. - (1-q_2) \frac{\partial^2}{\partial x^2} \right] \frac{\partial}{\partial x} U_0 \left\} \frac{(h_0+h_2)^2}{2} = \left\{ \frac{h_0^4}{12a_2^2 b_2^2} \frac{\partial^4}{\partial t^4} - \left(\frac{1}{a_2^2} + \frac{1}{b_2^2} \right) \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^2 \partial t^2} + \frac{h_0^4}{12} \frac{\partial^4}{\partial x^4} + \right. \\
& \left. + \frac{4-3q_2}{a_2^2} \frac{h_0^2}{2} \frac{\partial^2}{\partial t^2} - \frac{2-q_2}{a_1^2} \frac{h_0^2}{3} \frac{\partial^2}{\partial x^2} + 1 \right\} M_2^{-1} f_z^{(2)}(k, p).
\end{aligned}$$

На основе полученных уравнений исследовано распространение гармонических волн в пластинке. Для этого следует предположить, что отсутствуют внешние нагрузки. Тогда правые части уравнений (17) обратятся в нули. Решение полученных таким образом уравнений найдем в виде

$$W_0 = \bar{W} e^{i(\omega\tau + k\zeta)}, \quad U_0 = \bar{U} e^{i(\omega\tau + k\zeta)},$$

подставляя которые в (17), получим следующие частотные уравнения:

$$\begin{aligned}
& \frac{1}{\xi} [Z_{11}\omega^4 + Z_{12}\omega^2 k^2 + Z_{13}k^4 - Z_{14}\omega^2 - Z_{15}k^2 + Z_{16}] ki \bar{W} + \\
& + [D_{11}\omega^4 + D_{12}\omega^2 k^2 + D_{13}k^4 - D_{14}\omega^2 - D_{15}k^2] \bar{U} = 0, \\
& \frac{1}{\xi} [Z_{21}\omega^4 + Z_{22}\omega^2 k^2 + Z_{23}k^4 - Z_{24}\omega^2 - Z_{25}k^2 + Z_{26}] \bar{W} - \\
& - [D_{21}\omega^4 + D_{22}\omega^2 k^2 + D_{23}k^4 - D_{24}\omega^2 - D_{25}k^2 + D_{26}] ki \bar{U} = 0,
\end{aligned}$$

где коэффициенты Z_{ij} и D_{ij} – постоянные, зависящие от геометрических параметров и механических свойств слоев пластинки. Частотные уравнения решены с помощью программ “Maple-12” при следующих данных задачи для несущих слоев: сталь $\rho_1=7810$ кг/м³, $E_1=2.2 \cdot 10^{11}$ Па, $\nu_1=0.25$, $\nu_2=0.33$, $\rho_2=2700$ кг/м³, $E_2=0.71 \cdot 10^{11}$ Па. Для заполнителя: волокниты (хлопковые очесы) $\rho_0=1650$ кг/м³, $\nu_0=0.42$, $E_0=0.09 \cdot 10^{11}$ Па. При этом $h_0=0.1$ м, $h_1=0.001$ м, $h_2=0.002$ м, $\zeta=0.05$.

Полученные результаты представлены на рис. 2 – 4 в виде графиков частоты в зависимости от волнового числа.

Частота колебаний однослойной пластинки всегда больше, чем у двухслойной и трехслойной пластинки. При этом, чем меньше жесткость материала несущих слоев, тем ниже частота колебаний трехслойной пластинки. Двухслойные пластины имеют меньшие частоты до 31 % в случае алюминия, до 18.7 % – в случае стали и до 21 % – в случае сталь – алюминий (см. рис. 2 – 4 при $k=10$) по сравнению с соответствующей однослойной пластинкой.

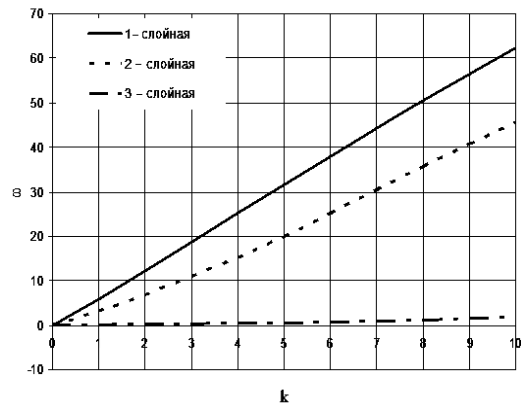


Рис. 2. Зависимость ω от k при стальных несущих слоях и волокнитовом заполнителе

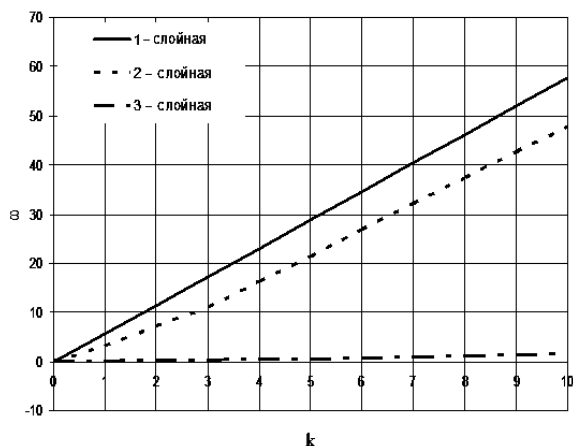


Рис. 3. Зависимость ω от k при алюминиевых несущих слоях и волокнистом заполнителе

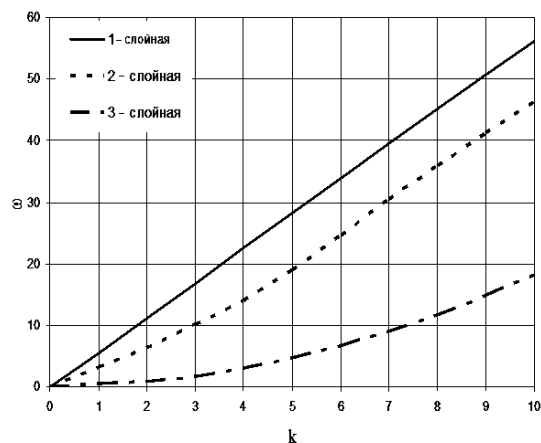


Рис. 4. Зависимость ω от k при стальном (верхний) и алюминиевом (нижний) несущих слоях и волокнистом заполнителе

В случае трехслойных пластинок наблюдается резкое понижение (даже до нуля в случае малых значений волнового числа) частоты. При этом, если несущие слои одинаковые, то спад наиболее эффективен. Если несущие слои разные, то, хотя и наблюдается понижение, но не такое резкое по сравнению с одинаковыми несущими слоями (см. рис. 4).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Григолюк Э.И., Селезов И.Т. Неклассические теории колебаний стержней, пластин и оболочек // Итоги науки и техники. Сер. Механика деформ. твердых тел. М.: ВИНТИ, 1973. Т. 5. – 272 с.
- [2] Петрашень Г.И., Хинен Э.В. Об инженерных уравнениях колебаний неидеально-упругих пластин // Труды МИАН. Л.: Наука, 1968. Т. 95. С. 151 – 183.
- [3] Филиппов И.Г., Чебан В.Г. Математическая теория колебаний упругих и вязкоупругих пластин и стержней. Кишинев: Штиинца, 1988. – 188 с.
- [4] Мирзакобиллов Н.Х. Колебания трехслойных пластин частного вида: Дис. ... канд. техн. наук. М., 1992. – 139 с.
- [5] Петрашень Г.И., Хинен Э.В. Об условиях применимости инженерных уравнений неидеально-упругих пластин // Вопросы динамики теории распространения сейсмической волны. М.: Наука, 1971. № 11. С. 48 – 56.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

Р.И. Холмуродов, Х. Худойназаров, З. Худойбердиев. Уч қатламли эластик пластинканинг эркин тебранишлари

Уч қатламли эластик пластинканинг симметрик тебранишлари тенгламалари масаланинг текис масала сифатида қўйилишидан келиб чиққан ҳолда ишлаб чиқилган. Чегаралари планда чексиз пластинка симметрик тебранишларининг икки номаълум функцияга нисбатан олинган тенгламалари асосида унинг гармоник тебранишлари ҳақидаги масала ечилган. Хусусий ҳоллар сифатида икки қатламли ва бир жинсли пластинкалар тебранишлари тадқиқ қилинган.

R.I. Kholmurodov, Kh. Khudoynazarov, Z. Khudoyberdiyev. Free vibrations of three-layered elastic plate

Vibration equations of three-layer elastic plate are deduced, on the assumption of 2D statement of problem. On the basis of the deduced axisymmetric equations of infinite in respect of a three-layer plate concerning two auxiliary functions, the problem about its harmonic vibrations is solved. Vibrations of two-layer and homogeneous plates, as special cases are investigated.

СВОБОДНЫЕ КОЛЕБАНИЯ АРМИРОВАННОЙ ВЯЗКОУПРУГОЙ ПЛАСТИНКИ

Многочисленные публикации показывают, что армирование или оребрение пластин приводит к резкому изменению напряженно-деформированного их состояния по сравнению с гладкой пластинкой [1 – 3], и к увеличению параметров, характеризующих жесткости пластинки. При этом считают, что армирование или оребрение соответствует приложению нагрузки, распределенной по узкой области [4, 5]. По допущениям, принятым при разработке теорий ребристых пластин, ребро можно рассматривать как сжато-изогнутый стержень, имея в виду малость поперечного его сечения по сравнению с его длиной. При этом пренебрегают шириной ребра, но считают конечными значения параметров, характеризующих геометрию сечения [6].

На основании этого можно считать, что действие ребра происходит по направлению нормали и по тангенциальному направлению. Имея в виду дискретное расположение ребер, для описания их взаимодействия с пластиной применяют разрывные функции, в частности, функции Хевисайда и дельта-функции Дирака [7].

Рассмотрим задачу о свободных колебаниях армированной в одном направлении вязкоупругой пластинки (рис. 1). Для описания движения точек армированной пластины применяются уравнения колебания гладкой вязкоупругой пластинки, обобщенные на случай учета однонаправленного армирования пластинки. Исходя из указанных выше соображений и считая справедливыми гипотезы Кирхгофа – Клебша [7] для упругих ребер, вводим обобщенные усилия и моменты по следующим формулам:

$$\begin{aligned} T_{xp} &= \sum_{k=1}^n (E_k F_k \varepsilon_x + E_k S_k \chi_x) \delta(y - y_k), \quad T_{yp} = \sum_{k=1}^n (E_k F_k \varepsilon_y + E_k S_k \chi_y) \delta(x - x_k), \\ M_{xp} &= \sum_{k=1}^n (E_k F_k \chi_x + E_k S_k \varepsilon_x) \delta(y - y_k), \quad M_{yp} = \sum_{k=1}^n (E_k F_k \chi_y + E_k S_k \varepsilon_y) \delta(x - x_k), \end{aligned} \quad (1)$$

где E_k – модуль упругости; F_k – площадь поперечного сечения k -го ребра; S_k , I_k – соответственно статический момент и момент инерции поперечного сечения k -го ребра относительно срединной плоскости; y_k , x_k – координаты линий расположения ребер, параллельных осям Ox и Oy ; $\delta(x)$ – дельта-функция Дирака, обладающая свойством

$$f(x) \delta(x - x_j) = f(x_j); \quad (2)$$

ε_x и ε_y – нормальные деформации пластинки по направлениям Ox и Oy соответственно, равные

$$\varepsilon_x = -z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad \varepsilon_y = -z \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \quad \chi_x = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad \chi_y = \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}; \quad (3)$$

w – прогиб пластинки.

Арматуры учтем как ребро с нулевой жесткостью на изгиб относительно собственной нейтральной оси. Однако, если арматура расположена не в нейтральной плоскости, то учитываются значения статического момента и момента инерции относительно нейтральной плоскости как сечения с площадью, размерами которой можно пренебречь при определении этих геометрических характеристик, т.е. по следующим формулам:

$$S_i = F_i h_i; \quad I_j = h_j^2 F_j, \quad (4)$$

где h_i – расстояние от центра тяжести сечения i -й арматуры до нейтральной плоскости. С учетом (4) формулы (1) для упругих арматур принимают вид

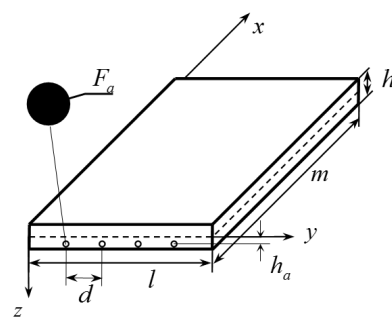


Рис. 1. Объект исследования

$$T_{xa} = \sum_{j=1}^n (E_j F_j \varepsilon_x + E_j S_j \chi_x) \delta(y - y_j), \quad T_{ya} = \sum_{j=1}^n (E_j F_j \varepsilon_y + E_j S_j \chi_y) \delta(x - x_j),$$

$$M_{xa} = \sum_{j=1}^n (E_j I_j \chi_x + E_j S_j \varepsilon_x) \delta(y - y_j), \quad M_{ya} = \sum_{j=1}^n (E_j I_j \chi_y + E_j S_j \varepsilon_y) \delta(x - x_j). \quad (5)$$

На практике в реальных условиях величины h_i достаточно малы, и ими можно пренебречь. Тогда моменты S_j и I_j в формулах (5) можно считать равными нулю, с учетом которых выражения для усилий примут вид

$$T_{xa} = \sum_{j=1}^n E_j F_j \varepsilon_x \delta(y - y_j), \quad T_{ya} = \sum_{j=1}^n E_j F_j \varepsilon_y \delta(x - x_j). \quad (6)$$

Таким образом, для армированных плит, подкрепленных ребрами жесткости, обобщенные усилия и моменты относительно срединной плоскости, согласно уравнениям (1) и (5), имеют вид [7]

$$T_i^a = T_i + T_{ia} + T_{ip}, \quad M_i^a = M_i + M_{ia} + M_{ip}, \quad (i = x, y), \quad (7)$$

где T_i, M_i – усилия и моменты, возникающие в самой плите, без учета ребер и арматуры.

Уравнения движения точек вязкоупругой пластинки будут следующими:

$$\frac{\partial T_x}{\partial x} + \frac{\partial S}{\partial y} = \rho h \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + X, \quad \frac{\partial T_y}{\partial y} + \frac{\partial S}{\partial x} = \rho h \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} + Y,$$

$$\frac{\partial^2 M_x}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 H}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_y}{\partial y^2} = -\rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + Z, \quad (8)$$

где X, Y, Z – компоненты внешней распределенной нагрузки. Усилия и моменты имеют вид

$$T_x = L(\hat{\varepsilon}_{xx}) + L_1(\hat{\varepsilon}_{yy}); \quad T_y = L(\hat{\varepsilon}_{yy}) + L_1(\hat{\varepsilon}_{xx}); \quad S = 2M(\hat{\varepsilon}_{xy}); \quad \hat{\varepsilon}_{ij} = \int_{-\frac{h}{2}}^{\frac{h}{2}} \varepsilon_{ij} dz, \quad (i, j = x, y);$$

L_1, M – вязкоупругие операторы [8], определяемые

$$L_1(\varphi) = \lambda \left[\varphi(t) - \int_0^t f_1(t - \xi) \varphi(\xi) d\xi \right]; \quad M(\varphi) = \mu \left[\varphi(t) - \int_0^t f_2(t - \xi) \varphi(\xi) d\xi \right]; \quad (9)$$

λ, μ – коэффициенты Ламэ материала пластинки; $f_1(t), f_2(t)$, – произвольные ядра интегральных операторов, при этом L_1 и M – обратимы;

$$L(\varphi) = L_1(\varphi) + 2M(\varphi) = (\lambda + 2\mu) \left[\varphi(t) - \int_0^t f_0(t - \xi) \varphi(\xi) d\xi \right];$$

$$f_0(t - \xi) = \frac{\lambda f_1(t - \xi) + 2\mu f_2(t - \xi)}{\lambda + 2\mu}.$$

Далее рассмотрим армированную в одном направлении гладкую пластинку. Тогда в уравнениях (8) следует полагать

$$T_x^a = T_x + T_{xa}, \quad T_y^a = T_y, \quad M_x^a = M_x + M_{xa}, \quad M_y^a = M_y. \quad (10)$$

Распределив усилия, вызванные наличием арматуры по толщине пластинки, и подставляя (10) в (8), с учетом (5) будем иметь

$$\frac{\partial T_x^a}{\partial x} + \frac{\partial S}{\partial y} = \rho h \frac{\partial^2 u}{\partial t^2} + X - \frac{1}{h} \frac{\partial}{\partial x} \sum_{i=1}^n (E_i F_i \varepsilon_1 + E_i S_i \chi_1) \delta(y - y_1),$$

$$\frac{\partial T_y^a}{\partial y} + \frac{\partial S}{\partial x} = \rho h \frac{\partial^2 v}{\partial t^2} + Y, \quad (11)$$

$$\frac{\partial^2 M_1^a}{\partial x^2} + 2 \frac{\partial^2 H}{\partial x \partial y} + \frac{\partial^2 M_2^a}{\partial y^2} = -\rho h \frac{\partial^2 w}{\partial t^2} + Z - \frac{1}{h} \frac{\partial^2}{\partial x^2} \sum_{i=1}^n (E_i I_i \chi_1 + E_i S_i \varepsilon_1) \delta(y - y_i).$$

Так как

$$\varepsilon_1 = \frac{\partial u}{\partial x}, \quad \varepsilon_2 = \frac{\partial v}{\partial y}, \quad \chi_1 = \frac{\partial^2 w}{\partial x^2}, \quad \chi_2 = \frac{\partial^2 w}{\partial y^2}, \quad (12)$$

выразив усилия и моменты через перемещения и считая постоянным коэффициент Пуассона материала пластинки с учетом (11) из (12), получим

$$\begin{aligned} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} &= \frac{1}{a^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right) - \frac{h^{-1}}{\lambda + 2\mu} \sum_{i=1}^n \left(E_i F_i \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + E_i S_i \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} \right) \delta(y - y_i), \\ \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} &= \frac{1}{a^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right), \\ \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} &= \frac{36}{h^2} \frac{1}{c^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right) - \frac{h^{-1}}{h(\lambda + 2\mu)} \sum_{i=1}^n \left(E_i I_i \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + E_i S_i \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} \right) \delta(y - y_i). \end{aligned} \quad (13)$$

Перепишем эту систему уравнений в следующем виде:

$$\begin{aligned} \left[1 + \sum_{i=1}^n \frac{E_i F_i}{h(\lambda + 2\mu)} \delta(y - y_i) \right] \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + \\ + \left[\sum_{i=1}^n \frac{E_i S_i}{h(\lambda + 2\mu)} \delta(y - y_i) \right] \frac{\partial^3 w}{\partial x^3} &= \frac{1}{a^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} \right), \\ \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} &= \frac{1}{a^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 v}{\partial t^2} \right), \\ \left[1 + \frac{1}{h} \sum_{i=1}^n \frac{E_i I_i}{h(\lambda + 2\mu)} \delta(y - y_i) \right] \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + 2 \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + \\ + \left[\frac{1}{h} \sum_{i=1}^n \frac{E_i S_i}{h(\lambda + 2\mu)} \delta(y - y_i) \right] \frac{\partial^3 u}{\partial x^3} &= \frac{36}{h^2} \frac{1}{c^2} M_0^{-1} \left(\frac{\partial^2 w}{\partial t^2} \right), \end{aligned} \quad (14)$$

где

$$M_0(\varphi) = \varphi(t) - \int_0^t f_2(t - \xi) \varphi(\xi) d\xi.$$

Полученные уравнения являются обобщением уравнений колебания гладкой вязкоупругой пластинки на случай учета армирования в одном направлении.

В качестве примера рассмотрим задачу о свободных колебаниях армированной в одном направлении упругой $M_0(\varphi) = \varphi(t)$ пластинки толщиной h .

Будем считать, что все арматуры имеют одинаковые площади поперечных сечений и одинаковое расстояние от центров тяжести поперечных сечений арматур до нейтральной плоскости. Тогда будут равны также все статические моменты, входящие в правые части уравнений системы (14). Введем следующие обозначения для произвольной арматуры в пластинке: F_a – площадь поперечного сечения; E_a – модуль упругости материала; h_a – расстояние от центра тяжести сечения арматуры до нейтральной плоскости; d – шаг армирования.

С учетом указанных условий для сумм, входящих в систему уравнений (14), и вводом безразмерных переменных по формулам

$$t^* = t \frac{b}{h}; x^* = \frac{x}{m}; y^* = \frac{y}{l}; u^* = \frac{u}{h}; v^* = \frac{v}{h}; w^* = \frac{w}{h},$$

получим

$$\begin{aligned} \left(1 + \frac{nE_a F_a}{(\lambda + 2\mu)h^2}\right) \frac{h^2}{m^2} \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{l^2} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} + \frac{h^2}{2(1-\nu)ml} \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + \frac{nE_a F_a h_a}{(\lambda + 2\mu)m^3} \frac{\partial^2 w}{\partial x^3} = \frac{b^2}{a^2} \frac{\partial^2 u}{\partial t^2}, \\ \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{m^2} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} + \frac{h^2}{l^2} \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{ml} \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} = \frac{b^2}{a^2} \frac{\partial^2 v}{\partial t^2}, \\ \left(\frac{h^4(1-\nu)}{6(1-2\nu)} + \frac{nE_a F_a h_a^2}{\mu}\right) \frac{1}{m^4} \frac{\partial^4 w}{\partial x^4} + \frac{h^4}{3(1-2\nu)m^2 l^2} \frac{\partial^4 w}{\partial x^2 \partial y^2} + \frac{h^4(1-\nu)}{6(1-2\nu)l^4} \frac{\partial^4 w}{\partial y^4} + \\ + \frac{12nE_a F_a h_a}{\mu m^3} \frac{\partial^2 u}{\partial x^3} = \frac{\partial^2 w}{\partial t^2}. \end{aligned} \quad (15)$$

Решение системы (15) будем искать в виде

$$u = \tilde{u} e^{i\omega t} \cos \alpha x \cos \beta y; v = \tilde{v} e^{i\omega t} \sin \alpha x \sin \beta y; w = \tilde{w} e^{i\omega t} \sin \alpha x \cos \beta y$$

и получим следующие алгебраические уравнения:

$$\begin{aligned} \left[\left(1 + \frac{nE_a F_a}{(\lambda + 2\mu)h^2}\right) \frac{h^2}{m^2} \alpha^2 + \frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{l^2} \beta^2 + \frac{b^2}{a^2} \omega^2\right] \tilde{u} + \frac{h^2}{2(1-\nu)ml} \alpha \beta \tilde{v} + \frac{nE_a F_a h_a}{(\lambda + 2\mu)m^3} \alpha^3 \tilde{w} = 0, \\ \frac{1}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{ml} \alpha \beta \tilde{u} + \left[\frac{1-2\nu}{2(1-\nu)} \frac{h^2}{m^2} \alpha^2 + \frac{h^2}{l^2} \beta^2 + \frac{b^2}{a^2} \omega^2\right] \tilde{v} = 0, \\ \frac{12nE_a F_a h_a}{\mu m^3} \alpha^3 \tilde{u} + \left[\left(\frac{h^4(1-\nu)}{6(1-2\nu)} + \frac{nE_a F_a h_a^2}{\mu}\right) \frac{1}{m^4} \alpha^4 + \frac{h^4}{3(1-2\nu)m^2 l^2} \alpha^2 \beta^2 + \frac{h^4(1-\nu)}{6(1-2\nu)l^4} \beta^4 + \omega^2\right] \tilde{w} = 0. \end{aligned}$$

Данная система решена с помощью пакета программ “Maple-13”. На рис. 2 – 5. представлены численные результаты, полученные при следующих значениях параметров: $h_a=0.05$ м, $h=0.2$ м, $m=5$ м, $l=1$ м, $d=0.2$ м, $r_a=0.01$ м, $\rho=2000$ кг/м³, $\nu=0.35$, $E_a=2 \cdot 10^{11}$ Па, $E=0.23 \cdot 10^{10}$ Па. На графиках, представленных на рис. 2, 3, приведены изменения трех частот в направлении оси Ox в зависимости от волнового числа $k_1=\alpha/\pi$ при постоянном волновом числе $k_2=\beta/\pi$ в случаях без учета (см. рис. 2) и с учетом (см. рис. 3) арматуры. Как следует из сравнения соответствующих частот, учет арматуры приводит к увеличению всех частот колебаний.

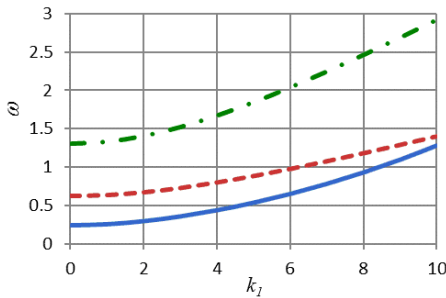


Рис. 2. Графики изменения частот без учета арматуры ($n=0$; $k_2=1$): — — ω_1 ; - - - ω_2 ; - · - ω_3

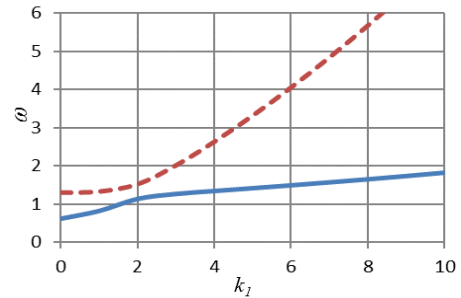


Рис. 3. Графики изменения частот с учетом арматуры ($n=10$; $k_2=1$): — — ω_1 ; - - - ω_2

Графики изменения наименьшей частоты (рис. 4, 5) в зависимости от волнового числа k_1 при постоянном k_2 в случаях без учета (см. рис. 4) и с учетом (см. рис. 5) арматуры, подтверждают сделанный ранее вывод.

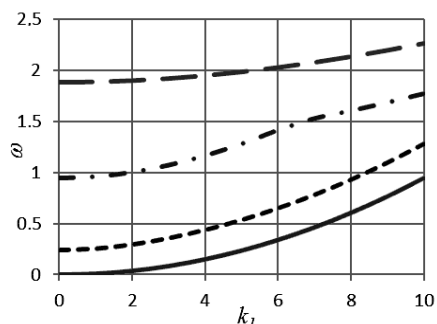


Рис. 4. Графики изменения наименьшей частоты без учета арматуры ($n=0$) при различных значениях k_2 :
— $k_2=0$; -- $k_2=1$; - · - $k_2=1$ — $k_2=3$

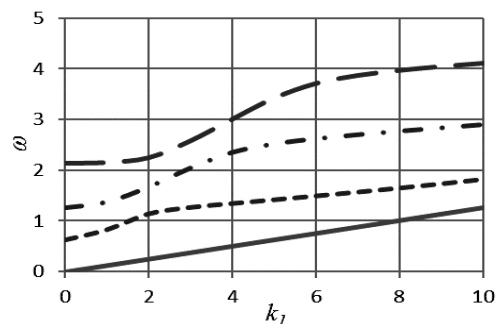


Рис. 5. Графики изменения наименьшей частоты с учетом арматуры ($n=10$) при различных значениях k_2 :
— $k_2=0$; -- $k_2=1$; - · - $k_2=1$ — $k_2=3$

Вывод об увеличении частоты колебаний в обоих рассмотренных случаях, согласуясь с физической сущностью задачи, указывает на правильность выполненных расчетов, если учесть, что для конструкции или для ее элемента наиболее опасна низшая частота колебаний.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Григолюк Э.И., Селезов И.Т. Неклассические теории колебаний стержней, пластин и оболочек // Итоги науки и техники. Механика твердого деформируемого тела. ВИНТИ. 1973. Т. 5. – 199 с.
- [2] Холмуродов Р.И., Михайлов Б.К. Аналитическое решение задачи о напряженно-деформированном состоянии изгибаемой ребристой железобетонной плиты при локальном армировании // Исследование по строительной механике в надежности строительных конструкций: Сб. науч. тр. ЦНИИСК им. В.А.Кучеренко. М., 1992. С. 153 – 160.
- [3] Пшеничнов Г.И. Теория тонких оболочек и пластинок. М.: Наука, 1980. – 352 с.
- [4] Михайлов Б.К. Пластины и оболочки с разрывными параметрами. Л., 1980. – 169 с.
- [5] Холмуродов Р.И. Способ расчета ребристых плит // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 1995. № 6. С. 23 – 32.
- [6] Синицын Е.Н. Расчет сжато-изогнутых ребристых пластин из вязкоупругих армированных материалов: Дис. канд. техн. наук. М., 1996. – 196 с.
- [7] Холмуродов Р.И., Каршиев А.Б. Расчет элементов конструкций с нарушениями регулярности структуры. Ташкент: Изд-во мед. лит. им. Абу Али Ибн Сины, 2002. – 288 с.
- [8] Худойназаров Х. Нестационарное взаимодействие цилиндрических оболочек и стержней с деформируемой средой. Ташкент: Изд-во мед. лит. им. Абу Али Ибн Сины, 2003. – 325 с.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

Р.И. Холмуродов. Арматураланган қовушқоқ-эластик пластинканинг эркин тебранишлари

Силлиқ қовушқоқ-эластик пластинканинг илгари олинган тенгламалари, бир ва кесишувчи йўналишларда арматураланган пластинка учун умумлаштирилган. Бунда арматура ўз ўқиға нисбатан нолга тенг эгилиш бирлигига эга қобирға сифатида қабул қилинган. Бир йўналишда арматураланган силлиқ қовушқоқ-эластик пластинканинг эркин тебранишлари ҳақидаги масала ечилган.

R.I. Kholmurodov. Free vibrations of reinforced viscoelastic plate

Vibration equations of the smooth viscoelastic plate, earlier gained by authors, in case of the account of unidirectional and cross reinforcement of the plate are generalised. Thus, the armature is accepted as a rib of zero rigidity on bending, relative to the axis. The problem about free vibrations of the smooth viscoelastic plate reinforced in one direction is solved.

ПЕРЕНОС ВЕЩЕСТВА В ДВУХЗОННЫХ СРЕДАХ С РАЗЛИЧНЫМИ ХАРАКТЕРИСТИКАМИ

При закачке различных смесей в подземные резервуары взвешенные в жидкости коллоидные частицы могут двигаться относительно быстрее и продвигаться на большие расстояния в структурированных средах, чем в средах с однородной структурой [1 – 4]. Причиной этого является наличие путей, благоприятствующих быстрому движению веществ.

Некоторые математические модели для описания этого явления были представлены в работах [3, 4]. В этих моделях был использован двухзонный подход, где массообмен между зонами моделируется кинетическим уравнением первого порядка [5, 6].

Рассмотрим процесс переноса коллоидных растворов при предположении, что в обеих зонах происходит обратимое задерживание коллоидных частиц разными характеристиками (параметрами). Условно говоря, в каждой зоне имеются две области, в одной из которых интенсивность задерживания частиц более высока, чем во второй, а интенсивность высвобождения частиц относительно низка. Такой подход является более реалистичным, чем в [7], так как необратимое задерживание частиц наблюдается лишь в начальной стадии процесса. Для одномерного случая уравнение баланса с соответствующими кинетическими уравнениями численно решается и оценивается влияние обратимости осаждения частиц в обоих участках на характеристики переноса.

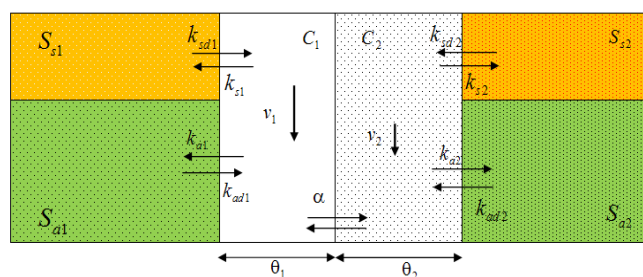


Рис. 1. Схема переноса вещества в двухзонной среде

Используем аналогичную с [7] схему среды с двойной пористостью (рис. 1). Первая зона с индексом 1 в обозначениях имеет высокую проницаемость, а вторая зона – низкую. В каждой зоне есть по два участка, в каждом из которых происходит осаждение вещества с необратимой неравновесной кинетикой.

Уравнения переноса вещества в одномерном случае записываем в виде [8]

$$\rho \frac{\partial S_{al}}{\partial t} + \rho \frac{\partial S_{sl}}{\partial t} + \theta_l \frac{\partial C_l}{\partial t} = \theta_l D_l \frac{\partial^2 C_l}{\partial x^2} - \theta_l v_l \frac{\partial C_l}{\partial x} + \alpha (C_m - C_l), \quad (l=1,2; \quad m=3-l), \quad (1)$$

где t – время, с; x – расстояние, м; D_l – коэффициент продольной дисперсии, $\text{м}^2/\text{с}$; v_l – скорость движения жидкости, $\text{м}/\text{с}$; $v_1 < v_2$; C_l – объемная концентрация вещества в жидкости; S_{al} и S_{sl} – концентрации отложенного вещества, $\text{м}^3/\text{кг}$; θ_l – пористость зон, $\text{м}^3/\text{м}^3$; ρ – плотность среды, $\text{кг}/\text{м}^3$; α – коэффициент массообмена между зонами, с^{-1} .

Осаждение вещества в каждом из участков зон происходит обратимо в соответствии с кинетическими уравнениями

$$\rho \frac{\partial S_{al}}{\partial t} = \theta_l k_{al} C_l - \rho k_{adl} S_{al}, \quad (l=1,2), \quad (2)$$

$$\rho \frac{\partial S_{sl}}{\partial t} = \theta_l k_{sl} C_l - \rho k_{sdl} S_{sl}, \quad (l=1,2), \quad (3)$$

где k_{al} , k_{sl} – коэффициенты отложения вещества от жидкой фазы l на твердую фазу, с^{-1} ; k_{adl} , k_{sdl} – коэффициенты отрыва вещества из твердой фазы и перехода в жидкость, с^{-1} .

Пусть в первоначально насыщенную чистой (без вещества) жидкостью среду с начального момента времени закачивается жидкость с постоянной концентрацией вещества c_0 . Рассмотрим такие периоды времени, где концентрационное поле не достигает правой границы среды, $x=\infty$. При отмеченных допущениях начальные и граничные условия для задачи имеют вид

$$C_l(0, x) = 0, \quad S_{al}(0, x) = 0, \quad S_{sl}(0, x) = 0, \quad (4)$$

$$C_l(t, 0) = c_0, \quad (5)$$

$$\frac{\partial C_l}{\partial x}(t, \infty) = 0, \quad l = 1, 2. \quad (6)$$

Численное решение и результаты. Задача (1) – (6), хотя и линейная, получение аналитического решения является сложным, так как необходимо найти одновременно три поля в каждой из зон. Поэтому для решения задачи применяем метод конечных разностей [9]. В рассматриваемой области $\Omega = \{(t, x), 0 \leq t \leq T, 0 \leq x \leq \infty\}$ введена равномерная по направлениям сетка

$$\bar{\omega}_{th} = \left\{ (t_j, x_i); t_j = \tau j, x_i = ih, \tau = \frac{T}{J}, i = \overline{0, I}, j = \overline{0, J} \right\},$$

где I – достаточно большое целое число, выбираемое так, чтобы отрезок $[0, x_I]$, $x_i = ih$ перекрывал область расчетного изменения полей C_i , S_{ai} и S_{si} ; h – шаг сетки по направлению x .

В открытой сеточной области

$$\omega_{th} = \left\{ (t_j, x_i); t_j = \tau j, x_i = ih, \tau = \frac{T}{J}, j = \overline{1, J}, i = \overline{1, I-1} \right\}$$

уравнения (1), (2), (3) аппроксимировались следующим образом:

$$\begin{aligned} & \rho \frac{(S_{al})_i^{j+1} - (S_{al})_i^j}{\tau} + \rho \frac{(S_{sl})_i^{j+1} - (S_{sl})_i^j}{\tau} + \theta_l \frac{(C_l)_i^{j+1} - (C_l)_i^j}{\tau} = \\ & = \theta_l D_l \frac{(C_l)_{i-1}^{j+1} - 2(C_l)_i^{j+1} + (C_l)_{i+1}^{j+1}}{h^2} - \theta_l v_l \frac{(C_l)_i^{j+1} - (C_l)_{i-1}^{j+1}}{h} + \alpha (C_m)_i^j - \alpha (C_l)_i^j, \quad (l=1, 2; m=2, 1) \end{aligned} \quad (7)$$

$$\rho \frac{(S_{al})_i^{j+1} - (S_{al})_i^j}{\tau} = \theta_l k_{al} (C_l)_i^j - \rho k_{adl} (S_{al})_i^{j+1}, \quad (l=1, 2), \quad (8)$$

$$\rho \frac{(S_{sl})_i^{j+1} - (S_{sl})_i^j}{\tau} = \theta_l k_{sl} (C_l)_i^j - \rho k_{sdl} (S_{sl})_i^{j+1}, \quad (l=1, 2), \quad (9)$$

где $(C_l)_i^j$, $(S_{al})_i^j$, $(S_{sl})_i^j$ – сеточные значения функций $C_l(t, x)$, $S_{al}(t, x)$, $S_{sl}(t, x)$, $(l=1, 2)$ в точке (t_j, x_i) .

Разностные схемы (7) – (9) имеют порядок аппроксимации $O(\tau+h)$. В принципе можно использовать порядок аппроксимации $O(\tau+h^2)$, аппроксимируя конвективный член центральной разностной производной. Однако при этом необходимо специально проверить условия устойчивости схемы. Примененная здесь схема «против потока» обеспечивает безусловную устойчивость.

Из явных сеточных уравнений (8), (9) определяем $(S_{al})_i^{j+1}$, $(S_{sl})_i^{j+1}$

$$(S_{al})_i^{j+1} = p_{1l} (S_{al})_i^j + p_{2l}, \quad (l=1; 2), \quad (10)$$

$$(S_{sl})_i^{j+1} = q_{1l} (S_{sl})_i^j + q_{2l}, \quad (l=1; 2), \quad (11)$$

где

$$p_{1l} = \frac{1}{1 + \tau k_{adl}}, \quad p_{2l} = \frac{\tau \theta_l k_{al}}{\rho + \rho \tau k_{adl}} (C_l)_i^j, \quad (l=1; 2),$$

$$q_{1l} = \frac{1}{1 + \tau k_{sdl}}, \quad q_{2l} = \frac{\tau \theta_l k_{sl}}{\rho + \rho \tau k_{sdl}} (C_l)_i^j, \quad (l=1; 2).$$

Сеточные уравнения (7) приводятся к виду

$$A_l (C_l)_{i-1}^{j+1} - B_l (C_l)_i^{j+1} + E_l (C_l)_{i+1}^{j+1} = -(F_l)_i^j, \quad (l=1, 2), \quad (12)$$

где $A_l = \frac{\theta_l D_l \tau}{h^2} + \frac{\theta_l v_l \tau}{h}$, $B_l = \theta_l + \frac{2\theta_l D_l \tau}{h^2} + \frac{\theta_l v_l \tau}{h}$, $E_l = \frac{\theta_l D_l \tau}{h^2}$,

$$(F_l)_i^j = (\theta_l - \alpha\tau)(C_l)_i^j + \alpha\tau(C_m)_i^j - \rho((S_{al})_i^{j+1} - (S_{al})_i^j) - \rho((S_{sl})_i^{j+1} - (S_{sl})_i^j), \quad (l=1,2; m=2,1).$$

Устанавливается следующий порядок расчета решений. По (10), (11) определяются $(S_{al})_i^{j+1}$, $(S_{sl})_i^{j+1}$, затем решают систему линейных уравнений (12) методом прогонки – $(C_l)_i^{j+1}$, $(l=1, 2)$. Поскольку $p_{1l}, q_{1l} < 1$, схемы (10), (11) устойчивы, а для (12) условия устойчивости метода прогонки выполняются.

В расчетах использованы следующие значения исходных параметров: $v_1=10^{-4}$ м/с, $v_2=10^{-5}$ м/с, $D_1=v_1\alpha_l$, $D_2=v_2\alpha_l$, $\theta_1=0.1$, $\theta_2=0.4$, $k_{al}=3 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{ad1}=2.5 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{s1}=4 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{sd1}=2 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $\rho=1800$ кг/м 3 , $k_{a2}=4 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{a62}=2 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{s2}=5 \cdot 10^{-4}$ с $^{-1}$, $k_{sd2}=10^{-4}$ с $^{-1}$, $\alpha_l=0.005$ м.

На рис. 2 показаны некоторые результаты. Как видно из графиков, происходит распределение вещества в различных зонах среды со значительной разницей, что является следствием контрастности характеристики двух сред. Можно заметить существенную разницу в распределении отложенного вещества в двух зонах. На рис. 3 показаны концентрации взвешенного и осажженного веществ при $k_{sd1}=k_{sd2}=0$.

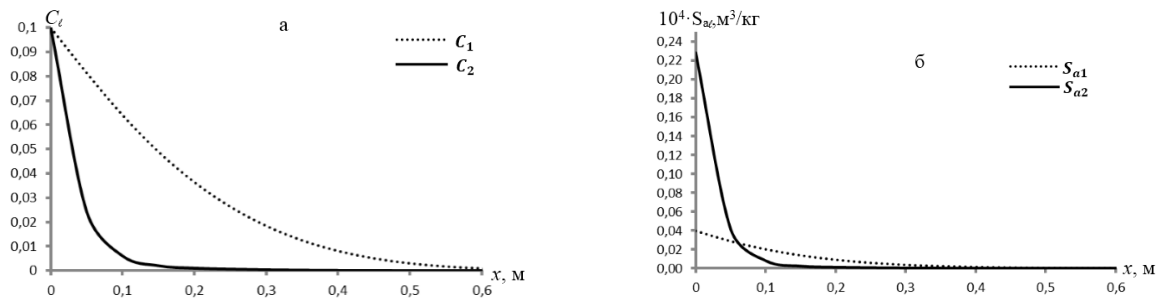


Рис. 2. Профили концентраций C_l (а), S_{al} (б), S_{sl} (в) при $\alpha=10^{-5}$ с $^{-1}$, $t=3600$ с

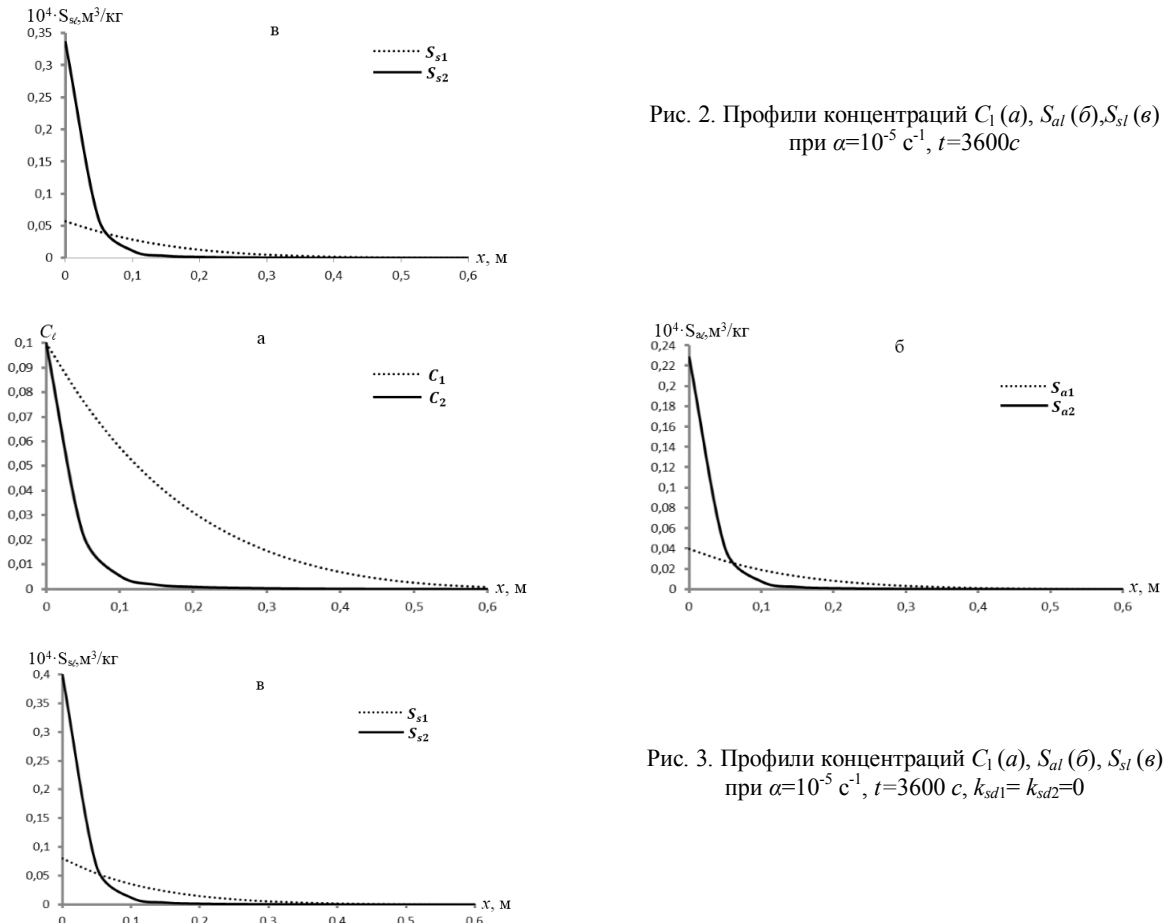


Рис. 3. Профили концентраций C_l (а), S_{al} (б), S_{sl} (в) при $\alpha=10^{-5}$ с $^{-1}$, $t=3600$ с, $k_{sd1}=k_{sd2}=0$

Сравнение рис. 2 и 3 показывает, что учет обратимости осаждения вещества в обоих участках каждой зоны приводит к уменьшению общего объема осаждения. Следует отметить, что в [4] учтено обратимое осаждение только в первом участке каждой из зон. Здесь обратимость учитывается в обоих участках. Сравнивая рис. 2 и 3 заметим, что при нулевых значениях k_{sd1} , k_{sd2} заметное изменение претерпевают только концентрационные поля S_{sl} , в профилях C_l и S_{al} существенных изменений не происходит. Тем не менее, следует иметь в виду связанность уравнений (1), (2), (3).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Cey E.E., Rudolph D.L. Field study of macropore flow processes using tension infiltration of a dye tracer in partially saturated soils // Hydrological Processes. Vol. 23. 2009. P. 1768 – 1779.
- [2] Jarvis N.J. A review of non-equilibrium water flow and solute transport in soil macropores: principles, controlling factors and consequences for water quality // European Journal of Soil Science. Vol. 58. 2007. P. 523 – 546.
- [3] Selim H.M., Ma L. Physical Nonequilibrium in Soils: Modeling and Applications. Ann Arbor Press, Chelsea, MI. 1998.
- [4] Simunek J., van Genuchten M.Th. Modeling nonequilibrium flow and transport processes using HYDRUS // Vadose Zone Journal 7. 2008. P. 782 – 797.
- [5] Coats K.H., Smith B.D. Dead-end pore volume and dispersion in porous media // Soc. Pet. Eng. J. 1964. N. 4. P. 73 – 84.
- [6] Van Genuchten M.Th., Wierenga P.J. Mass Transfer Studies in Sorbing Porous media. I. Analytical Solution // Soil Science Society of America Journal. Vol. 40. 1976. N. 4. P. 473 – 480.
- [7] Leij F.L., Bradford S.A. Colloid transport in dual-permeability media // Journal of Contaminant Hydrology. Vol. 150. 2013. P. 65 – 76.
- [8] Leij F.J., Bradford S.A. Combined physical and chemical nonequilibrium transport model: analytical solution, moments, and application to colloids // Journal of Contaminant Hydrology. Vol. 110. 2009. P. 87 – 99.
- [9] Самарский А.А. Теория разностных схем. М.: Наука, 1977. – 656 с.

Самаркандский государственный университет

Дата поступления
15.06.2017

Б.Х. Хужайёров, Т.О. Джианов. Турли хил хусусиятга эга бўлган икки зонали муҳитда модда қўчиши

Мақолада ҳар хил характеристикаларга эга бўлган икки зонали муҳитда модда қўчиши масаласи ҳар бир зонанинг иккита соҳасида қаттиқ коллоид заррачаларнинг қайтариладиган қўқиши ҳолида қаралган. Бир ўлчовли ҳолда масса баланс тенгламаси иккита кинетик тенглама билан биргаликда сонли ечилган. Қўчиши характеристикаларига қайтариладиган қўқинди ҳосил бўлишининг таъсири ўрганилган.

B.Kh. Khuzhayorov, T.O. Djiyanov. Solute transport in two-zone media with different characteristics

In the paper solute transport in a two-zone medium with different transport characteristics is considered with reversible deposition of colloid solids on the solid surface of two domains of each zones. In one dimension case mass balance equation and two kinetic equations are numerically solved. Influence of reversibility of deposition on transport characteristics is established.

ОБЗОР НАУЧНО-ИССЛЕДОВАТЕЛЬСКОЙ ДЕЯТЕЛЬНОСТИ В ОБЛАСТИ СЕЙСМОСТОЙКОГО СТРОИТЕЛЬСТВА В УЗБЕКИСТАНЕ

1. В 1966 г. в Ташкенте произошло сильное землетрясение, которое поставило перед исследователями, учеными и строителями ряд актуальных задач. По изучению последствий этого землетрясения был собран материал о повреждении и разрушении подземных трубопроводов, и главным вопросом стало взаимодействие твердых тел с окружающим грунтом. А.А. Ильюшин предложил рассмотреть подземные сооружения как пространственную рамно-стержневую систему, отвечающую от сложного узла и движущуюся в сопротивляющейся среде – грунте. В результате многократных уникальных консультаций и советов А.А. Ильюшина Т. Рашидов сформулировал сейсמודинамическую теорию сложных систем подземных сооружений. Была обнаружена возможность появления «до- и сверхзвуковых движений» при распространении сейсмической волны вдоль оси подземного трубопровода, аналогично изучению до- и сверхзвуковых движений летательных аппаратов. Эти идеи дали возможность использовать арсенал исследований летательных аппаратов для изучения сейсמודинамических задач о сложных подземных сооружениях, особенно к использованию готовых программных средств расчета (1970 – 1980 гг.) [1, 2]. Экспериментальные исследования этой теории были осуществлены Г.Х. Хожметовым. Причем все установки, в том числе центробежная, и методики проведения экспериментов выполнены при консультациях и с участием А.А. Ильюшина. Результаты этих исследований обобщены и опубликованы в монографии Т. Рашидова [3], ответственным редактором которой был А.А. Ильюшин.

В настоящее время в Узбекистане получают активное развитие проблемы сейсמודинамики сооружений. Решена задача о продольных колебаниях прямолинейного трубопровода с разными граничными и начальными условиями и при разных видах нагружений. Определяются напряженно-деформированные состояния сложной системы подземных трубопроводов при сейсмических нагружениях (для линейных задач) в зависимости от всех параметров: грунтовых условий (k_x), числа Маха (отношения скоростей продольных волн в грунте и трубопроводе), параметров стыковки, характеристик сложного узла (геометрии узла и плотности грунта в узле), глубины заложения, интенсивности сейсмических нагружений и др. Результаты получены на основе использования метода конечных разностей (МКР), сопоставлены и хорошо согласуются с ранее полученными решениями М.Т. Уразбаева, А.А. Ильюшина, Т.Рашидова и др., что подтверждает их достоверность и открывает новые возможности для решения нелинейных задач [4].

Исследовано напряженно-деформированное состояние (НДС) подземного трубопровода при линейном и нелинейном взаимодействии с грунтом. Приведены математическая модель и алгоритмы компьютерной реализации этих задач, пригодных для инженерной практики. Учитываются различные грунтовые условия, глубина заложения, геометрия, закрепление концов и наличие узловых соединений трубопроводов. Определены опасные точки возникновения максимальных нормальных напряжений. Проведено сравнение линейных и нелинейных решений. Установлено, что с увеличением угла падения сейсмической нагрузки значения интенсивности нормальных и касательных напряжений увеличиваются. Отметим, что упруго закрепленный трубопровод относительно других граничных условий имеет меньшие значения интенсивности нормальных и касательных напряжений [4 – 6].

Исследовано НДС сложных систем подземных трубопроводов. Учтены контактные условия в узловых сечениях и совместные продольные и поперечные колебания Г-образного трубопровода при действии сейсмической нагрузки в произвольном направлении. Подземное сооружение рассматривается как совокупность взаимодействующих с грунтом балочно-рамных конструкций и жестких массивных тел. Узловые нагрузки подземных трубопроводов вида рамных конструкций определяются после решения статически определенных или статически неопределенных задач рамной конструкции с учетом податливости узлов присоединения трубопроводов. Задачи каждого подземного трубопровода балочно-рамных конструкций решаются отдельно. При

этом основную роль играют граничные условия. Максимальные абсолютные значения продольного и касательного напряжения возникают в точке пересечения трубопроводов и на заземленном конце трубопровода [7].

В последнее время во всем мире при строительстве подземных трубопроводов используют полимерный материал, так как он не подвергается коррозии и является гибким, что позволяет быть ему более прочным и долговечным во время эксплуатации и при действии динамических нагрузок, типа землетрясений. В связи с этим изучено напряженно-деформированное состояние стержня на моделях Кельвина – Фойгта. Показано влияние диссипативных напряжений на распространение волн в стержнях и вязкоупругих трубопроводах для тел Кельвина – Фойгта и Максвелла. Исследовано влияние дисперсии волн на сейсмостойкость линейных и вязкоупругих трубопроводов. Результаты представлены в виде графиков зависимости фазовой скорости, коэффициента затухания и групповой скорости от частоты, сопровождающихся анализом. Таким образом, получены обобщения исследований М.Р. Дейвиса. Разработана математическая модель решения задач о продольных и поперечных колебаниях прямолинейного подземного трубопровода, расположенного в грунте с переменными коэффициентами взаимодействия для полимерных трубопроводов при произвольном воздействии сейсмических нагрузок. В случае ступенчатого изменения влажности значения перемещений также изменяются относительно быстро. Максимальные значения напряжений получены в местах ступенчатого изменения влажности [4].

Разработанные математические модели, алгоритмы и программы расчета можно рекомендовать проектировщикам и строителям для использования в повседневной жизни и включить в качестве дополнения в нормативный документ.

Анализируя материал о последствиях сильных землетрясений последних лет на подземные трубопроводные системы, мы выявили, что, в основном, они разрушаются при прохождении через активные разломы, территории с обвалами, трещинами и водонасыщенные грунты, которые являются последствиями землетрясений. Обнаружены случаи подъема колодцев и участков трубопровода из-под земли при землетрясениях. Исследования показали, что главной причиной подъема сооружения является полное разжижение окружающей среды. В связи с этим при изучении водонасыщенных грунтов в работе [8] предложено глинистые грунты разделять в зависимости от их влажности. На основе этой классификации разработана двухзвенная и четырехзвенная модели взаимодействия трубопровода с водонасыщенным глинистым грунтом:

$$q_z = -kW_1 - \beta \frac{\partial W_1}{\partial t}; \quad q_z = -m_T K_z W_1 - m_T \Lambda_z \frac{\partial W_1}{\partial t} + m_T B_z \frac{\partial^2 W_1}{\partial x^2} + m_T M_z \frac{\partial^3 W_1}{\partial x^2 \partial t}.$$

В водонасыщенных грунтах главной причиной, обуславливающей характер взаимодействия подземного сооружения и грунта, являются трение и вязкость.

В работе [9] приведена методика решения задачи поперечного колебания подземного трубопровода, уложенного в мелкодисперсном водонасыщенном грунте, где учитывается геометрическая нелинейность деформирования сечений трубы. Среда, окружающая трубопровод, учитывает упругие и вязкие свойства взаимодействия. Для решения задачи используется метод малого параметра, предложенного А.Н. Тихоновым. Расчеты проведены в случаях линейной и геометрически нелинейной постановках, результаты которых сопоставляются. Установлено, что для трубопроводов, расположенных в грунте, учет геометрической нелинейности не вносит каких-либо существенных поправок в результаты решения задачи о динамической устойчивости трубопровода при его быстром продольном нагружении. В случае геометрически нелинейной постановки задачи трубопровод менее деформируется, чем при линейной постановке задачи.

Задача также решается численным методом – составлено выражение для энергии при изгибе и сжатии с учетом геометрической нелинейности деформирования. Формы балки в поперечном направлении представлены через полиномы Эрмита кубической степени. Для прогибов и углов поворотов узлов получена система нелинейных дифференциальных уравнений второго порядка по времени, которая решается методом Рунге – Кутты. Результаты совпадают с результатами, полученными аналитическим методом. Выявлено, что конкретные значения каждого параметра слабо влияют на величину максимальной безразмерной амплитуды, но влияют на величину критического времени и критической силы $P_{кр}$. Если значения внешней силы малы (значительно меньше Эйлеровой силы), колебания трубопровода подавляются демпфированием и трубопровод остается в зоне устойчивости, а при больших усилиях наступает момент, при котором он выходит из зоны

устойчивости. На устойчивость трубопровода также влияют его жесткость, грунтовые условия: чем тверже грунт, тем устойчивее трубопровод.

В сейсמודинамической теории подземных сооружений основное внимание уделяется вопросам выбора модели взаимодействия трубопроводов с различными видами окружающей их грунтовой среды, где формируются и распространяются сейсмические волны. При этом предполагаются известными из опытов зависимости величины сил и моментов от перемещения и угла поворота трубопровода на поверхности контакта трубопровода с грунтом. Такой подход позволяет решить широкий круг задач, связанных 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, причем 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: тело сооружения и грунтовую среду, которая сводится к классическим (неклассическим) задачам теории упругости. Такая постановка задачи позволяет учитывать, наряду с принятой моделью взаимодействия трубопровода со средой, влияние на динамическое поведение сооружения механических свойств грунта, времени обтекания его волной и других параметров, связанных 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 при 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 взаимодействия грунта и трубы, достигают верхнего предела. Эффект взаимодействия более выражен у жестких труб, уложенных в мягкий грунт и подверженных действию сейсмических волн высокой частоты.

В работах [10 – 13] рассмотрены в приближенной постановке осесимметричные стационарные контактные задачи о воздействии продольной волны на бесконечный трубопровод, распространяющейся вдоль его оси. Установлены практически важные закономерности влияния постоянных Ламе грунтовой среды λ, μ , коэффициентов продольного взаимодействия трубопровода с грунтом и вязкого сопротивления k, ν через число $M = c_1/c'_0$, параметры

$p_0 = \sqrt{\mu a / E' [1 - M^2] (a^2 - b^2)}$, $\beta = \sqrt{ka / [\mu + ka \ln(R/a)]}$ на перемещения сечений трубопро-

вода, где $c_1 = \sqrt{(\lambda + 2\mu) / \rho}$, $c'_0 = \sqrt{E' / \rho'}$ – скорости распространения продольных волн в грунте и стержне, соответственно; ρ – плотность грунтовой среды; ρ', E' – плотность и модуль Юнга материала трубопровода; a, b – внутренний и внешний радиусы трубопровода; R – радиус окружающей трубопровод грунтовой среды. Проанализированы кривые напряжений от переменной $Z = c_1 t - z$ (t – время, z – осевая координата), построенные в случае действия волны, за фронтом которой перемещения частиц грунта меняются по закону $u = A \sin \omega_1 (c_1 t - z)$ (A, ω_1 – параметры волны). Для $M > 1$ и зависимости коэффициента продольного сдвига от глубины залегания трубопровода по закону $k = k_0 [\alpha_0 (R/a - 1) + 1]$ (k_0 – коэффициент жесткости грунта при $R = a$, α_0 – коэффициент, характеризующий интенсивность роста жесткости связи с увеличением глубины заложения), характерно периодическое изменение напряжений по переменной Z , происходившее около их среднего значения. Учет коэффициента продольного сдвига приводит к изменению как амплитуды, так и частотного состава в законах колебаний напряжения. В случае $M < 1$ влияние коэффициента продольного сдвига на распределение осевого напряжения вдоль трубопровода впереди и за фронтом волны незначительное. При этом напряжение быстро падает в зоне между фронтами волн, распространяющихся в трубопроводе и грунтовой среде. За фронтом обтекаемой трубопровод волны все кривые изменения напряжения по переменной Z_* имеют строго колебательный характер с одинаковыми периодами. Рост вязкого сопротивления ν через безразмерный параметр $\alpha = \frac{\mu}{\nu c_1} \frac{1}{p_0 a}$ при-

водит к увеличению периода колебаний и снижению амплитуды напряжения в сечениях трубопровода.

Рассмотрен случай воздействия распространяющейся в слое грунта продольной волны, фронт которой параллелен оси трубопровода. Трубопровод принят цилиндрической балкой конечной длины, совершающей только поперечные колебания в плоскости, проходящей через ось трубопровода и перпендикулярной к фронту волны. В расчетах учтено время обтекания волной поверхности трубы, где на нее действует равномерно распределенная по длине трубы поперечная сила, пропорциональная поперечному смещению и скорости сечений трубопровода относительно грунта. При действии волны за ее фронтом перемещение грунта меняется по закону $w_0 = A \sin \omega_1 (c_1 t - z)$. С ростом частоты воздействия волны и глубины заложения трубопровода, что приводит к увеличению времени действия падающей на трубопровод волны, значения моментов увеличиваются. Анализ полученных результатов показывает, что на изменение значений моментов по времени существенное влияние оказывают параметры отраженных от свободной границы слоя волн. Этот эффект увеличивается с ростом глубины заложения трубы. При этом учет времени обтекания волной трубопровода приведет к снижению максимальных значений изгибающих моментов. Наличие в законе взаимодействия вязкой составляющей приводит к росту значений моментов на начальных этапах воздействия волны на трубопровод с ростом времени происходит затухание амплитуд их колебаний.

2. Оценка последствий сильных землетрясений в мире показывает, что размеры социального и материального ущерба могут быть значительно сокращены, если заблаговременно производится оценка сейсмического риска территорий, подготавливаются и реализуются соответствующие планы и мероприятия по его снижению. При этом затраты на исследования и превентивные мероприятия по снижению сейсмического риска и риска других чрезвычайных ситуаций несоизмеримо меньше затрат на ликвидацию их последствий.

Исследования, посвященные проблемам оценки сейсмического риска, активно ведутся во многих странах мира уже не одно десятилетие. Основной их целью стала не просто оценка сейсмической опасности и не просто оценка сейсмической уязвимости зданий и сооружений с целью обеспечения и повышения их сейсмостойкости, а комплексный подход к решению этой проблемы, с разработкой всего спектра вопросов и задач, направленных на разработку стратегии снижения возможного социального и экономического ущерба и последствий возможных землетрясений, а также других (связанных с ними) катастрофических явлений и чрезвычайных ситуаций.

В ИСС АН РУз накоплен достаточный опыт проведения подобных исследований и организована инициативная группа высококвалифицированных специалистов, активно занимающихся разработкой этой проблемы на местах в привязке к местным условиям. Специалисты этой группы участвовали в выполнении Международных проектов по оценке сейсмического риска и разработке планов управления риском для г.Ташкента, и впервые в Узбекистане начали использовать современные GIS-технологии в вопросах оценки и управления риском чрезвычайных ситуаций. Опыт и результаты исследований для г. Ташкента были рекомендованы к изучению, распространению и внедрению в странах Центральноазиатского региона и Кавказа.

В настоящее время исследования, аналогичные проведенным для г.Ташкента, завершены в рамках прикладного проекта «Разработка научно-практических основ обеспечения сейсмической безопасности городов Узбекистана (Самарканд, Наманган, Хива) и рекомендаций по снижению ущерба при возможных землетрясениях». В рамках отмеченного проекта проведены детальные исследования с разработкой всего комплекса вопросов, касающихся оценки сейсмического риска, оценкой размеров потенциальных ущербов и разработкой планов снижения риска, направленных на максимально возможное снижение социальных и материальных потерь в случае землетрясений для Самарканда, Намангана и Хивы. Проведены также оценки технического состояния и степени сейсмической повреждаемости объектов частной жилой застройки на территориях Ферганской долины, Наманганской и Андижанской областей и разработан комплекс рекомендаций по обеспечению их сейсмостойкости, безопасной эксплуатации и соответствующей подготовки населения.

Исследования ориентированы на специалистов, выполняющих работу и практические разработки по различным аспектам проблемы обеспечения сейсмической безопасности, оценки и управления сейсмическим риском, сотрудников подразделений МЧС, органов Государственного управления и планирования, силовых структур, специалистов АПУ, инспекций ГАСН, коммунальных служб, систем жизнеобеспечения, страховых компаний, органов местного самоуправления и других релевантных организаций, в чьи задачи входят разработка и осуществление планов управления риском, разработка превентивных мероприятий, связанных с ликвидацией последствий и уменьшением потерь при возможных землетрясениях и других чрезвычайных ситуациях природного и техногенного характера.

Практическая реализация отмеченных задач будет способствовать рациональному и адресному распределению имеющихся ресурсов и обеспечению устойчивого социально-экономического развития Центральноазиатского региона как на ближайшую перспективу, так и в стратегическом плане.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ильяшин А.А., Рашидов Т.Р. Упрощение уравнения сейсмодинамики сложных систем подземных сооружений // Изв. АН УзССР. Серия техн.наук. 1970. № 2.
- [2] Ильяшин А.А., Рашидов Т.Р. О действии сейсмической волны на подземный трубопровод // Изв. АН УзССР. Серия техн.наук, 1971, № 1.
- [3] Рашидов Т.Р. Динамическая теория сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. – 179 с.
- [4] Отчет Ф4-ФА-Ф047 «Сейсмодинамика подземных трубопроводных систем сложной конфигурации, расположенных в грунтах с нарушенной структурой», учитывающих липкость, влажность и структурную неоднородность грунта (при сейсмических нагружениях)». Ташкент: ИМиСС. – 69 с.
- [5] Bekmirzaev D. Design of Underground Pipelines under Arbitrary Seismic Loading // Open Journal of Applied Sciences. Vol 5. USA. Scientific Research Publishing Inc. 2015. P. 226 – 232.
- [6] Rashidov T.R., Bekmirzaev D.A. Seismodynamics of pipelines interacting with the soil // Soil mechanics and foundation engineering. Vol. 52. New York. 2015. № 3. P. 149 – 153.
- [7] Рашидов Т.Р., Бекмирзаев Д.А. Сейсмодинамические задачи подземных трубопроводов сложной конфигурации // Журнал «Сейсмостойкое строительство. Безопасность сооружений», Россия. 2015. № 3. С. 33 – 37.
- [8] Отчет ФА-Ф8-Ф086 «Исследование проблем взаимодействия в системе «твердое деформируемое тело – грунт», учитывающих липкость, влажность и структурную неоднородность грунта (при сейсмических нагружениях)». Ташкент: ИМиСС. – 69 с.
- [9] Ан Е.В., Рашидов Т.Р. Сейсмодинамика подземных трубопроводов, взаимодействующих с водонасыщенным мелкодисперсным грунтом // Механика твердого тела. 2015. № 3. С. 89 – 104.
- [10] Исраилов М.Ш. Сейсмодинамика подземного трубопровода // Проблемы механики. Ташкент. 2012. № 3. С. 18 – 24.
- [11] Рашидов Т.Р., Исраилов М.Ш., Мардонов Б. Исследование установившихся волновых процессов в системе «грунт – трубопровод» при различных законах взаимодействия трубопровода с грунтом // Проблемы механики. Ташкент. 2013. № 3 – 4. С. 36 – 40.
- [12] Рашидов Т.Р., Исраилов М.Ш., Мардонов Б. Воздействие плоских волн на трубопровод, уложенный в слой упругой среды // Проблемы механики. Ташкент. 2014. № 2. С. 27 – 32.
- [13] Рашидов Т.Р., Исраилов М.Ш., Мардонов Б. Сейсмические колебания грунта и трубопровода при неидеальном контакте; влияние проскальзывания на динамическое напряжение // Проблемы механики. Ташкент. 2014. № 3 – 4. С. 26–31.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
20.06.2017

Т. Рашидов. Ўзбекистонда зилзилабардош қурилиш соҳасидаги илмий тадқиқотлар таҳлили
Республикамізда ер усти ва ер ости иншоотларининг зилзилабардошлиги бўйича олиб борилаётган илмий тадқиқотларнинг қисқача таҳлили келтирилган.

T. Rashidov. Review of research activities in the field of earthquake-resistant construction in Uzbekistan
A short review on the scientific research of ground and underground structures conducted in our republic is given.

НЕЛИНЕЙНЫЕ ВОЛНОВЫЕ ПРОЦЕССЫ ВО ВЗАИМОДЕЙСТВУЮЩИХ С ГРУНТОМ ТРУБОПРОВОДАХ

Многие задачи механики, математически формулируемые при помощи линейных дифференциальных уравнений, строго говоря, нелинейные. Линеаризация задач механики производится исключительно для того, чтобы избежать математических трудностей, связанных с решением нелинейных дифференциальных уравнений, и воспользоваться для наглядной интерпретации результатов теории линейных уравнений.

Широкое применение механики стержневых систем в различных областях строительства привело к необходимости повышения точности анализа результатов исследуемых процессов, а также к описанию эффектов, которые не могли учитываться линейными теориями, несмотря на то, что некоторые из них уже стали играть важную роль при решении многих практических задач. В последние годы стали заниматься математически несравненно более трудными, но зато и более привлекательными нелинеаризованными задачами, и поэтому в настоящее время накопилось большое число отдельных исследований. При использовании основы теории упругости в механике стержневых систем реализуется два процесса линеаризации. Первый из них, касающийся геометрии деформированного стержня, основан на предположении, что безразмерные величины, определяющие деформацию, весьма малы. Поэтому можно достаточно точно описать деформированное состояние, отбросив высшие степени деформации как малые величины по сравнению с первыми степенями, и такая линеаризация называется геометрической. Второй процесс линеаризации относится к физическим свойствам материала и показателям контактной силы взаимодействия стержня с внешней средой. Этот процесс основан на предположении, что напряжения и деформации связаны с линейной зависимостью (закон Гука), а сила взаимодействия стержня с внешней средой подчиняется линейному закону (физическая линеаризация). В связи с этим имеют место различные возможности построения нелинейной теории.

Во-первых, можно отказаться от геометрической линеаризации, но сохранить физическую, следовательно, предположить, что закон Гука и линейная связь между контактной силой и перемещением сечений стержня (закон Винклера) справедлив для больших значений деформаций и относительного смещения. Во-вторых, можно исходить из предположения о том, что при деформациях, допускающих без опасения геометрическую линеаризацию, имеет место заметное отклонение от закона Гука. Это предположение, подтверждаемое действительным поведением многих материалов, а также зависимостями между контактной силой и перемещениями сечений стержня, заставляет уже при малых деформациях и перемещениях в законах Гука и зависимости контактной силы от перемещения ввести дополнительные члены, нелинейные относительно деформаций и перемещения.

В статье используется модель геометрической нелинейной теории деформации стержня, а также нелинейная зависимость контактной силы на поверхности стержня от перемещений его сечений. Такая модель для линейной деформации стержня и линейной зависимости между контактной силой и перемещением сечений трубы использована при решении задач сейсмодинамики подземных сооружений [1 – 3].

Анализ результатов опытных данных по определению контактной силы взаимодействия [2] указывает на более сложную зависимость этой силы от перемещения сечения трубы относительно грунта. Рассмотрим задачу о действии на вставленный в грунтовой среде бесконечный стержень (трубопровод) стационарной волны, движущейся вдоль его оси. Обозначим через $w(r, Z)$ и $U(Z)$ продольные перемещения частиц грунтовой среды и сечения трубопровода, в цилиндрической системе координат (r, z) $Z = c_1 t - z$, $c_1 = \sqrt{(\lambda + 2\mu)/\rho}$ – скорость распространения продольных волн в грунтовой среде, λ, μ – коэффициенты Ламе, ρ – плотность грунта. На поверхности контакта стержня с грунтовой средой действует сила взаимодействия, интенсивность которой зависит от разности перемещений частиц грунта и сечения трубопровода по закону [3]

$$F = \frac{2a\tau}{a^2 - b^2}, \quad (1)$$

где a и b – внутренний и внешний радиусы трубопровода; τ – интенсивность касательной силы на поверхности трубопровода, определяемая зависимостью

$$\tau = f[w_1(Z) - U(Z)], \quad (2)$$

где $f(u)$ – экспериментальная функция, характеризующая закон взаимодействия трубопровода с грунтом; $w_1 = w_1(Z) = w(a, Z)$ – перемещение частиц грунта на поверхности трубопровода; $w(r, Z)$ определяется по формуле [3]

$$w = w_1(Z) + \frac{w_0(Z) - w_1(Z)}{\ln(R/a)} \ln(r/a). \quad (3)$$

Здесь $w_0(Z)$ – перемещение частиц грунта за фронтом сейсмической волны; R – глубина заложения трубопровода в грунтовой среде.

Учитывая зависимости $\tau = \mu \frac{dw}{dr}$, установим связь между перемещениями $w_1(Z)$, $w_0(Z)$ и $U(Z)$

$$w_1(Z) = w_0(Z) - \frac{a \ln(R/a)}{\mu} f[w_1(Z) - U(Z)]. \quad (4)$$

Для определения перемещения сечений трубопровода (стержня) используем физическую нелинейность в зависимости между продольным напряжением и деформацией [4]

$$\sigma = E' \frac{dU}{dz} \left[1 + a_3 \left(\frac{dU}{dz} \right)^2 \right]. \quad (5)$$

Уравнение движения сечения трубы в координате $Z = c_1 t - z$ с учетом (2) записываем в виде

$$\frac{d^2 U}{dZ^2} \left[M^2 - 1 - 3a_3 \left(\frac{dU}{dZ} \right)^2 \right] = \frac{2af[w_1(Z) - U(Z)]}{(a^2 - b^2)E'}, \quad (6)$$

где a_3 – параметр нелинейности; E' – модуль Юнга материала трубы; $M = c_1/c'$, c' – скорость распространения продольной волны в стержне. Дифференцируя (4) по переменной Z , получаем

$$\frac{dw_1}{dZ} = w'_0(Z) - \frac{a \ln(R/a)}{\mu} f'[w_1(Z) - U(Z)] \frac{dU}{dZ}. \quad (7)$$

Равенства (6) и (7) составляют систему уравнения для определения перемещений $U(Z)$ и $w_1(Z)$.

Рассмотрим частные случаи.

1. Стержень геометрически линейный и закон взаимодействия между трубой и грунтом линейный

$$a_3 = 0, \quad \tau = f = k[w_1(Z) - U(Z)].$$

Тогда из (4) находим $w_1(Z)$

$$w_1 = \frac{\mu[w_0(Z) - U(Z)]}{\mu + ak \ln(R/a)}.$$

Уравнение (6) приводится к виду, который получен в [2]:

$$\frac{d^2 U}{dz^2} \pm p^2 U = \pm p^2 w_0(Z), \quad (8)$$

$p = p_0 \beta$, $p_0 = \sqrt{\frac{2\mu}{E'[1-M^2](a^2-b^2)\ln(R/a)}}$, $\beta = \sqrt{\frac{ka \ln(R/a)}{\mu + ka \ln(R/a)}}$, верхние знаки берутся в случае $M > 1$, нижние – в случае $M < 1$.

2. Стержень геометрически нелинейный и закон взаимодействия линейный. В этом случае относительно $U(Z)$ получаем нелинейное уравнение

$$\frac{d^2 U}{dZ^2} = \pm p^2 \frac{(w_0 - U)(M^2 - 1)}{M^2 - 1 - a_3 \left(\frac{dU}{dZ} \right)^2}. \quad (9)$$

3. Стержень геометрически нелинейный, закон взаимодействия квадратичный:

$$\tau = k(w_1 - U) + k_1(w_1 - U)^2 / a.$$

Здесь k и k_1 – опытные данные.

В этом случае $a_3 \neq 0$, функция $w_1(Z)$ удовлетворяет квадратному уравнению

$$(w_1 - U)^2 k_1 \ln(R/a) + (w_1 - U)[\mu + ka \ln(R/a)] - \mu(w_0 - U) = 0.$$

Решая последнее уравнение относительно w_1 , получаем

$$w_1 = U + \frac{\sqrt{[\mu + ka \ln(R/a)]^2 + 4\mu k_1(w_0 - U) \ln(R/a) - \mu - ka \ln(R/a)}}{2k_1 \ln(R/a)}.$$

Выражение касательного усилия имеет вид

$$\tau = f[w_1(Z) - U(Z)] = \frac{ak^2}{2\beta^2 k_1} [\sqrt{1 + 4\mu k_1 \beta^4 (w_0 - U) / a^2 k^2 \ln(R/a)} - 1]. \quad (10)$$

При малых значениях отношения $\varepsilon = k_1/k$ имеем разложение

$$\tau = \mu \gamma_1 (w_0 - U) [1 - \varepsilon \gamma_2 (w_0 - U)],$$

$$\text{где } \gamma_1 = \frac{\beta^2}{a \ln(R/a)}, \quad \gamma_2 = \frac{\mu \beta^4}{a^2 k \ln(R/a)}$$

при $\varepsilon \rightarrow 0$ ($k_1 \rightarrow 0$), получаем [3]

$$\tau = \frac{\mu k (w_0 - U)}{\mu + ka \ln(R/a)}.$$

Поставляя выражение τ в равенство (6), получаем нелинейное дифференциальное уравнение для определения $U(Z)$

$$\frac{d^2 U}{dZ^2} = \frac{2a}{[M^2 - 1 - 3a_3 \left(\frac{dU}{dZ} \right)^2] (a^2 - b^2) E'} \gamma_1 [\sqrt{1 + \gamma_2 \varepsilon (w_0 - U)} - 1] / \varepsilon. \quad (11)$$

Вид начальных условий для нахождения решения уравнения относительно $U(Z)$ зависит от числа M . Если $M > 1$, то начальные данные определяются из условий покоя сечения стержня на фронте волны, т.е. принимаются условия

$$U = 0, \quad \frac{dU}{dz} = 0 \quad \text{при } Z = 0.$$

При $M < 1$ движение сечения трубопровода происходит по всей его длине. В связи с этим область движения разделяем на два участка: $-\infty < Z < 0$ и $0 < Z < \infty$, где решения уравнения обозначим соответственно через $U_1(Z)$ и $U_2(Z)$, которые удовлетворяют условиям: $U_1(Z)$ ограничено

при $Z \rightarrow -\infty$, $U_2(Z)$ ограничено при $Z \rightarrow \infty$, а также условиям непрерывности функции $U_1(Z)$ и $U_2(Z)$, и их производных на фронте бегущей волны $Z=0$, т.е. $U_1 = U_2$, $U'_1 = U'_2$ при $Z = 0$.

Рассмотрим случай $a_3=0$. В этом случае имеем

$$U'' = 2a\gamma_1[\sqrt{1+\gamma_2(w_0-U)}-1]/[(a^2-b^2)(M^2-1)E'].$$

При малых значениях ε имеем

$$U'' \pm p^2(U-w_0)[1+\gamma_2\varepsilon(U-w_0)] = 0. \quad (12)$$

Можно показать, что уравнение (12) для разности $U-w_0$ приводится к параметрическому.

На рис. 1 представлены кривые зависимости осевого напряжения для $M=2$, $a=0.1$ м, $b=0.095$ м, $R=1$, $\gamma_1 = \frac{k a}{E'} = 0.05$, $\gamma_2 = \frac{k a}{\mu} = 0.5$, $k_0 = \frac{k_1}{k}$ и различных значений параметра нелинейности a_3 при изменении перемещения частиц грунта за фронтом волны по закону $w_0 = A_0 \sin \omega Z$, где в расчетах принято $A_0=0.05$ м, $\omega=1/15$ м.

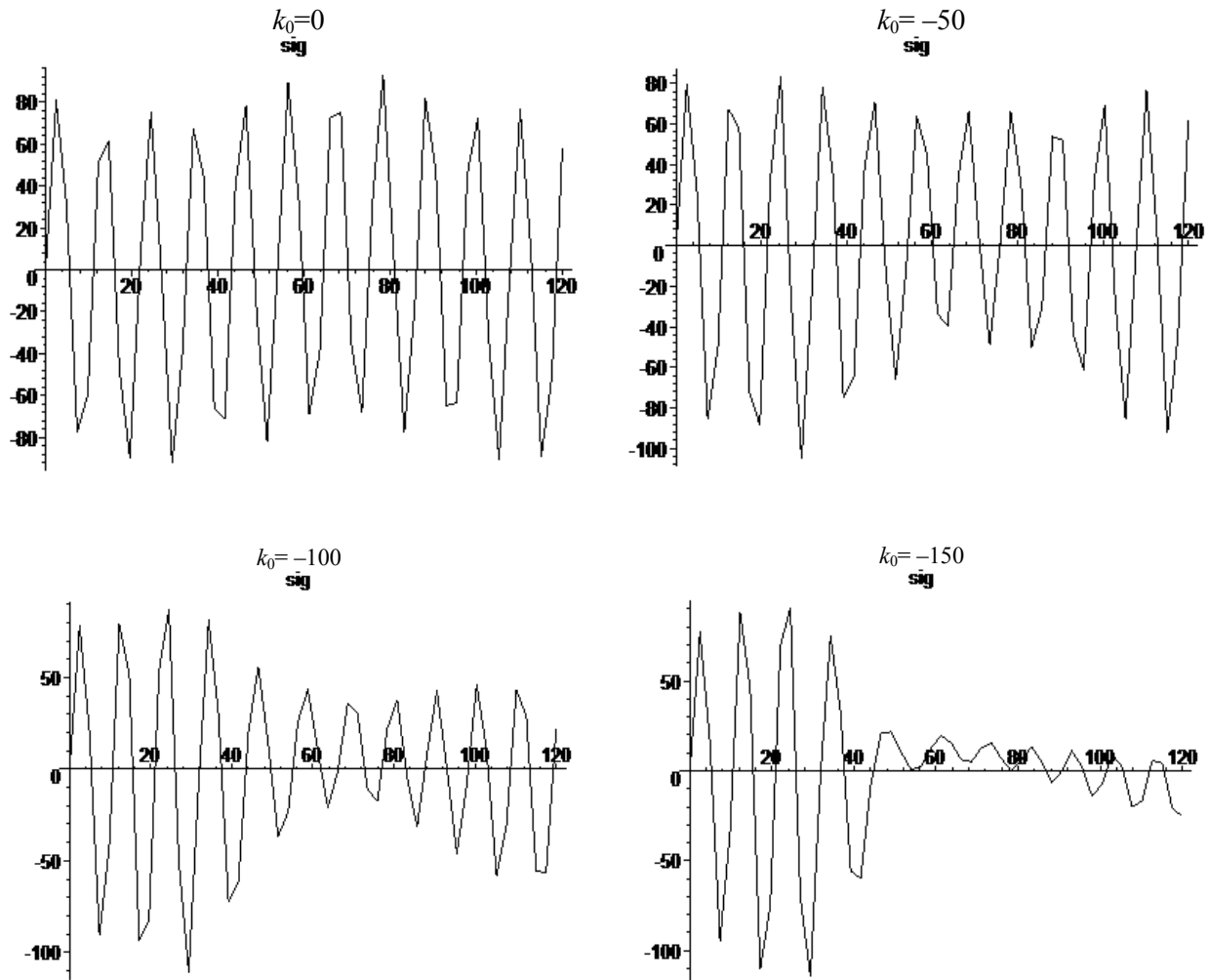


Рис. 1. Зависимости осевого напряжения σ (МПа) от переменной Z для $a_3=0$ и различных значений отношений $k_0=k_1/k$

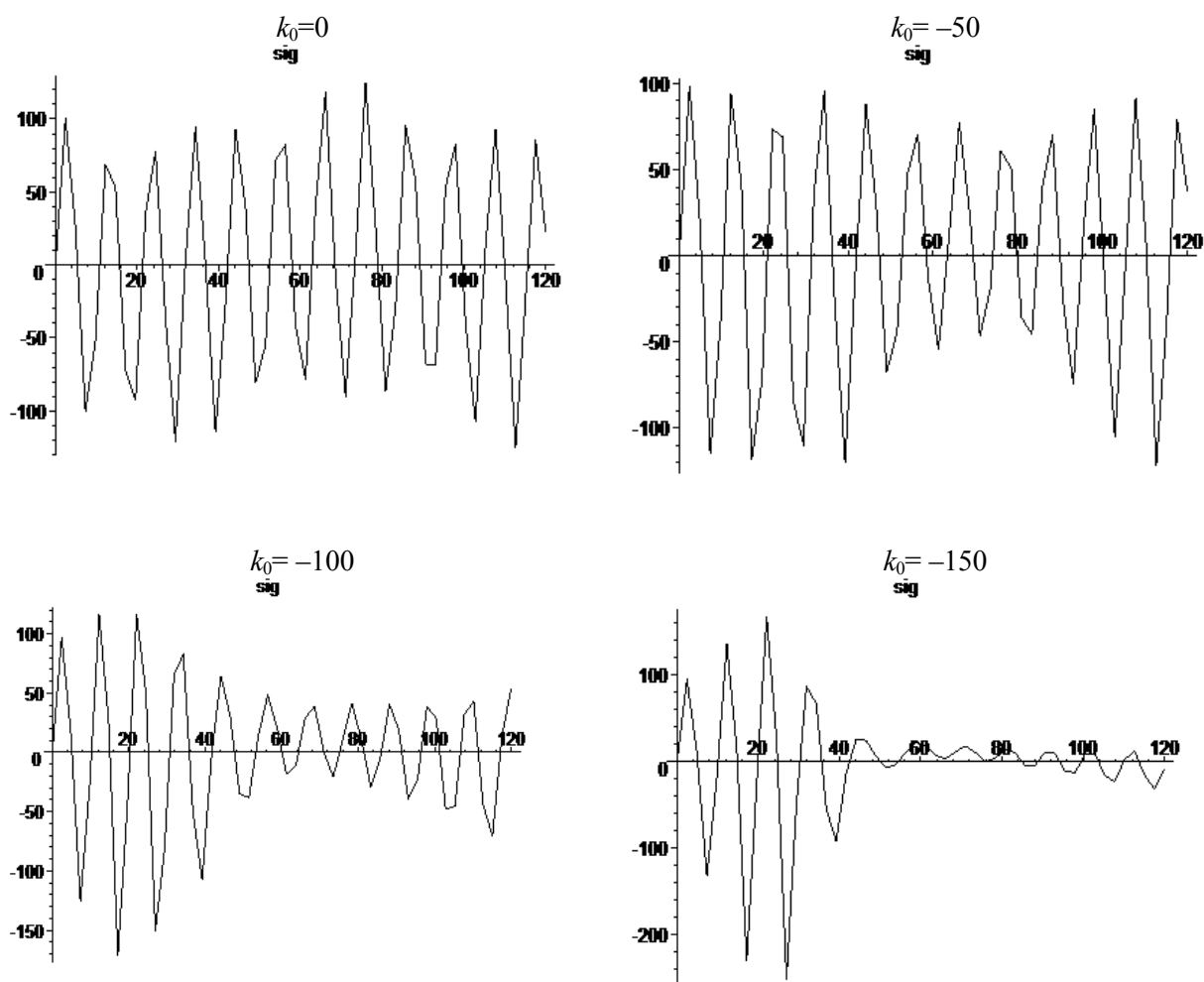


Рис. 2. Зависимости осевого напряжения σ (МПа) от переменной Z для $a_3=10^6$ и различных значений отношений $k_0=k_1/k$

Анализ кривых, представленных на рис. 1, 2, показывает, что с ростом параметра нелинейности k_0 происходит перераспределение осевого напряжения, причем наблюдается возможность появления параметрического возбуждения по переменной Z , где значения напряжения могут быть достаточно высокими. Как показано в [4], параметр нелинейности a_3 для металлов – порядок $10^6 - 10^7$ и поэтому влияние этого параметра на напряженное состояние трубопровода происходит при $a_3 > 10^6$. Рост значения этого параметра существенно не влияет на характер колебаний сечений трубопровода и приводит к увеличению напряжения вблизи фронта сейсмической волны. Одновременный рост параметров нелинейностей k_0 и a_3 увеличивает вероятность возникновения параметрического возбуждения в сечениях трубопровода с растущими напряжениями

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ильюшин А. А., Рашидов Т. Р. О действии сейсмической волны на подземный трубопровод // Изв. АН УзССР. Сер. техн. наук. 1971. № 1. С. 37 – 42.
- [2] Рашидов Т. Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973.
- [3] Исраилов М. Ш., Мардонов Б., Рашидов Т. Р. Сейсродинамика подземных трубопроводов при неидеальном контакте с грунтом: влияние проскальзывания на динамические напряжения // ПИМТФ. 2016. Т. 57. № 6, С. 180 – 189
- [4] Каудерер Г. Нелинейная механика М.: Изд. ИЛ. 1961. – 778 с.

Б. Мардонов, А.А. Рахманов, Н.Б. Джуроева. Грунт билан ўзаротаъсирдаги қувурларнинг ночизиқли тўлқин жараёнлари

Эластик стержень модели асосида қувурда тўлқин тарқалиш жараени масаласи ўрганилган. Масалада стерженнинг геометрик ночизиқлик деформацияси, ҳамда стержень сирти билан унинг кесимларининг кўчиши орасидаги контакт кучи орасидаги боғланишда ночизиқлик қонунияти эътиборга олинган. Бундай қонуният стержен ўқи бўйлаб параметрик тебранишлар ва юқори қийматли кучланишлар ҳосил қилиши мумкинлиги кузатишган.

B. Mardonov, A.A. Rahmanov, N.B. Djuraeva. Nonlinear wave processes in the interaction pipelines with the ground

Wave processes in a pipeline modeled by an elastic rod are considered. The geometric nonlinearity of the deformation of its material is taken into account, as well as the nonlinear dependence of the contact force on the rod surface on its displacements. It is established that the presence of a nonlinearity in the dependence of the frictional force leads to a redistribution of the axial stress, and it is possible that a parametric excitation along the axis of the rod can occur, where the stress values can be quite high.

УДК 517.9+518

И. МИРЗАЕВ

МАТЕМАТИЧЕСКИЕ МОДЕЛИ И МЕТОДЫ РАСЧЕТА ЗДАНИЙ И СООРУЖЕНИЙ НА СЕЙСМОСТОЙКОСТЬ

Важным этапом при расчете зданий и сооружений является построение математической модели объекта. Если она будет не адекватной, тогда полученное решение приведет к неправильному описанию процессов, происходящих при землетрясениях.

Перед выбором расчетной модели здания или сооружения необходимо проанализировать основные факторы, существенно влияющие на поведение объекта. Перечислим такие факторы при расчете зданий и сооружений на сейсмостойкость, а также способ построения математической модели и численный метод ее решения.

Воздействие – сейсмические волны. От дальних землетрясений приходят сейсмические волны в виде поверхностных волн Релея, имеющих сложный характер движения частиц грунта. Энергия от землетрясения с расстоянием затухает, и, следовательно, дальние землетрясения не опасны для объектов. Когда эпицентр землетрясения находится близко или объект находится непосредственно в эпицентре, тогда высвобождаемая энергия при сдвиге тектонических плит не успевает сильно затухать. На объект будут действовать продольные и сдвиговые волны, волны Релея и Лява. В практических расчетах зданий и сооружений на сейсмостойкость часто используют заданное расчетное ускорение землетрясения [1,2], реальные записи акселерограмм землетрясений [3] и искусственно построенные акселерограммы [4]. Необходимо обратить внимание на спектр частот и амплитуды ускорений при этих частотах, так как сопоставление их значений и размеров рассчитываемого объекта определяет выбор математической модели.

Конструкция сооружения. Здания и сооружения состоят из множества элементов, которые можно представить в виде балок, пластин, узловых связей, сосредоточенных масс и т.д. Соответственно математическая модель такой конструкции является очень сложной и требует колоссальных ресурсов для построения ее решения. Существуют различные способы построения упрощенных моделей. Это метод суперэлементов [5 – 8], метод конечных полос [6], метод редуцированных элементов [9], метод пространственных конечных элементов [10] и метод модульных элементов [11]. Основной идеей в этих методах является разбиение конструкции на суперэлементы, а сами суперэлементы – на конечные элементы. Тогда процесс нахождения решения задачи производится в два этапа. На первом этапе определяются перемещения узлов суперэлементов, а на втором этапе – перемещения узлов внутренних конечных элементов каждого суперэлемента. Эту же идею можно использовать при определении жесткости выделенного блока (этажа) сооружения. Сооружение можно представить в виде балки или пластины, работающей на изгиб, растяжение-сжатие, сдвиг и кручение. Жесткостные характеристики (с учетом вязкости и пластичности материалов) такой балки можно определить на натурном эксперименте для выделенного блока или проведением для него численного эксперимента на чистый изгиб, растяжение, сдвиг и кручение с помощью специально разработанного программного обеспечения. Следует отметить, что уже при

четырёхбалльном землетрясении материал элементов конструкции переходит в пластическое состояние.

Сейсмоизоляция (сейсмозащита). Сейсмоизолирующие устройства могут быть элементами самой конструкции или внешними по отношению к конструкции. Основной задачей сейсмоизолирующих устройств является снижение уровня энергии действующей сейсмической волны, передаваемой к элементам конструкции. Специалистами предложены различные способы сейсмоизоляции сооружений. Исполон веков в Средней Азии при строительстве зданий использовали следующее: синч (деревянный каркас), который обеспечивает сухое трение с заполнителем из кирпича-сырца и допускает большие перемещения узлов без разрушения здания в целом; прослойку камыша между фундаментом и зданием, которая уменьшает сейсмическую нагрузку за счет сухого трения и придает материалам стен сооружения повышенную вязкость. Исследования по сейсмоизоляции интенсивно ведутся в Японии, США, Новой Зеландии, Италии, России, Казахстане и других странах. Обеспечить максимальную надежность зданий и сооружений, причем не только особо ответственных, но и жилых зданий можно только с использованием специальных решений сейсмозащиты [12]. Анализ систем сейсмоизоляции с выявлением их принципиальных особенностей приведен в [12]. Математические модели сейсмоизолирующих элементов зависят от конструкции этого устройства. Здесь могут быть использованы элементы модели типа сухого трения, упруговязкого элемента, упруговязкопластического элемента и т.д.

Выбор метода решения задачи. В строительных нормах и правилах для строительства в сейсмических районах при использовании сейсмоизолирующих устройств рекомендовано проведение расчетов с использованием записей акселерограмм землетрясений. Колебания от сейсмического воздействия в конструкциях сооружений сильно затухают, поэтому частоты и формы собственных колебаний в таких случаях определить известными методами затруднительно [13], а выбрасывание из уравнения движения члена, отвечающего за затухание колебания, не применимо. Исходя из этого и вышеизложенного, в качестве метода дискретизации задачи целесообразно использовать метод конечных элементов и его модификации в виде суперэлементов. Воздействие задается в виде ряда записей акселерограмм по трем направлениям с корректировкой амплитуды на различную балльность. Решение нелинейной динамической задачи можно осуществлять методом Ньюмарка с использованием процедуры поточечной коллокации и проведения итерации на каждом шаге по времени [13].

Разработка программного обеспечения и автоматизация процессов расчета различных конструкций зданий и сооружений на сейсмостойкость. Существуют ряд программных средств с развитым сервисом для проведения различных расчетов конструкций, такие как ASKA, NASTRAN, PASSAGE, SESAM, LIRA, SCAD и т.д. При проведении научных исследований обычно готовые программные средства не позволяют полностью осуществлять задуманные вычисления, поэтому часто группы научных работников разрабатывают свои программные средства. В Узбекистане в конце 1980-х [14, 15] и начале 1990-х [16 – 18] годов было разработано программное средство ШАРК (Шаговые Алгоритмы Расчета Конструкций), которое позволяет задавать структуру конструкции с использованием балочных, пластинчатых, узловых и пружинных элементов, элементов с сухим трением. Учитывались включение и выключение элементов в динамическом процессе. Необходимость проведения расчетов на сейсмостойкость уникальных сооружений, а также сооружений с сейсмоизолирующими устройствами с использованием записей акселерограмм требует модификации программного средства ШАРК, отвечающего современным потребностям исследователей и проектировщиков в области строительства в сейсмических районах.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] КМК 2.01.03-95. Строительство в сейсмических районах. Госкомархитектстрой РУз. Ташкент, 1996.
- [2] СП 14.13330.2011. Строительство в сейсмических районах. Актуализированная редакция СНиП II-7-81*.
- [3] Chopra A. K. Dynamics of Structures: Theory and Applications to Earthquake Engineering, 4th Edition, Prentice Hall, Englewood Cliffs, New Jersey, 2012. – 994 p.
- [4] Смирнов В. И. Обеспечение комплексной сейсмостойкости сооружений в России // Эксперимент, теория, практика. М.: ЦНИИСК им. В.А. Кучеренко, 2015.
- [5] Пржемыцкий Е. С. Матричный метод исследования конструкции на основе подструктур // Ракетная техника и космонавтика. 1963. №1. С. 12 – 23.

- [6] Мейснер К. Алгоритм многосвязного объединения для метода жесткостей структурного анализа // Ракетная техника и космонавтика. 1968. № 11. С. 123 – 135.
- [7] Найфе А.Х., Хефзи М.С. Континуальное моделирование механических и тепловых свойств больших структурных конструкций // Ракетная техника и космонавтика. 1981. № 8. С. 109 – 118.
- [8] Образцов И.П., Вольмир А.С., Терских В.Н. Метод суперэлементов в динамике сложных конструкций // ДАН СССР. 1980. Т. 255. № 1. С. 59 – 61.
- [9] Вороненок Е.Я., Палий О.М., Сочинский С.В. Метод редуцированных элементов для расчета конструкций. Л.: Судостроение, 1990.
- [10] Немчинов М.И., Фролов А.В. Расчет зданий и сооружений методом пространственных конечных элементов // Строительная механика и расчет сооружений, 1981. №5. С. 29 – 33.
- [11] Постнов В.А., Тарануха К.А. Метод модуль-элементов в расчетах судовых конструкций. Л.: Судостроение, 1990. – 320 с.
- [12] Шишков Ю.А. Сейсмоизоляция фундаментов с учетом основных причин и характера разрушений зданий при землетрясениях // Проектирование и строительство в Сибири. 2003. № 2.
- [13] Зенкевич О., Морган А. Конечные элементы и аппроксимация. М.: Мир, 1986. – 318 с.
- [14] Мирзаев И., Юлдашев Л.У., Гайназаров С.М. Комплексный расчет пространственных составных конструкций методом конечных элементов. Ташкент: ТашГУ, 1989. – 16 с.
- [15] Мирзаев И., Юлдашев Л.У., Гайназаров С.М. Пакет программ расчета сооружений на сейсмические воздействия // Механика сплошной среды. Тезисы докладов Республиканской конференции, посвященной памяти академика АН УзССР Х.А. Рахматулина. Ташкент: Фан, 1989. С. 79.
- [16] Арипов К.М. Программное обеспечение численного моделирования динамических процессов в наземных сооружениях. Ташкент: ТашГУ, 1992. – 26 с.
- [17] Арипов К.М., Мирзаев И. Пакет программ на ПЭВМ для исследования статике и динамики пространственных составных конструкций // Тезисы докл. Межд. научной конференции “Механика и ее применение”. Ташкент, 1993. С. 109 – 110.
- [18] Арипов К.М., Мирзаев И. Идеи метода суперэлементов при решении задач колебаний с локальной нелинейностью // Сборник трудов Международной конференции, посвященной 600-летию со дня рождения Мирзо Улугбека. Ташкент, 1994. С. 123 – 134.

ООО «TechnologicASBT»

Дата поступления
22.06.2017

И. Мирзаев. Бино ва иншоотларни зилзилабардошликка ҳисоблаш усуллари ва математик моделлари

Бино ва иншоотларни реал акселерограмма ёзувлари кўринишидаги зилзила таъсирига ҳисоблашда математик моделларни қўриш бўйича фикр мулоҳазалар келтирилган. Зилзилада конструкциянинг ҳолатига муҳим таъсир кўрсатувчи асосий факторлар санаб ўтилган. Бино ва иншоотларнинг ҳисоблаш моделини танлашдан олдин уларни диққат билан таҳлил қилиш керак.

I. Mirzaev. Mathematical models and calculating methods of buildings and structures on seismic resistance

A discussion of the construction of mathematical models of buildings and structures for their calculating under the earthquakes effects in the form of records of real accelerograms is given. The main factors affecting the behavior of structures during an earthquake are listed. Before choosing a design model of a building or structure, you must carefully analyze them.

УДК 621

К.Д. САЛЯМОВА, М.А. АХМЕДОВ, Д.Ф. РУМИ

**ПОСЛЕДСТВИЯ ЗЕМЛЕТРЯСЕНИЙ НА ГИДРОТЕХНИЧЕСКИЕ СООРУЖЕНИЯ
И ПРОБЛЕМНЫЕ ВОПРОСЫ АНТИСЕЙСМИЧЕСКОГО РАСЧЕТА
ПРИ ИХ ПРОЕКТИРОВАНИИ В УЗБЕКИСТАНЕ**

Многие системы энергетики и коммунальной инфраструктуры, в том числе и ирригационные сооружения, связаны со строительством, эксплуатацией различного типа подпорных гидротехнических сооружений (водохранилища, плотины, дамбы и т.п.), которые в свою очередь являются важнейшими объектами экономики любого государства. Чтобы не ограничить развитие многих естественных ресурсов, эти объекты строятся и в сейсмически опасных районах.

Землетрясения представляют наибольшую опасность для плотин и других гидротехнических сооружений. При возможных землетрясениях повышается риск повреждения или разрушения водохозяйственных объектов. Недоучет этого фактора может привести к повреждению или разрушению гидротехнических объектов с чрезвычайно тяжелыми последствиями. Но водохранилища с плотинами, дамбами, перемычками, туннелями, ГЭС, берегозащитными и ограждающими соору-

жениями и др. необходимы, так как водные ресурсы многих стран весьма ограничены и в этом плане они эффективны для ирригации, для производства электроэнергии и других целей. Статистика свидетельствует [1 – 3], что вызванные повреждения подпорных сооружений в связи с сейсмическим фактором насчитывают десятки, а с учётом земляных дамб – сотни случаев, включая высокие плотины различных конструкций.

Только за последние 40 – 50 лет серьезные повреждения вследствие землетрясений имели десятки крупных плотин мира. Наглядный пример тому – последствия Сычуаньского землетрясения в Китае в 2008 г., которое произошло 12 мая с магнитудой $M=8$ по шкале Рихтера и интенсивностью $J_0=11$ баллов по шкале MSK-64. На рис. 1 приведены повреждения плотины «Зипингпу» в Сычуане [1 – 3].

Каменно-набросная плотина «Зипингпу» с железобетонным экраном высотой 156 м находилась в 17 км от эпицентра и была рассчитана на 8 баллов. При воздействии землетрясения плотина дала осадку 70 см и сместилась в нижний бьеф на 18 см, были отмечены повреждения экрана и парапета на гребне. Каменно-набросная с суглинистым ядром плотина «Бику» высотой 102 м, рассчитанная на землетрясение в 7.5 баллов, перенесла это землетрясение только с максимальной осадкой 24 см и смещением на 30 см.

У рассчитанной на семь баллов арочно-бетонной плотины «Шэйпай» высотой 132 м пострадало здание ГЭС (рис. 2) [2]. Вследствие этого из-за возникновения оползней появились опасные вторичные последствия – запруды, их прорыв и затопление расположенной ниже местности.



Рис. 1. Вид плотины «Зипингпу» после землетрясения [2, 3]

Из крупных плотин ни одна не разрушилась, хотя они находились всего на расстоянии 12 – 17 км от эпицентра землетрясения. Они сохранились благодаря высокому качеству проектирования, правильной эксплуатации и своевременному принятию необходимых мер в критической ситуации.

При Бхуджском (Индия) землетрясении, происшедшем 26 января 2001 г. с $M=7.9$, повреждения, различной степени тяжести получили 245 небольших земляных плотин и дамб (рис. 3) [1]. При этом землетрясении, сила которого была $J_0=8$ баллов, погибли 80 тыс. человек [2].

В настоящее время, по данным Международного центра анализа безопасности плотин, во всем мире насчитывается более 800 тысяч плотин различных типов, из которых 50 тысяч имеют высоту более 15 м. Накопленная информация свидетельствует о более тысячи случаях разрушения грунтовых плотин подобных размеров [2].

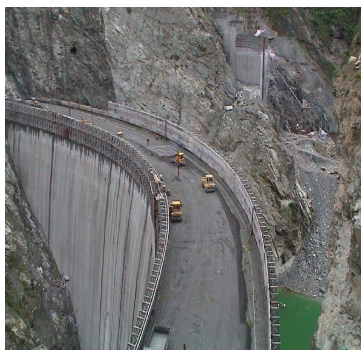


Рис. 2. Плотина Шэйпай.[1,2]



Рис. 3. Поднятие дна канала вследствие землетрясения

Однако бывают случаи, когда от воздействия землетрясения разрушаются каменно-набросные и бетонные плотины. Например, бетонная гравитационная плотина была разорвана землетрясением Chi-Chi (с высотой 25, магнитудой $M=7.6$ и глубиной очага $h=10$ км), на Тайване в 1999 г. (рис. 4) [2].

На сегодняшний день уже хорошо известно об усилении сейсмостойкости в связи с заполнением больших водохранилищ в различных районах Земли. Возбужденная локальная сейсмичность зарегистрирована также при закачивании жидкости в глубокие скважины и разломы. Высокая интенсивность некоторых возникших, таким образом, землетрясений приводит иногда к значительным разрушениям, повреждениям плотин и человеческим жертвам.



Рис. 4. Разрушение плотины Ши-Кань на Тайване во время землетрясения Чи-Чи 21.09.1999 г. [1, 2]

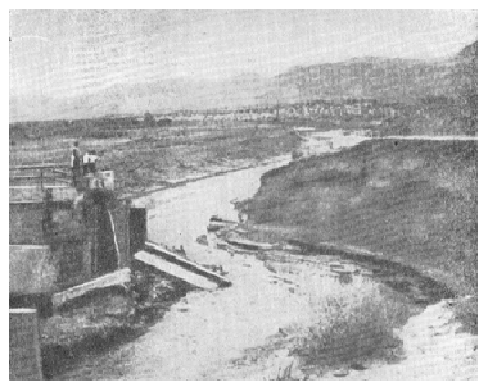


Рис. 5. Разрушение земляной контрфорсной плотины Роджерс Дам

Повреждения ирригационных сооружений можно увидеть на последствиях землетрясений 6 июля и 23 августа 1954 г. в штате Невада (Калифорния, США, рис. 3, 5) [2]. Приведенные примеры еще раз подтверждают, что вопрос безопасности гидротехнических сооружений приобретает особое значение. При этом возникает необходимость для обеспечения безопасности каждой плотины принять все меры к тому, чтобы данное сооружение не представляло угрозы для жизни людей, их здоровья, имущества, а также для окружающей среды.

Вопрос безопасности плотин приобретает особую актуальность еще и тем, что во многих государствах эксплуатируются значительное число плотин, повреждение или разрушение которых может повлечь за собой серьезные социальные, экономические и экологические последствия. Например, разрушение плотин Сарезского озера грозит потоплением городов Узбекистана, Таджикистана, Афганистана и в меньшей степени Туркменистана [2], от Чарвакского водохранилища исходит потенциальная опасность наводнения г. Ташкента и его пригородов [2].

Сейсмостойкость гидротехнических сооружений – стратегически важная проблема для Узбекистана, находящегося в сейсмоактивной зоне и насчитывающего 273 [4] крупных и особо важных ГТС I, II, III классов, в том числе 54 большие плотины (по определению МКПБП), с общей емкостью накопления воды около 20 кубометров, более шестидесяти грунтовых плотин, ограждающих водохранилища большой емкости. Методы расчета таких сооружений при статических и динамических воздействиях регламентированы нормативными документами, созданными на основе исследований ведущих специалистов в области гидротехники.

Современное состояние теории сейсмостойкости гидротехнических сооружений, возведенных из местных материалов, характеризуется использованием уточненных предпосылок и достоверной информации относительно выбора расчетных моделей, учитывающих реальную геометрию, конструктивные особенности, свойств грунтов, изменяющихся под влиянием фильтрационных потоков, характера статических, гидростатических и динамических воздействий, особенностей напряженно-деформированного состояния сооружения. Выявление основных закономерностей напряженно-деформированного состояния и поведения гидротехнических сооружений при сейсмических воздействиях с учетом указанных факторов позволит создавать и проводить эффективные антисейсмические мероприятия, обеспечивающие безаварийную работу ныне действующих и проектируемых грунтовых плотин.

Большой вклад в разработку методов расчета и исследование статике и динамики грунтовых плотин внесли ученые отечественной школы механиков [5]. В их работах на основе плоской и

пространственных расчетных схем рассматриваются вопросы, связанные с сейсмостойкостью проектируемых и эксплуатируемых сооружений в областях Узбекистана, подверженных высокому сейсмическому риску. Учитываются различные свойства грунта – пластичность, степень увлажненности, нелинейные свойства, а также конструктивные особенности сооружений.

Как известно, спектральный метод расчета сооружений на сейсмические воздействия, регламентированный нормативными документами, производится на условные сейсмические нагрузки, определяемые с использованием допущения об упругом деформировании консольной модели с сосредоточенными по высоте массами. Такая модель оправдывает себя при расчете высоких компактных в плане сооружений, формы колебаний которых носят ярко выраженный изгибный характер. Колебания же массивных грунтовых плотин носят более сложный характер и включают в себя не только горизонтальный сдвиг, но и вертикальные смещения, что не поддается определению с использованием консольной модели. Поэтому в цитируемых работах были выполнены расчеты статического и динамического поведения грунтовых гидротехнических сооружений (грунтовых плотин) с использованием:

- плоской (плоско-деформируемой) модели (рис. 6, а), представляющей поперечное сечение плотины [5];
- пространственной модели [5], представляющей реальное тело плотины (рис. 6, б);
- модели, состоящей из двух пересекающихся плоскостей, одна из которых представляет поперечное, а вторая – продольное сечение плотины, совпадающее со створовым сечением (рис. 6, в).

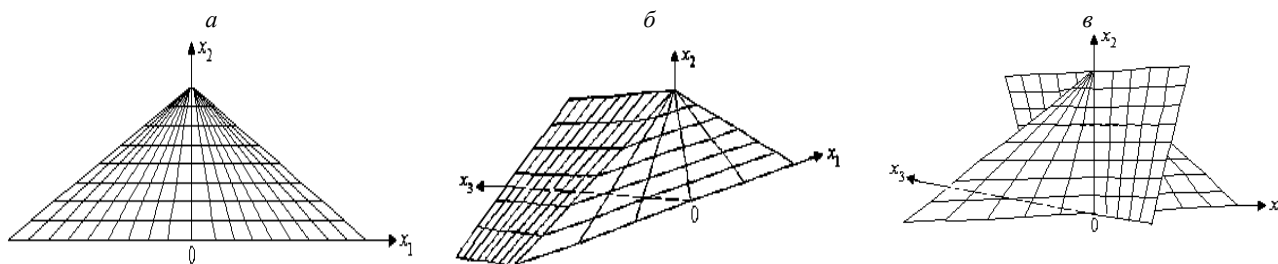


Рис. 6. Расчетные модели грунтовой плотины на жестком основании

Нижние грани расчетных моделей (см. рис. 6) закреплены, т.е. основание плотины предполагается абсолютно жестким. Однако для учета неравномерного деформирования, просадки, выпирания части грунта или любого другого негативного проявления ослабленного основания используются модели сооружения совместно с основанием, имеющим скользящие боковые грани (рис. 7), т.е. учитывается только вертикальное смещение бесконечной полосы основания.

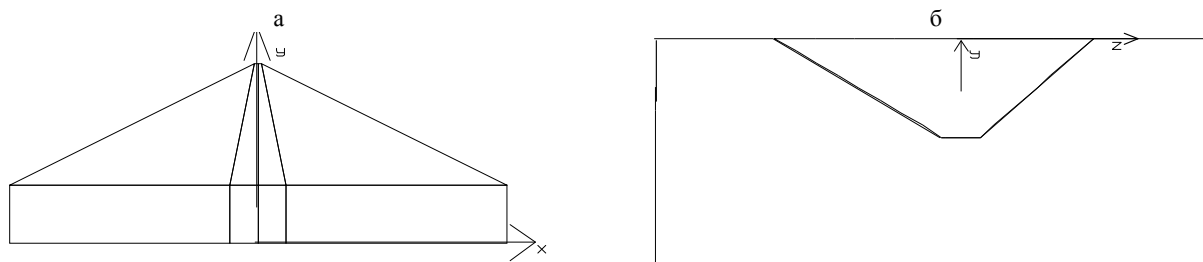


Рис. 7. Модели плотины с основанием: а – поперечная; б – продольная (в каньоне)

Такие модели рассматривались в работах [6], где исследовалось влияние ослабленного трещиноватого участка на напряженно-деформированное состояние высокой плотины и окружающего ее скального основания с ослабленным трещиноватым участком, параметры грунтов которого получены по результатам опытного бурения. Выполненные исследования имели практи-

ческий выход для выдачи рекомендаций по дальнейшему наращиванию высоты рассматриваемой грунтовой плотины с учетом данных опытного бурения.

При исследованиях напряженно-деформированного состояния (НДС) и динамического поведения грунтовой плотины с применением указанных моделей на статические, гидростатические и динамические воздействия используется численный метод, в большинстве случаев – это метод конечных элементов. Он позволяет учесть реальную геометрию, конструктивные особенности объектов и различные свойства грунтов, проявляемые при нагружении и увлажнении [7, 8], т.е. пластичность, трещиноватость, а также геометрическую и физическую нелинейность. Для учета нелинейных свойств материала (грунта) были разработаны специальные методы расчета, основанные на решении линейных и нелинейных систем алгебраических, дифференциальных и интегродифференциальных уравнений высокого порядка.

Исследование НДС грунтовых сооружений (плотин) – задача исключительно сложная, так как деформативные свойства грунта зависят от многих факторов: действующего среднего напряжения; компонент девиатора напряжений; приложенной нагрузки; влажности; степени разрушенности и пр. Нелинейные законы деформирования грунта в сооружении, реализованные в указанных программах расчета, включают в себя учет: структурных разрушений при объемном деформировании; влажности; геометрической (для высоких плотин) и физической нелинейности при нагружении, а также сухое и вязкое трение [7, 8]. Разработанные методы статического и динамического расчета и решение комплексных задач о НДС и динамическом поведении грунтовых сооружений позволили проанализировать влияние гидростатического давления, вязкости, нелинейного деформирования и увлажнения грунтов на НДС конкретных грунтовых плотин Узбекистана [9 – 11]. Анализ возникающих в плотинах зон возможного разрушения при разнообразных статических и динамических воздействиях позволяет обоснованно и экономно подходить к вопросам эксплуатации выбранных грунтовых защитных сооружений – этим определяется актуальность и практическая ценность проводимых работ.

Для бетонных плотин (массивных и облегченных) с учетом их взаимодействия с подстилаемой жидкостью исследовано напряженно-деформированное состояние, использованы пластины и оболочки сложной формы и переменной толщины со сложными краевыми условиями [12].

Таким образом, представленный обзор проводимых в Узбекистане научных исследований по вопросам прочности и сейсмостойкости грунтовых плотин указывает на необходимость совершенствования методов расчета плотин с использованием моделей, максимально отражающих НДС и динамику сооружений, использующих основные положения механики грунтов, теории фильтрации и механики сплошных сред, результаты которых дают возможность спрогнозировать поведение сооружения при различного рода нагрузках. Практические результаты исследований были использованы при проектировании и эксплуатации гидротехнических сооружений I класса Нурекской, Чарвакской, Туполангской и Пскемской ГЭС.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Ахмедов М.А., Салямова К.Д. Анализ и оценка повреждений гидротехнических сооружений. Ташкент: Fan va texnologiya, 2016. – 158 с.
- [2] Ахмедов М.А. Землетрясения: последствия и защита. Ташкент: ТГТУ, 2016. – 350 с.
- [3] Rashidov T.R., Kondratiev V.A., Akhmedov M.A., Tulin A.I. Strategy of reduction of seismic risk for hydro-technical structures // Performance-Based Design in Earthquake Geotechnical Engineering-from Case History to Practice: proceedings of the international conference on performance based design in earthquake geotechnical engineering, 15 – 18 June 2009. Tokyo, 2009. P. 975 – 984.
- [4] Безопасность плотин в Центральной Азии: создание потенциала и региональное сотрудничество // серия публикаций по водным проблемам. ООН. Нью-Йорк и Женева. 2007. № 5. – 110с.
- [5] Мирсаидов М.М. Теория и методы расчета грунтовых сооружений на прочность и сейсмостойкость. Ташкент: Фан, 2010. – 312 с.
- [6] Руми Д.Ф., Салямова К.Д. Влияние трещиноватости горной породы на напряженно-деформированное состояние грунтовой плотины // Ж. «Вестник ТашГТУ». 2015. №3. С. 253 – 256.
- [7] Султанов К.С., Мирзаев А.Г. Модель деформирования просадочных грунтов с учетом влажности // ДАН РУз, 1999. № 7. С.32 – 35.
- [8] Султанов К.С., Хусанов Б.Э. Уравнения состояния просадочных грунтов с учетом увлажненности // Основания, фундаменты и механика грунтов. 2001. № 3. С.7 – 11.
- [9] Салямова К.Д., Руми Д.Ф. Динамика грунтового гидротехнического сооружения с учетом реологических свойств грунта // Научно-теоретический журнал «Вестник БГТУ». 2015. № 3. С. 16 – 35.

- [10] Саямова К.Д., Руми Д.Ф. Динамика грунтового сооружения с учетом сухого и вязкого трения в грунте // Научно-технический и производственный журнал «Горный вестник Узбекистана». 2015. № 1. С.78 – 61.
- [11] Саямова К.Д., Руми Д.Ф. Динамика грунтовых плотин // LAP LAMBERT Academic Publishing, 2015. – 150 p.
- [12] Мухутдинова Р.Х. Сейсмодинамика твердых деформируемых тел гидросооружений. Ташкент: Фан, 1990. – 132 с.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
21.06.2017

К.Д. Саямова, М.А. Ахмедов, Д.Ф. Руми. Гидротехник иншоотларга зилзиланинг таъсири ва Ўзбекистонда уларни лойиҳашилашда зилзилабардошликка ҳисоблашнинг муаммоли масалалари

Бўлиб ўтган зилзилалар статистик маълумотлари асосида гидротехник иншоотларнинг зарарланиши ва бузилишидан мисоллар келтирилган. Гидротехник иншоотларни (грунтли ва бетон плотиналар) зилзилабардошликка ҳисоблаш усуллари ишлаб чиқиш ва иншоотларнинг турли моделларини танлашга бағишланган илмий тадқиқот ишлари таҳлили келтирилган.

K.D. Salyamova, M.A. Axmedov D.F. Rumi. Effects of earthquakes on hydraulic structures and problematic issues of anti-seismic design in their design in Uzbekistan

On the basis of statistical data, examples of damage and destruction of hydraulic engineering structures are given in the event of earthquakes. The analysis of research works devoted to the development of methods and the selection of various building models in the calculation of seismic resistance of hydraulic structures ((ground and concrete dams)) is given.

УДК 539.3

Ш.С. ЮДАШЕВ, М.У. КАРАБАЕВА

РАСПРОСТРАНЕНИЕ ВИБРАЦИЙ ОТ ДВИЖЕНИЯ ПОЕЗДОВ МЕТРОПОЛИТЕНА И ВИБРОЗАЩИТНЫЕ СИСТЕМЫ

Транспортные магистрали, в том числе железнодорожные пути и линии метрополитена, являются основными источниками вибраций зданий и сооружений, расположенных в черте городской застройки. Проблема защиты зданий от вибраций, возникающих при движении поездов метрополитена, приобрела особую актуальность в последние годы, когда при строительстве новых линий метрополитена начали прокладывать, как правило, тоннели мелкого заложения. Этот способ прокладки тоннелей имеет технико-экономические преимущества по сравнению с прокладкой тоннелей глубокого заложения и в настоящее время является основным. Во многих случаях вибрация внутри зданий значительно превышает допустимые нормы с точки зрения физиологического воздействия на людей и нормальной работы высокоточного оборудования.

Вибрация является одним из наиболее распространенных вредных производственных факторов. Вибрационная болезнь занимает 2-е место среди всех профзаболеваний. Более 30% населения больших городов живут в условиях виброакустического дискомфорта [1].

Для выбора средств, уменьшающих нежелательные вибрации, необходимо изучить процесс распространения колебаний.

На основании результатов экспериментальных исследований можно считать, что колебания грунта, как утверждают многочисленные авторы, происходят во времени по гармоническому закону [2, 3]. Задачу можно рассматривать в линейной постановке, так как амплитуда колебаний мала. Отметим, что длина поезда, т.е. участка тоннеля, возбуждающего колебания грунта, достаточно протяженная и превышает длину обычных зданий. Следовательно, можно принять, что задача плоская. Примем прямоугольную систему координат. Ось x направим по свободной границе полуплоскости вправо. Ось y направим вглубь упругой среды (рис.1), свойства которой характеризуются упругими постоянными, E – модуль Юнга, ν – коэффициент Пуассона, ρ – плотность. Если ось y проводить через центр прямоугольника, имитирующего однопутный тоннель, то задача становится симметричной относительно оси y .

В полуплоскости с прямоугольным отверстием, расположенным вблизи свободной границы, распространяется волна от двух параллельных гармонических нагрузок, сосредоточенно приложенных в отверстии.

Предполагается, что полуплоскость неоднородна и обладает свойством внутреннего трения.

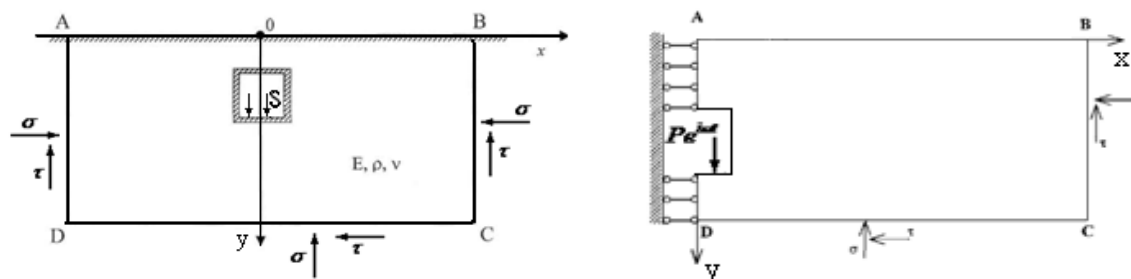


Рис.1. Расчетная схема

Нами разработана методика, позволяющая исследовать широкий класс задач динамической теории упругости методом конечных элементов.

В случае предположения жесткого тоннеля нагрузка, передаваемая от поезда, предполагалась одинаковой по всему контуру тоннеля, а в случае учета упругих свойств тоннеля нагрузка задается только в точках, где передается воздействие от поезда к тоннелю.

Как известно, вибрация, распространяемая в грунтах от тоннеля метрополитена, гаснет в 50 м от продольной оси тоннеля [3]. Для решения задач численным методом нам необходимо выделить ограниченную область, не нарушая естественного состояния бесконечной полуплоскости. В [4, 5] разработаны граничные условия, так называемая стандартная вязкая граница с хорошей физической интерпретацией. Здесь реакция отброшенной части полуплоскости заменяется нормальными и касательными напряжениями на границах, т.е.

$$\left. \begin{aligned} \sigma &= a\rho V_p \dot{u} \\ \tau &= b\rho V_s \dot{v} \end{aligned} \right\}, \quad (1)$$

где σ и τ – нормальные и касательные напряжения; $\dot{u}$ и $\dot{v}$ – горизонтальная и вертикальная скорости частиц на границе; V_p и V_s – скорости р и s волн; a и b – безразмерные параметры; ρ – плотность материала.

Граничные условия (1) физически поглощают энергию волн, поступающую на границу, и тем самым интерпретируют прохождение волн через границу в бесконечность без отражения. Разобьем область на 1188 конечных элементов.

Уравнения движения системы записываются как в формуле (2)

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + (1 - R^*)[K]\{u(t)\} = \{P(t)\}. \quad (2)$$

В случае установившихся колебаний получим систему комплексных алгебраических уравнений (3)

$$[\bar{K}]\{\bar{u}\} = \{\bar{P}\}, \quad (3)$$

где $[\bar{K}] = (1 - R_c + iR_s)[K] - 4\pi^2 f^2 [M]$ – комплексная матрица жесткости.

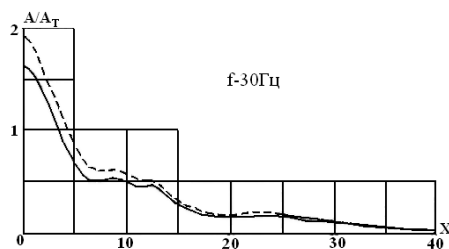


Рис. 2. Изменения огибающей амплитуды колебаний точек на свободной границе полуплоскости в зависимости от расстояния

Решая систему уравнений (3), определяем неизвестные комплексные амплитуды. На рис. 2 показаны изменения огибающей амплитуды вертикальных составляющих колебания точек на свободной границе полуплоскости в зависимости от расстояния до оси симметрии тоннеля.

Пунктирными линиями показаны результаты, когда контур тоннеля предполагается абсолютно жестким. По

результатам многочисленных вычислений, амплитуда колебания свободной границы полуплоскос-

ти немонотонно убывает с увеличением расстояния до источника. С увеличением частоты амплитуда колебаний уменьшается и волна быстрее затухает. Результаты имеют различие вблизи приложения источника и разница в зависимости от частоты составляет 11 – 17 %, а через некоторое расстояние эта разница исчезает.

Часто грунт бывает неоднородным, он делится на слои с различными механическими свойствами. Слоистое строение грунта служит причиной некоторых особенностей, которые нельзя объяснить, если рассматривать грунт как однородное тело.

Установлено, что при распространении поверхностных волн в слоистой среде имеет место дисперсия волн. Скорость распространения волн не постоянная. Определяемая только упругими и инерционными свойствами, она зависит также от длины распространяющихся волн. Число элементарных волн в слоисто-неоднородных средах экспоненциально растет со временем t . Поэтому для достаточно больших значений времени представление волнового поля как суперпозиции элементарных волн, которые можно проследить от источника до точки регистрации, становится практически невозможным. Универсальность и гибкость МКЭ позволяют учитывать структурную и слоистую неоднородность полуплоскости. Не обязательно, чтобы границы слоев были параллельными свободной границе полуплоскости.

Приведены результаты вычислений для трех случаев (рис. 3). В первом случае полуплоскость считается однородной и изменения огибающей амплитуды колебаний точек свободной границы полуплоскости показаны пунктирными линиями. Во втором – материал полуплоскости считается неоднородным по глубине и предполагается, что модуль упругости грунта постепенно увеличивается по глубине и до 13 м в 5 раз. Результаты этого случая показаны штрих-пунктирными линиями. В третьем – модуль упругости материала до 13 м глубины увеличивается в 10 раз, результаты отмечены сплошными линиями.

Волна, распространяющаяся в слоисто-неоднородных грунтах, затухает медленнее, чем в однородных, когда модуль упругости материала растет по глубине. Учет слоистости полуплоскости значительно влияет на полученные результаты. При решении различных практических задач необходим учет слоистости строения грунта.

Как известно, трасса метрополитена проходит на различных расстояниях от поверхности земли в зависимости от рельефа грунтовой среды. Поэтому представляет интерес рассмотрение задачи для различных вариантов глубины заложения тоннеля, но это связано с большими преобразованиями в программе решения задачи, так как для каждого случая изменения глубины заложения тоннеля необходимо заново составить подпрограмму, в которой учитывается геометрическое расположение конечных элементов. Это объясняется тем, что для сохранения устойчивости конечно-элементной схемы одна сторона отдельного треугольного конечного элемента не должна сильно отличаться от остальных двух, самый маленький угол треугольного конечного элемента должен быть не меньше 20° .

Решение вариантов задачи о распространении вибрации от двухпутного тоннеля, когда он находится от двух до шести метров от свободной поверхности грунта, показало, что графики сильно отличаются по численному значению и качеству. Следовательно, глубина заложения тоннеля существенно влияет на процесс распространения волн от тоннеля. Амплитуда колебаний поверхности грунта уменьшается с увеличением глубины заложения тоннеля.

Рациональным методом уменьшения уровня вибраций в зданиях, расположенных вблизи трассы действующих метрополитенов, является устройство различных виброзащитных экранов в грунте между тоннелем метрополитена и зданием.

Основные требования к виброзащитным системам определяются условиями их эксплуатации. Общее в этих требованиях – сравнительно небольшие габаритные размеры, стабильность виброзащитных свойств, простота в изготовлении, надежность в эксплуатации и низкая стоимость. Упругие и демпфирующие характеристики виброзащитных систем не должны существенно зависеть от изменения окружающей температуры, условий среды, влажности и других факторов.

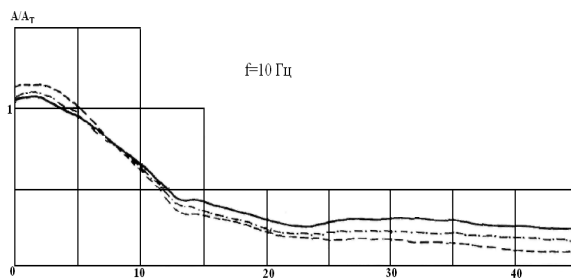


Рис. 3. Изменение огибающей амплитуды колебаний точек на свободной границе полуплоскости в различных случаях неоднородности

Предположим, что на пути распространения волн от тоннелей вырыта траншея шириной 1 м и глубиной 7 м и находится в 6.5 м от тоннеля. Результаты, полученные с учетом этой траншеи, показаны на рис. 4. Для сравнения пунктирными линиями даны изменения модуля амплитуды на поверхности грунта, полученные без учета траншеи.

При частоте нагрузки $f=15$ Гц преграда-щель дает очень хороший эффект, хотя перед траншеей амплитуда грунта увеличивается за счет отраженных волн, после прохождения щели амплитуда уменьшается в 10 – 12 раз относительно амплитуды, полученной без учета траншеи.

На рис. 5 показана амплитудно-частотная характеристика для одной точки, находящейся на расстоянии 5 м за преградой с учетом преграды и без нее. Это наглядно указывает на уменьшение амплитуды в зависимости от частоты приложенной нагрузки.

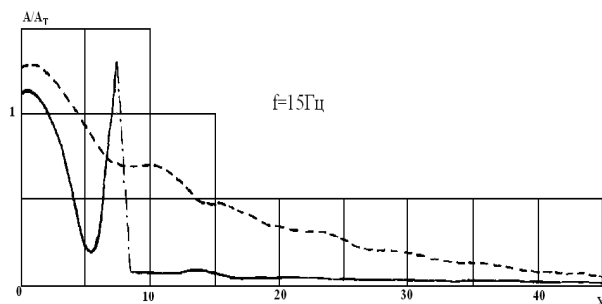


Рис. 4 Влияния преград на огибающую амплитуд колебания точек поверхности грунта при $f=15$ Гц

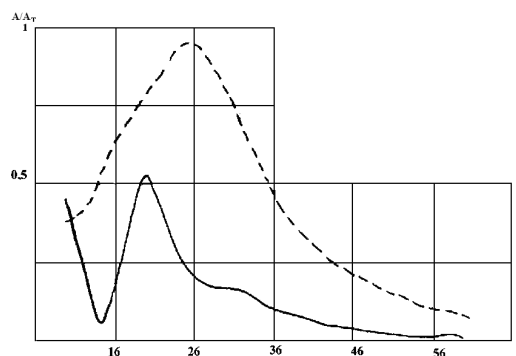


Рис. 5. Влияние преграды на амплитудно-частотную характеристику точки свободной границы, находящейся на расстоянии $x=12.5$ м

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.

Закрепление щели бетонной стеной со всех сторон сводит на нет изоляционную способность щели. Закрепление щели не связанными стенами и заполненным вязкоупругим материалом дает хороший эффект и снижает амплитуду колебаний грунта за преградой до 90%.

Такая преграда наиболее стабильно поглощает вибрации, возникающие от прохождения поездов метрополитена. С увеличением частоты и глубины преград их поглощающая способность растет. Для конкретного случая, зная глубину заложения тоннеля, можно установить эффективную глубину преграды.

Использование бетонных преград различных конфигураций дает намного меньше эффекта по сравнению с «преградой – щель».

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Борисов Е.К., Алимов С.Г., Усов А.Г. и др. Экспериментальная динамика сооружений. Мониторинг транспортной вибрации. Петропавловск-Камчатский: КамчатГТУ, 2007. – 128 с.
- [2] Рашидов Т.Р., Ишанходжаев А.А., Юлдашев Ш.С. Распространение в грунте вибраций, возникающих от прохождения поездов метрополитена, при учете перемещения тоннеля относительно грунта // ДАН УзССР, 1984. № 5. С. 15 – 16.
- [3] Ильичев В.А., Шехтер О.Я. Определение динамических напряжений и перемещений в упругой плоскости от внутреннего источника, имитирующего воздействие тоннеля метрополитена мелкого заложения // Динамика и сейсмостойкость оснований и фундаментов. М.: Стройиздат, 1976. С. 38 – 41.
- [4] 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.
- [5] Hee Seok Kim. Finite Element Analysis with Paraxial & Viscous Boundary Conditions for Elastic Wave Propagation // Scientific research. Engineering. Vol. 4. 2012. P. 843 – 849.

Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Метрополитен поездлари ҳаракатидан тарқалувчи вибрациялар ва вибрациялардан ҳимоя қилиш системалари

Метрополитен поездлари ҳаракатидан ҳосил бўладиган вибрациянинг грунтдаги тарқалишини грунтнинг қатламлардан иборатлигини ва тоннелларнинг жойлашини чуқурлигини ҳисобга олган ҳолда ўрганилган. Вибрацияни камайтириш учун киритилган экранларнинг самарадорлиги аниқланган.

Sh.S. Yuldashev, Karabaeva. Vibrations from the subway train movement and vibration protection systems

In this article we studied vibrations from subway train movement taking into account the depth of tunnels and the fact that the ground consists of layers. We examined the effectiveness of the screens that were introduced to reduce vibrations.

УДК 624.21.095

А.А. ИШАНХОДЖАЕВ

СЕЙСМОСТОЙКИЕ КОНСТРУКЦИИ ТАШКЕНТСКОГО МЕТРОПОЛИТЕНА И ПЕРСПЕКТИВЫ ДАЛЬНЕЙШЕГО РАЗВИТИЯ. ТЕОРИЯ И ЭКСПЕРИМЕНТ

При проектировании и строительстве первой (Чиланзарской) линии Ташкентского метрополитена впервые в практике метростроения были разработаны и внедрены новые сейсмостойкие конструкции перегонных тоннелей и станций метрополитена из крупноразмерных сборных железобетонных элементов заводского изготовления. При этом был использован накопленный опыт по возведению наземных зданий и сооружений гражданского и промышленного строительства. Известно, что в проведении исследований по сейсмостойкости важным этапом являются изучение и анализ поведения зданий и сооружений во время разрушительных землетрясений, что способствует совершенствованию нормативных документов по сейсмостойкому строительству.

Описанию повреждений и разрушений тоннелей во время сильных землетрясений посвящены многочисленные публикации. Проведенный нами анализ воздействия Ташкентского (1966г.), Газлийского (1976г.) и Спитакского (1988 г.) землетрясений на подземные и транспортные сооружения, детальное изучение поведения подземных конструкций угольных шахт г. Шураб при Исфара-Баткенском (1977г.) землетрясении позволили обнаружить характерные повреждения тоннелей: трещины в бетонных конструкциях обделок тоннеля, искривления оси тоннеля по вертикали и по горизонтали [1].

Анализ указанных материалов показывает, что значительное количество подземных сооружений, в том числе железнодорожные, автодорожные и гидротехнические тоннели, а также трубопроводы различного назначения во время сильных землетрясений получают повреждения и разрушения. Это наблюдается, в основном, в местах присоединения трубопроводов к колодцам, фундаментам зданий, ответвления, вблизи резких поворотов, при прокладке сооружений через реки, овраги, в местах резкого изменения грунтовых условий, глубины заложения, в сооружениях, уложенных в рыхлых и водонасыщенных грунтах. Всё это позволило разработать первые рекомендации по разработке сейсмостойких конструкций перегонных тоннелей и станций метрополитена.

В настоящее время Ташкентский метрополитен насчитывает 3 линии (Чиланзарская, Узбекистанская и Юнусабадская), 29 станций с общей протяженностью 37.5 км (рис. 1) [2,3].

Разработанные и внедренные при проектировании и строительстве Ташкентского метрополитена сейсмостойкие конструкции можно сгруппировать в следующие четыре типа: перегонные тоннели закрытого способа работ кругового очертания; перегонные тоннели открытого способа работ с прямоугольным очертанием; станции метрополитена колонного типа; станции метро односводчатого типа [4].



Рис. 1. Схемы эксплуатируемых и намечаемых линий Ташкентского метрополитена

Конструкции перегонных тоннелей закрытого способа работ выполнены в виде круговых обделок из сборных железобетонных блоков, омоноличиваемых специально разработанными сейсмоузлами (рис. 2). Эти конструкции сейсмоузлов, впервые разработанные при проектировании Ташкентского метрополитена, обеспечивают совместную работу отдельных блоков в кольце – в поперечном направлении, и колец между собой по длине тоннеля. В процессе строительства конструкции сейсмоузлов усовершенствованы с целью уменьшения трудозатрат и сокращения сроков строительства.

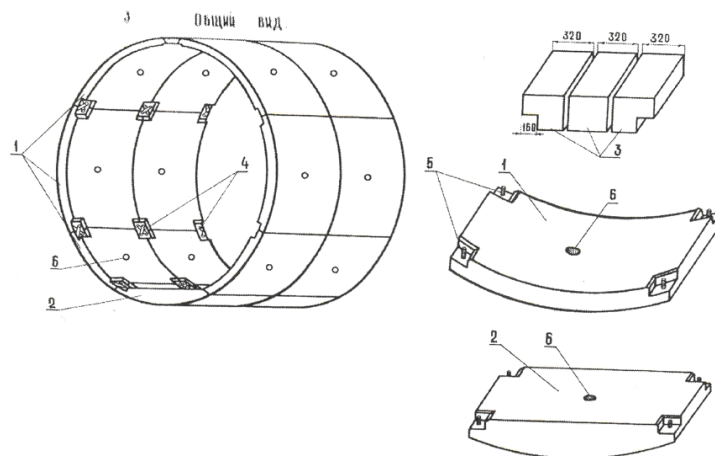


Рис. 2. Конструкция обделки перегонного тоннеля закрытого способа работ с сейсмоузлами: 1 – нормальный блок; 2 – лотковый блок; 3 – вкладыш; 4 – элементы скрепления; 5 – шпилька; 6 – отверстия для нагревания

Конструкции тоннелей открытого способа работ в основном выполнены из цельносекционных обделок (ЦСО), представляющих собой прямоугольные замкнутые железобетонные блоки заводского изготовления. По своему конструктивному решению эти конструкции отвечают как современным требованиям индустриализации строительства, так и требованиям сейсмостойкости и прочности. Нужно отметить, что конструкции из ЦСО широко применены также при сооружении пешеходных переходов, притоннельных сооружений различного назначения.

Конструкция станции колонного типа по сравнению с типовым решением значительно переработана с учетом сейсмических, инженерно-геологических и климатических условий. В части антисейсмических мероприятий были предусмотрены продольные и поперечные сеймопояса, обеспечивающие совместную работу сборных железобетонных элементов.

Опыт строительства первой линии показал некоторые недостатки этой конструкции, основная из которых – высокая трудоемкость возведения станций и большой расход арматурной стали. С учетом этого было разработано новое конструктивное решение станции колонного типа, монтируемой из крупноразмерных сборных железобетонных объемных элементов. Внедрение указанной конструкции позволило наряду с обеспечением прочности и сейсмостойкости конструкции значительно сократить сроки возведения и трудозатраты (рис. 3).

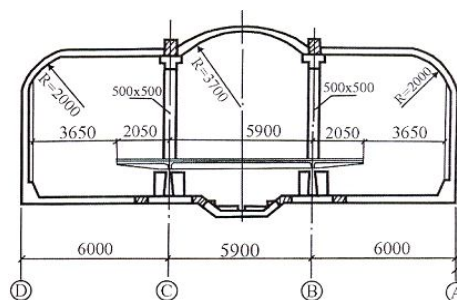


Рис. 3. Поперечный разрез новой сейсмостойкой конструкции станций из укрупненных элементов

Конструкции станций односводчатого типа представляют собой свод переменного сечения с лотком-затяжкой, воспринимающим горизонтальные усилия. Эти конструкции, возводимые открытым способом, сооружаются из монолитного железобетона при помощи передвижной металлической опалубки.

На построенных участках Ташкентского метро были проведены экспериментальные исследования напряженно-деформированного состояния конструкций перегонного тоннеля кругового очертания, станции метрополитена колонного типа.

Конструкции перегонных тоннелей закрытого способа работ были испытаны путем создания динамической нагрузки работой мощного вибропогружателя ВП-170, установленной на специально изготовленную железобетонную плиту с омоноличенной в нее укороченной железобетонной свай-оболочкой диаметром 1.6 м.

Результаты проведенных экспериментов использовались для проверки теоретических исследований. По алгоритмам и составленной программе произведен расчет исследуемой обделки на воздействие полученной акселерограммы, т.е. записи ускорений грунта. За геометрические и механические параметры конструкций и грунта приняты фактические. Сравнение эпюр перемещений и силовых факторов, построенных от действия импульсивной нагрузки и от воздействия реальной акселерограммы, записанной в результате эксперимента, показывает подобие напряженно-деформируемого состояния обделки.

Проведены натурные экспериментальные исследования напряженно-деформированного состояния конструкций станции метрополитена колонного типа. Вид динамического воздействия на конструкцию, передаваемого через окружающий ее грунтовый массив, при этом эксперименте выбран ударный, отличающийся сравнительной простотой исполнения в производственных (полевых) условиях. Возбудителем колебаний массива послужил груз весом 2.5 т, сбрасываемый экскаватором с высоты 11.0 м. По полученным значениям интенсивности нагрузки на стеновой блок и колонну станции определены значения перемещений и силовых факторов, возникающих в этих элементах. Сравнение эпюр перемещений и изгибающих моментов, построенных по результатам проведенных экспериментальных и теоретических исследований, наглядно показывает их близкое совпадение.

Натурные и модельные экспериментальные исследования динамики наземных и подземных сооружений при их больших возможностях не могут полностью имитировать картину поведения этих сооружений при реальных сильных землетрясениях. Поэтому практическую ценность представляет информация, получаемая путем инструментальных наблюдений за поведением зданий и сооружений во время реальных землетрясений.

На Ташкентском метрополитене были организованы два пункта инженерно-сейсмометрических наблюдений. Регистрационный комплекс первого пункта расположен в обделках станции метрополитена односводчатого типа из монолитного железобетона, перегонного тоннеля из ЦСО и на конструкциях эстакады через канал Ак-Тепе. Измерительными пунктами второ-

го пункта охвачены конструкции станции колонного типа из сборных железобетонных элементов и перегонных тоннелей кругового очертания закрытого способа [5].

С целью отработки методики организации и эксплуатации пунктов инженерно-сейсмометрических наблюдений на метрополитене было принято решение о создании вначале опытного пункта инженерно-сейсмометрических наблюдений на станции «Мустакиллик майдо-ни». Опытной сейсмометрической станцией записаны воздействия Назарбекского землетрясения на тоннельные конструкции. Интенсивность землетрясения в районе расположения опытной сейс-мостанции 11 декабря 1980 г. составляла 6 баллов, 1 января 1981 г. – 4 балла. Полученные ин-струментальные записи изменения ускорений и смещений в наблюдаемых пунктах измерения обра-батывались методом спектрального анализа и были получены амплитудно-частотные спектры продольных и поперечных составляющих смещений в фиксированных точках при землетрясениях от 11 декабря 1980 г. и 1 января 1981 г. (рис. 4)

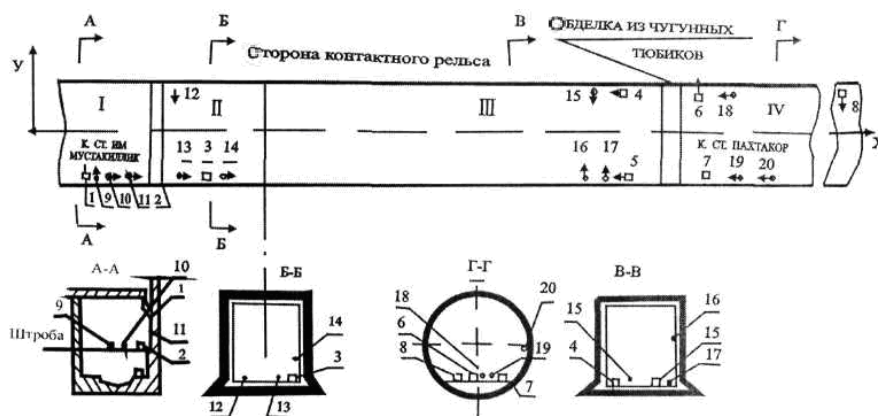


Рис. 4. Схема сейсμοприемников опытной сейсмостанции

С установлением независимости особое внимание уделяется развитию транспортного строи-тельства в республике, в том числе в г.Ташкенте. При решении проблем транспорта г.Ташкента метрополитен продолжает играть важную роль в транспортной системе, так как увеличение пло-щади территории и численности населения города требует ее совершенствования, в том числе расширения сети метрополитена Ташкента.

Трасса метро протяженностью 7.1км полностью эстакадная до конечной станции Сергели. Начало трассы связано с путями выхода ст.Олмазор на поверхность в депо. Трасса проходит по территории депо, далее – по промышленной зоне с минимальным сносом существующих строе-ний, пересекая железную дорогу Ташкент – Самарканд и автодорогу Чаштепинская до конечной станции Сергели. Станций всего шесть.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Рашидов Т.Р., Ишанходжав А.А., Корниенко В.П. Обследования повреждений подземных конструкций шахт г.Шураб после Исфара-Баткенского землетрясения // Сейсмостойкость транспортных сооружений. М., 1980. С. 74 – 84.
- [2] Рашидов Т.Р., Закиров А.З., Ишанходжаев А.А. Тошкент метропотени илимий асослари (Тош-кент метрополитенининг 30 йиллигига бағишланади) //Сб. материалов Межд. научно-практ. конф. «Проблемы раз-вития автотранспорта и транспортных коммуникаций в Центральноазиатском регионе». Ташкент, 2007. С. 264 – 268.
- [3] Закиров А.З. Метрогипротранс-Ташметропроект-Ташкентский метрополитен // Журнал «Метро и тоннели», Спецвыпуск, май 2003. Ташкент, 2003. С. 30 – 31.
- [4] Рашидов Т.Р., Ишанходжаев А.А. Сейсмостойкость тоннельных конструкций метрополитена мелко-го заложения. Ташкент: Фан, 1993. – 136 с.
- [5] Адылов Ш.Г., Ишанходжаев А.А., Султанов К.С., Ким В.Ю. Воздействия Назарбекско-го землетрясения на подземные сооружения Ташкентского метрополитена // Материалы Пятой всес. конф. по ДОФПС. Ташкент, 1981. Т. 2. С. 37 – 39.

А.А. Ишанходжаев. Тошкент метрополитенининг zilzilaбардош конструкциялари ва келгусидаги ривожланиш истиқболлари. Назария ва тажриба

Мақолада Тошкент метрополитенини лойиҳалаш ва қурилишида ишлаб чиқилган ва қўлланилган перегон тоннеллар ва метрополитен станцияларининг янги zilzilaбардош конструктив ечимлари таҳлил қилинган. Метрополитенда таъкил қилинган сейсмометрик кузатиш ишлари принциплари ва натуравий эксперимент тадқиқотлари натижалари келтирилган. Метрополитеннинг янги Сергели линиясининг конструктив ечимлари ҳақида қисқача маълумотлар келтирилган.

A.A. Ishanxodjaev. Seismic resistant structures of the Tashkent underground and prospects for further development.

Theory and experiment

The report analyzes the new earthquake-resistant constructive solutions of the tunnels and subway stations developed and introduced during the design and construction of the Tashkent Metro. The results of full-scale experimental studies and the principles of operation of seismometric observations organized in the subway have been presented. Briefly reported on the constructive solutions of the new Sergeli line of metropoliten.

УДК 624.21.8:699.841

У.З. ШЕРМУХАМЕДОВ

МЕТОДЫ АНТИСЕЙСМИЧЕСКОГО УСИЛЕНИЯ МОСТОВ

В настоящее время при значительных успехах в области расчета и проектирования мостов для сейсмических районов теория сейсмостойкости мостов заметно отстает от общей теории сейсмостойкости зданий и сооружений [1]. Это отставание обусловлено тем, что повреждения мостов занимают небольшую долю от общего объема повреждений зданий и сооружений в пострадавших районах. Поэтому основное внимание при обеспечении сейсмостойкости уделяется вопросам расчета и проектирования жилых и промышленных зданий. При широком использовании различного рода сейсмозащитных устройств мостов практически отсутствуют исследования по обоснованию и оптимизации параметров сейсмоизоляции мостов, хотя работа сейсмоизолированных мостов при землетрясениях существенно отличается от работы сейсмоизолированных зданий.

Мировой опыт показывает, что в области сейсмостойкости мостов многие проблемные вопросы до настоящего времени не решены. И свидетельство тому – многочисленные повреждения мостов во время сильных землетрясений.

В последнее время произошел значительный скачок в исследованиях по сейсмостойкости транспортных искусственных сооружений. При восьмибалльных землетрясениях повреждения редко случаются, но охватывают все части сооружения, а при землетрясениях 9 – 10 баллов повреждения становятся массовыми и приводят к тяжелым последствиям.

Сброс пролетных строений с опор является характерным повреждением мостов при сильных землетрясениях. Такие повреждения наблюдались в процессе практически почти всех разрушительных землетрясений. Из последних землетрясений можно выделить произошедшее в Кобе (Япония, 1996 г., 9 баллов). В результате землетрясения произошли значительные повреждения транспортных сооружений, к примеру, падение пролетных строений мостов (рис. 1).

Известно, что при землетрясениях наиболее опасными с точки зрения разрушения сооружений являются горизонтальные сейсмические нагрузки. В конструкциях мостов наиболее уязвимой частью являются опоры и опорные части мостов. Антисейсмические устройства могут входить в состав опор, пролетных строений или опорных частей моста. Антисейсмические устройства могут также осуществляться посредством связей между основными элементами моста (например, пролетными строениями и грунтом; опорами и пролетными строениями; между соседними опорами; между расположенными рядом пролетными строениями).



Рис.1. Падение пролетного строения транспортной развязки в Кобе (Япония, 1996г.)

Возможны два принципиальных пути снижения горизонтальных сейсмических нагрузок на опоры мостов: *традиционный* и *специальный*.

Традиционные методы усиления мостов должны обеспечить восприятие действующих сейсмических нагрузок. Это достигается развитием и усилением элементов конструкции или перераспределением действующих нагрузок между ее элементами.

Специальные методы должны обеспечить снижение сейсмических нагрузок за счет изменения динамической схемы работы сооружения и подразделяются на сейсмоизоляцию и сейсмогашение.

Сейсмоизоляция – это современная технология защиты, обеспечивающая снижение сейсмического воздействия на сооружения при землетрясении и доказывающая свою эффективность и экономическую конкурентоспособность по сравнению с обычными способами обеспечения сейсмостойкости таких сооружений, как мосты.

Системы *сейсмогашения* включают две группы решений: демпферы и динамические гасители колебаний (ДГК). Демпферы должны устанавливаться в сочетании с системами сейсмоизоляции и сейсмогашения и размещаться в местах максимальных взаимных смещений системы. Для снижения взаимных смещений изолированных частей сооружения в систему сейсмозащиты вводятся специальные демпфирующие устройства.

В мировой практике строится значительное число мостов со специальными средствами сейсмозащиты, а число оригинальных предложений по рассматриваемому вопросу превосходит несколько десятков.

В настоящее время сейсмоизолирующие опорные части мостов выпускаются ведущими фирмами Японии, США, Новой Зеландии, Италии, Германии, Франции и других стран. Широкую известность получила продукция фирм: FIP-Industriale (Италия), ALGA (Италия), Maurer Söhne (Германия), Skiller Up (Новая Зеландия), Стройкомплект-5 (Санкт-Петербург) и др.

Системы защиты мостовых сооружений от сейсмических воздействий широко применяются в настоящее время во всем мире. Компании MAURER SOHNE (Германия) и FIP-Industriale (Италия) являются признанными лидерами в разработке и внедрении подобных систем. На рис. 2 показан пример сейсмозащитных опорных частей этих фирм.

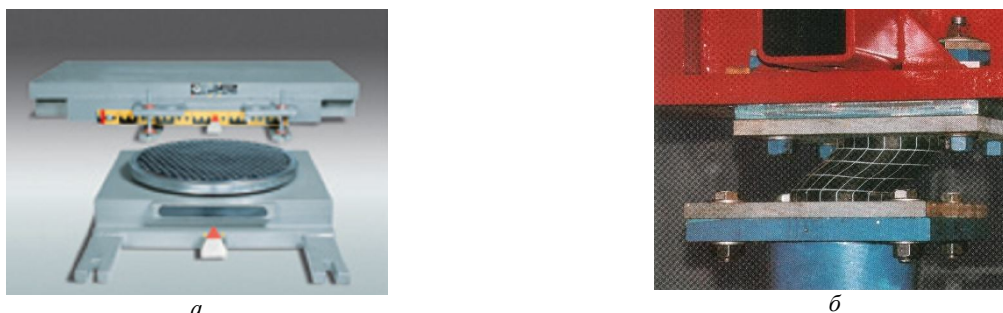


Рис. 2. Сейсмические опорные части фирмы MAURER SOHNE (а) и FIP-Industriale (б)

Таким образом, применение конструкций упругих связей пролетных строений с опорой в виде специальных опорных частей является в настоящее время весьма перспективным способом сейсмозащиты автодорожных и железнодорожных мостов. Для обеспечения сейсмостойкости любого типа моста следует правильно подбирать и расставлять сейсмозащитные опорные части.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Shermuxamedov U. Influence of dynamic oscillation dampers adjustment accuracy on the seismic resistance of bridges // Transport problems 2014. Under the honorary patronage of the Silesian Governor and mayor of Katowice City. Poland III International symposium of young researchers, 2014.

У. Шермухамедов. Қўприкларни антисейсмик кучайтириш усуллари

Сейсмик ҳимоялашнинг турли усуллари (қўприкларни кучайтиришнинг анъанавий ва махсус усуллари), шунингдек дунё амалиётида қўлланилаётган ер қимирлашида иншоотга сейсмик таъсирни камайитиришни таъминловчи сейсмоизоляция турлари келтирилган

U. Shermuxamedov. Methods of antiseismic strengthening bridges

Various methods of seismic protection (special and special methods for strengthening bridges), as well as seismic isolation, providing a reduction in the seismic effect on structures during an earthquake, used in world practice are given.

УДК 625.04

Х.А. БАЙБУЛАТОВ, О.К. ЗИЯЕВ

ПРОБЛЕМЫ МОСТОСТРОЕНИЯ РЕСПУБЛИКИ УЗБЕКИСТАН

В настоящее время на балансе подразделений Государственного Комитета по автомобильным дорогам (далее – Комитет) находится более 7400 мостов и путепроводов. После принятия на баланс городских, сельских и ведомственных автомобильных дорог количество мостовых сооружений может превысить 15 000. Количество проектируемых и строящихся новых, а также реконструируемых мостов ежегодно увеличивается.

Рассмотрим ряд проблем, возникающих при проектировании, строительстве и эксплуатации мостовых сооружений.

Проектирование мостовых сооружений. Все мостовые сооружения, построенные в последние годы, запроектированы, согласно типовым проектам, разработанным в 1970 – 1975 гг., т.е. сборные железобетонные балки и плиты, установленные на свайные или столбчатые, иногда массивные монолитные опоры. Переработка типовых проектов (2010 – 2016 гг.) свелась к увеличению арматуры, повышению прочности бетона, иногда незначительному увеличению размеров по причине изменения нормативных нагрузок. Мировой опыт указывает на необходимость перехода к строительству монолитных железобетонных конструкций. Это снижает стоимость строительства и дает возможность разрабатывать мостовые сооружения с различными конструкциями и более выраженной архитектурой без использования кранов высокой грузоподъемности. Причина неиспользования монолитных пролетных строений, на наш взгляд, заключается в загруженности ведущих проектировщиков и их нежелании тратить время на разработку новых конструктивных решений. Ощущается также нехватка в молодых, хорошо обученных, амбициозных проектировщиках мостовых сооружений.

Строительство мостовых сооружений. По причине недостаточного авторского и технического контроля при строительстве мостовых сооружений допускаются отклонения от проекта. Наиболее часто встречающиеся отклонения:

а) засыпка насыпи за устоями (береговыми опорами) производится из грунта, которым засыпалась насыпь подходов. Согласно проектным решениям, этот участок насыпи должен отсыпаться из гравийно-песчаной смеси. Это обусловлено тем, что рядом с опорами проводить уплотнение грунта при помощи тяжелой техники запрещено и необходимо использовать мало сжимаемые грунты (они могут быть уплотнены при помощи ручных инструментов). Причин замены грунтов несколько: сроки выполнения работ, карьеры гравийно-песчаной смеси могут быть расположены на значительном расстоянии, производители работ просто не знают, какой грунт можно использовать. Чертежи и объемы работ по отсыпке за устоями приводятся в проекте мостового сооружения, а земляного полотна подходов – в проекте автомобильной дороги. Последствием отклонений от проекта является просадка на поверхности проезжей части. Примеры: путепровод у города Нукус – насыпь отсыпана из песка, путепроводы в городе Ташкенте – в большинстве случаев насыпи отсыпаются из глины или суглинков;

б) деформационные швы устраиваются с отклонениями. Причины: сроки строительства – деформационные швы устраиваются накануне сдачи объекта (имеются случаи устройства швов

после открытия движения); без согласования с ГИПом меняется тип или материал деформационных швов; деформационные швы устраиваются с грубыми отклонениями от проекта производства работ;

в) сваи опор не погружаются до проектных отметок. К примеру, при проверке недавно построенных мостов в Республике Каракалпакстан обнаружено, что на четырёх мостах из пяти проверенных сваи не погружены до проектных отметок от 2.0 до 4.0 м (проверка проводилась по расположению монтажных петель). Причина в недостатке необходимой техники и квалифицированных кадров;

г) некачественные швы омоноличивания балок пролетных строений и заполнение шпонок плит пролетных строений. Швы омоноличивания и заполнение шпонок должно выполняться с использованием бетона классом не ниже бетона балок и плит пролетных строений (В30, В35, В40). Часто происходит следующее: балки или плиты пролетных строений установлены и их нужно объединить, до завода ЖБИ – 100 – 150 км, необходимы 0.5 или 1.0 м³ бетона нужного качества, сроки сдачи поджимают, везти бетон не хватает времени или жалко солярки. Выходят из ситуации изготовлением бетонной смеси на месте «вручную». Визуально швы или шпонки выглядят удовлетворительно, но через несколько лет бетон рассыпается, а еще через какое-то время мост приходит в аварийное состояние.

Кроме перечисленных, имеются и другие нарушения при строительстве мостовых сооружений. Основная причина нарушений в технологии строительства и отклонений от проекта – отсутствие квалифицированных кадров и нехватка современной техники и оборудования. Мостоотряды треста «Куприк курилиш» в настоящее время находятся в структуре «Узбекистон темир йуллари». В мостостроительных подразделениях Комитета прорабами и начальниками участков в настоящее время работают в основном специалисты, ранее работавшие на строительстве объектов гражданского строительства. Они знают, как строить, но не знают некоторых тонкостей, возникающих при строительстве мостовых сооружений, так как нет преемственности – эти организации созданы относительно недавно.

Эксплуатация мостовых сооружений. Следует отметить, что значительное количество эксплуатируемых в настоящее время мостовых сооружений построено в 1970-е годы. В этот период шло интенсивное освоение посевных земель в Сырдарьинской, Джизакской, Навоийской, Бухарской областях и других регионах Узбекистана. Большое количество мостов через каналы и коллекторы, находящиеся на тот момент на сельскохозяйственных дорогах, строились подразделениями треста «Водстрой». От строителей требовалось построить мост, по которому без проблем могла проезжать сельскохозяйственная техника. Мосты строились без опорных частей и переходных плит. В настоящее время большая часть этих мостов уже находится на дорогах общего пользования. Примерно в тот же период были перестроены мосты, построенные до или сразу после Второй мировой войны, т.е. порядка 70 % эксплуатируемых мостов на дорогах общего пользования имеют срок службы более 50 лет. Информация о мостах на дорогах, передаваемых на баланс Комитета, вообще отсутствует – вряд ли статистика по ним лучше.

За последние 5 – 6 лет УП «Автомобильный научно-исследовательский институт» и ООО «Йул-лойиха бюроси» провели диагностику около 800 мостов. Из 800 мостов более 200 находятся в аварийном состоянии, т.е. движение по ним должно быть закрыто или организовано с ограничениями по грузоподъемности и скорости движения автотранспортных средств. Около 400 мостов нуждаются в капитальном ремонте. На остальных мостах требуется проведение текущего ремонта. Следует отметить, что в данном случае статистика не должна вводить в заблуждение. Для диагностики дорожными организациями отбираются наиболее проблемные мостовые сооружения.

Кроме того, определенное количество мостов, расположенных в Самаркандской, Навоийской и Бухарской областях, было диагностировано «Бухоро укув маркази» и частными фирмами. Статистика по этим мостам отсутствует.

Отсутствие централизованной базы данных не позволяет точно оценить (увидеть цельную картину) состояние мостовых сооружений на автомобильных дорогах республики.

В районных дорожно-эксплуатационных организациях Узбекистана за редким исключением в штате нет мостовых мастеров. За отсутствием специалистов должность мостового мастера просто сокращают. Причина этого – вузы Узбекистана давно не осуществляли выпуск мостовиков.

Сокращению срока службы мостовых сооружений способствует проезд по ним негабаритных и тяжеловесных грузов. Между тем, не организован необходимый контроль на маршруте проезда тяжеловесных грузов, которые ввозятся из-за границы. Не контролируются тяжеловесные грузы внутри страны.

Диагностика, уход и содержание водопропускных труб на дорогах общего пользования проводятся не в полном объеме.

Подготовка специалистов Ташкентским институтом по проектированию, строительству и эксплуатации автомобильных дорог (далее – ТИПСЭАД).

До настоящего времени в «Классификаторе направлений и специальностей высшего образования» направление бакалавриата «Мосты и тоннели» отсутствовало, т.е. не выпускались специалисты - мостовики. Однако функционировала магистратура по специальности «Строительство мостов, тоннелей и метрополитена», хотя выпуск 3 – 5 специалистов положения не меняло, более того, они оставались работать в институте либо занимались наукой.

Проектированием, строительством и эксплуатацией мостов занимаются выпускники направлений бакалавриата «Автомобильные дороги и аэродромы» и «Эксплуатация транспортных сооружений (по автомобильным дорогам)». Следует отметить, что выпускники этих направлений изучают определенное количество предметов, посвященных проектированию, строительству и эксплуатации мостов. Но количество и объем этих предметов являются не достаточными.

С 2017 г. начался набор по направлению бакалавриата «Автомобильные дороги, мосты, тоннели, путепроводы, аэродромы». Планируется также набор по специальности магистратуры «Эксплуатация транспортных сооружений (по мостам и тоннелям)».

Имеется ряд предложений для решения всех вышеперечисленных проблем:

1. Провести инвентаризацию всех мостовых сооружений на дорогах общего пользования Республики Узбекистан. Создать базу данных с указанием состояния несущих конструкций, фактической грузоподъемности, необходимости в ремонте и пр.

2. Постепенно переходить от типовых проектных решений к индивидуальным. К примеру, можно начать проектировать монолитные железобетонные пешеходные мосты или мосты с пролетами в 6.0 – 9.0 м. Возможно, для проектирования первых в Узбекистане монолитных мостов больших пролетов арочного типа придется приглашать зарубежных специалистов.

3. Усилить авторский и технический надзор за строительством мостовых сооружений. На начальном этапе можно воспользоваться опытом, применяемым в течение последних 10 – 15 лет «Узбекистон темир йуллари» (далее – УТЙ). При строительстве новых магистральных железных дорог функции по надзору за качеством строительства на контрактной основе передаются независимой организации, которая не участвует в проектировании и строительстве.

4. Обязать все районные дорожно-эксплуатационные организации ввести в штат должность мостового мастера. Принятые на работу в качестве мостового мастера должны пройти курсы повышения квалификации. Курсы могут быть организованы при УП «Автодорожный научно-исследовательский институт».

Последняя массовая паспортизация мостовых сооружений на дорогах Узбекистана проводилась в 1993 – 1998 гг. Данные в этих паспортах устарели, к тому же паспорта, выполненные региональными проектными институтами, имеют неточности. Согласно нормам, паспорта на мостовые сооружения должны обновляться не реже одного раза в пять лет.

Для выполнения поставленной правительством задачи, а именно – «создания базы данных автомобильных дорог и искусственных сооружений» необходимо в кратчайшие сроки приступить к массовой паспортизации мостов. Паспортизация должна проводиться по районам. Паспорта мостов на дорогах различных уровней должны храниться в одной папке в районной дорожно-эксплуатационной организации. Обобщенная база данных по мостам на дорогах области – в областных дорожных управлениях и т.д. Работы по паспортизации должны проводиться в плановом порядке и быть закончены в срок не более 2 лет. Параллельно необходимо провести паспортизацию водопропускных труб: на первом этапе пролетом более 4.0 м, на втором этапе – все оставшиеся.

Учитывая, что эксплуатируемые мостовые сооружения должны проходить диагностику или обследование минимум раз в десять лет, количество ежегодно диагностируемых мостов должно быть увеличено (минимум 500 – 600 мостов в год).

Диагностику и паспортизацию мостовых сооружений должны проводить организации, определенные Комитетом. Рекомендации в отчетах по диагностике или обследованию должны быть обязательными к исполнению.

При проезде негабаритных грузов следует проводить обследование всех мостов (а также водопропускных труб с большими пролетами) по маршруту следования. По результатам обследования необходимо определить фактическую несущую способность конструкций, при необходимости разработать мероприятия по временному усилению или устроить объезд мостового сооружения. Во время проезда по маршруту необходимо организовать сопровождение груза представителем Комитета. После проезда груза все мостовые сооружения должны быть визуально осмотрены. Все затраты, связанные с обследованием, разработкой проектов временного усиления и самого усиления, должны учитываться при проведении тендера на определение фирмы перевозчика. В настоящее время эти расходы учитываются, однако, перевозчик их получает, но экономит.

Тяжеловесные грузы внутри страны – это трудно контролируемый процесс. Необходимо изучить особенности, а затем постепенно переходить на аналог системы Платон, применяемый в РФ. В России с 15 ноября 2015 г. водители грузовых автомобилей, масса которых превышает 12 т на ось, должны платить за каждый пройденный километр федеральных дорог. По последней информации, на средства, собранные по системе Платон, в РФ построено несколько мостов и путепроводов.

5. Перечисленные предложения могут быть выполнены только при наличии квалифицированных кадров.

Для решения проблемы нехватки кадров необходимо внести изменения в «Классификатор направлений и специальностей высшего образования», организовать для руководителей среднего звена АК «Узавтоул», не имеющих высшего образования, или имеющих образование, не совпадающее с занимаемой должностью, ускоренные курсы обучения, а также организовать реальные курсы повышения квалификации.

Необходимо оказать помощь ТИПСЭАД в приобретении лабораторного оборудования, организации производственной практики. Для работ по паспортизации мостов привлекать студентов, живущих в этом районе. Часть занятий проводить на производстве, организовать проведение занятий ведущими специалистами Комитета.

Необходимо организовать стажировку специалистов за рубежом. Знающих иностранные языки можно отправлять в страны Европы или Юго-Восточной Азии, возможно, организовать стажировку в России или Беларуси. Необходимо организовать стажировку на строящемся Крымском мосту, так как этот объект является уникальным на постсоветском пространстве и строится с применением всех существующих сейчас инновационных технологий. Организация зарубежной стажировки для всех прорабов и мостовых мастеров трудно выполнима. Рекомендуется организовать стажировку для нескольких специалистов, а затем на их опыте проводить стажировку на базе «Автомагистраль ХДААЙСИТФК» или «Тошкент куприк».

Следует выделять средства на проведение научных исследований. Научные исследования должны быть реальными. Гранты на исследования выделять на конкурсной основе. Темы для исследований определять, исходя из существующих проблем в мостостроении Узбекистана.

На наш взгляд, выполнение перечисленных рекомендаций приведет к уменьшению расходов на эксплуатацию мостовых сооружений, увеличению транзита через территорию Узбекистана, развитию дорожной сети и экономики страны в целом.

Унитарное предприятие «Автомобильно-дорожный научно-исследовательский институт»

Дата поступления
06.07.2017

Х.А. Байбулатов, О.К. Зияев. Ўзбекистон республикасида кўприклар қуришидаги муаммолар

Мақолада кўприк иншоотларини лойиҳалаш, қуриш ва эксплуатацияси даврида пайдо бўладиган айрим муаммолар кўриб чиқилган. Йўл соҳаси учун мутахассислар тайёрлаш масаласига катта эътибор берилди. Келтирилган тавсияларнинг бажарилиши, кўприк иншоотлари эксплуатациясига бўлган харажатларни камайтиради, Ўзбекистон ҳудуди орқали транзит кўпайишига, йўл тўри ва умуман давлат иқтисодининг ривожланишига олиб келади.

X.A. Baybulatov, O.K. Ziyayev. Problems of the bridging branch of the republic of Uzbekistan

The article considers a number of problems arising in the design, construction and operation of bridge structures. Particular attention is paid to training for the road industry. Recommendations are given, the implementation of which will lead to a reduction in the cost of operation of bridge structures, increase of transit through the territory of Uzbekistan, the development of the road network and the economy of the country as a whole.

АЭРОДИНАМИЧЕСКОЕ ВОЗДЕЙСТВИЕ ОТ ДВИЖЕНИЯ ВЫСОКОСКОРОСТНОГО ПОЕЗДА НА ИНФРАСТРУКТУРУ СУЩЕСТВУЮЩЕЙ ЖЕЛЕЗНОЙ ДОРОГИ

Изучение воздушных потоков, создаваемых поездами при высоких скоростях движения, является актуальной задачей обеспечения безопасности на высокоскоростных железных дорогах.

Проводимые экспериментальные и теоретические исследования, предусматривают выявление сведений о скорости, направлениях вторичных воздушных потоков и аэродинамического давления, возникающих при движении высокоскоростных поездов; оценке их воздействия на объекты инфраструктуры железной дороги, окружающую природу, а также на людей; обеспечение безопасности и комфортабельности пассажирам [1 – 4]. По результатам экспериментальных исследований установлены зависимости аэродинамического сопротивления от скорости [5]; взаимодействие движущегося скоростного поезда с объектами, находящимися вдоль железной дороги, в том числе с поездами, движущимися по параллельному пути [3, 4, 6]; физика образования аэродинамических потоков в отдельных частях движущегося скоростного поезда [5].

Теоретические исследования, выполненные на модели высокоскоростного поезда в качестве осесимметричного тела, позволили установить величину и вектор скорости вторичных воздушных потоков, а также аэродинамического воздействия на объекты инфраструктуры железной дороги и людей [7, 8].

Обеспечение безопасности движения поездов и пассажиров, бесперебойного функционирования всей инфраструктуры высокоскоростной железной дороги является основным условием организации скоростного и высокоскоростного движения пассажирских поездов. Данная задача актуальна при проектировании высокоскоростного движения поездов на существующих железных дорогах, которые в прошлом проектировались на максимальные скорости движения пассажирских поездов 120 – 160 км/ч.

Так как на существующих линиях высокоскоростное движение возможно после проведения масштабной реконструкции и модернизации постоянных устройств и сооружений существующей инфраструктуры, то при проектировании организации высокоскоростного движения с использованием существующей инфраструктуры железных дорог максимальнодопустимые скорости движения высокоскоростного поезда по каждому объекту должны устанавливаться отдельно с учетом их технического состояния.

Для обеспечения безопасного функционирования высокоскоростной железной дороги необходимо рассмотреть аэродинамическое воздействие на людей и объекты инфраструктуры железной дороги, как один из основных критериев безопасности при высокоскоростном движении пассажирских поездов, так как движущийся с высокой скоростью поезд оказывает аэродинамическое воздействие на каждый i -й объект величиной $P_{\max i}$. Техническое состояние i -го объекта позволяет ему воспринять воздействие с максимальнодопустимым значением $P_{\text{доп}i}$, не снижая уровень безопасности движения высокоскоростных поездов. Для обеспечения безопасного функционирования высокоскоростной железной дороги на всех объектах или конструктивных элементах инфраструктуры существующего пути должно быть выполнено условие

$$P_{\max i} \leq P_{\text{доп}i} \quad (1)$$

Аэродинамическое воздействие, сила и направленность давления на тот или иной объект зависят от максимальной скорости и продолжительности воздушного потока, пространственного расположения, наличия и близости объектов инфраструктуры железной дороги относительно движущегося высокоскоростного поезда.

Для каждого i -го объекта (или его конструктивного элемента) инфраструктуры существующей железной дороги можно составить расчетную схему воздействия на него аэродинамического давления (рис. 1). Во всех расчетных случаях при известной величине расстояния B от движущегося высокоскоростного поезда до объекта и максимальнодопустимой величины воздействия, которую может воспринять данный объект $P_{\text{доп}i}$, необходимо определить скорость высокоскоростного поезда $V_{\max i}$.

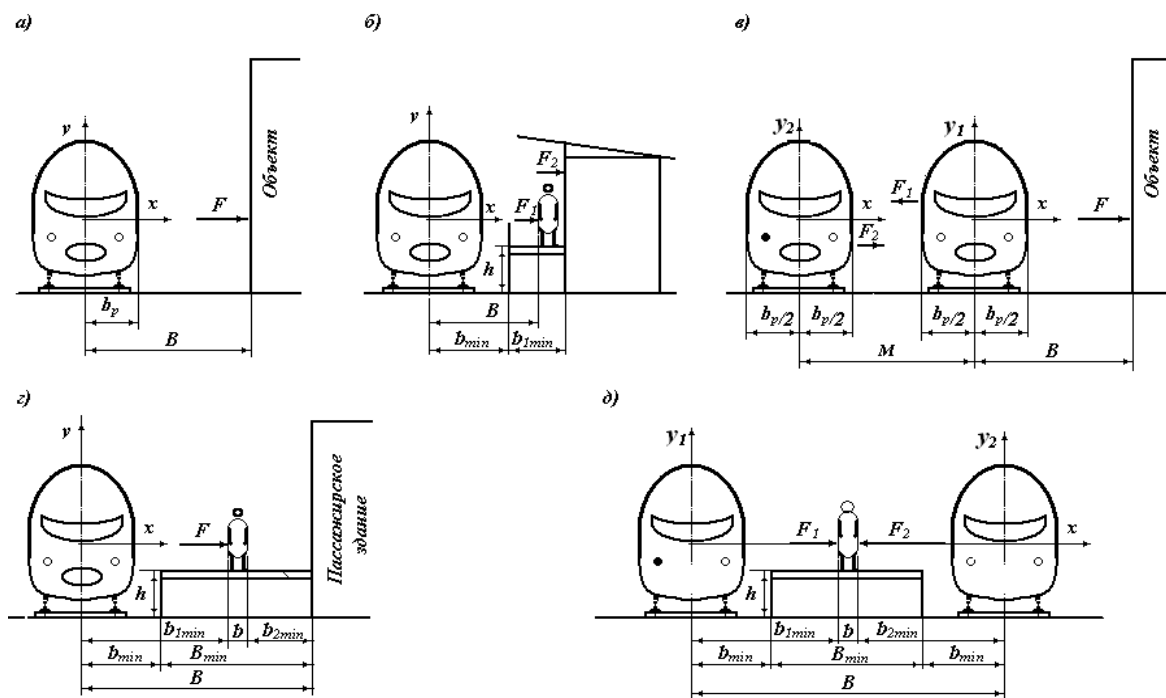


Рис. 1. Расчетные схемы расположения высокоскоростного поезда и объектов:

a – «поезд – объект»; *б* – «поезд – человек – объект»; *в* – «поезд – работник»;

г – «поезд – пассажир на высокой платформе – объект»; *д* – «поезд – пассажир на высокой платформе – поезд»;

е – «поезд-пассажир на низкой платформе – объект»; *ж* – «поезд – пассажир на низкой платформе – поезд»

Таким образом, задача определения аэродинамического воздействия на объект i сводится к определению скорости вторичного воздушного потока V_{fi} непосредственно у i -го объекта при движении высокоскоростного поезда со скоростью $V_{\max i}$.

Как развитие ранее выполненных исследований [7] распределение воздушного потока и определение его скорости вдоль движущегося высокоскоростного поезда исследуем на модели поезда, состоящего из локомотива и $2n$ вагонов. Локомотив и вагоны представлены в качестве осесимметричного тела с обтекаемой формой головной и хвостовой части, движущейся в сжимаемой (акустической) среде [8].

В качестве примера рассмотрено установление максимально допустимой скорости движения высокоскоростного поезда по охраняемому переезду. В данном случае наиболее уязвимый объект к воздействию аэродинамического давления – дежурный по охраняемому переезду. В расчетах принято, что высокоскоростной поезд состоит из локомотива и четырех вагонов, т.е. $n=2$, длина локомотива и вагонов $L=25$ м, общая длина поезда $L_{tr}=125$ м, $R=2$ м, $\rho_0=1.2$ кг/м³, скорость поезда v_0 принята равной 160, 200, 250, 350, 400 км/ч. Для наглядного изучения влияния межвагонного пространства на величину аэродинамического давления искусственно создано пространство, т.е. принято $L_0=20$ м.

По результатам расчетов построены графики изменения аэродинамического давления потока воздуха при прохождении высокоскоростного поезда со скоростью 200 км/ч вдоль служебного помещения дежурного по охраняемому переезду (рис. 2).

Анализ графиков показывает, что в обоих случаях величина отрицательного давления больше, чем положительного. Установлено также влияние межвагонного пространства на величину отрицательного (всасывающего) аэродинамического давления (рис. 2, б). На железных дорогах отдельных государств практикуется движение сдвоенных высокоскоростных поездов. При достаточной обтекаемости головных и хвостовых вагонов в местах спаривания поездов возникают отрицательное аэродинамическое давление, величина которого значительно превышает величину избыточного давления. Достоверность данных расчетов подтверждается результатами ранее проведенных экспериментов в США, России, Швеции. Таким образом, можно утверждать, что для обеспечения безопасного функционирования инфраструктуры железных дорог необходимо учитывать аэродинамические потоки и давления вне зависимости их направленности.

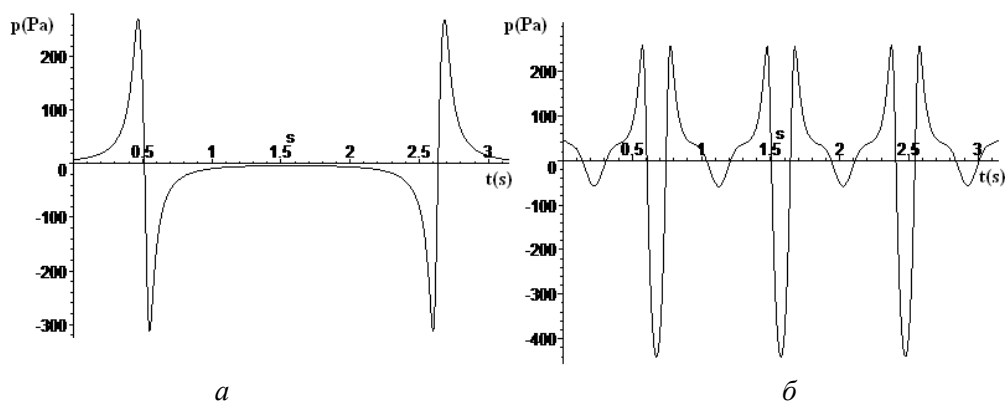


Рис. 2. Изменение аэродинамического давления потока воздуха от времени с перекрытыми (а) и открытыми (б) междвагонными пространствами

С использованием результатов расчетов, выполненных для других скоростей и расстояний, можно построить кривую зависимости величины аэродинамического давления от скорости движения поездов и расстояния до рассматриваемой точки $P_{\max} = f(V_{\max}, B)$ (рис. 3), аналогично [7], по которой можно установить максимально допустимую скорость прохождения высокоскоростного поезда вдоль объекта. Предположим, что в рассматриваемом расчетном случае известна допустимая величина аэродинамического воздействия на дежурного по переезду, которая по санитарным нормам не должна превышать 100 Па. В данном случае расстояние, где расположено служебное помещение, регламентировано национальным стандартом и должно быть не менее 2.45 м от оси пути. На кривой $P_{\max} = f(V_{\max}, B)$ можно найти точку пересечения линий, соответствующую аэродинамическому давлению 100 Па и расстоянию 2.45 м, т.е. скорости поезда. Таким образом, при движении высокоскоростного поезда с максимальной скоростью 150 км/ч, соответствующей по величине данной точке будет обеспечено выполнение условия (1), т.е. безопасное нахождение дежурного по переезду на площадке служебного помещения.

Полученные результаты позволяют установить:

- максимальнодопустимые скорости высокоскоростного поезда с учетом технического состояния постоянных устройств и сооружений существующей инфраструктуры железных дорог;
- технические параметры отдельных объектов и конструктивных элементов инфраструктуры высокоскоростных железных дорог, подвергающихся воздействию аэродинамического давления при заданном значении максимальной скорости движения высокоскоростных поездов.

Предлагаемый метод может быть использован в практике проектирования высокоскоростного движения поездов как на существующих, так и на вновь строящихся железных дорогах.

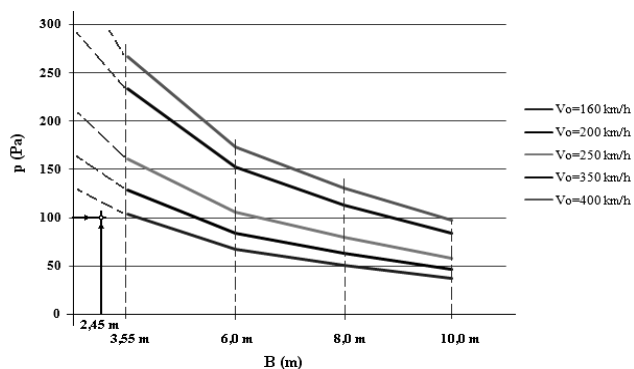


Рис. 3. Кривые зависимости аэродинамического давления от скорости движения поездов (V_0) и расстояния до объекта (B)

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Holmes S, Schroeder M. Aerodynamic Effects of High-Speed Passenger Trains on Other Trains. Final Report, September 2000-March 2001. DOT-VNTSC-FRA-01-05. U.S. Department of Transportation Research and Special Programs Administration John A. Volpe National Transportation Systems Center.
- [2] Derkowski P., Clark S., Sturt R. Aerodynamic effects of high speed trains on passenger, track workers, and other people. Arema, 2014.
- [3] Harvey Shui- Hong Lee. The Aerodynamic Effects of Passing Trains to Surrounding Objects and People. Final Report, April 2009. DOT-VNTSC-FRA-04-05. U.S. Department of Transportation Research and Special Programs Administration John A. Volpe National Transportation Systems Center.

- [4] Khayrullina A., Blocken B., Wendy Janssen, Jochem Straathof . CFD simulation of train aerodynamics: train-induced wind conditions at an underground railroad passenger platform. Accepted for publication in Journal of Wind Engineering & Industrial Aerodynamics, January 2015.
- [5] Baker C. The Flow Around High Speed Trains // Journal of Wind Engineering and Industrial Aerodynamics. Vol. 98. 2010. P. 277 – 299.
- [6] Лазаренко Ю.М. Аэродинамическое воздействие высокоскоростного электропоезда "Сапсан" на пассажиров на платформах и на встречные поезда при скрещении / Лазаренко Ю.М., Капускин А.Н. // Вестник Научно-исследовательского института железнодорожного транспорта. 2012. № 4. С. 11 – 14.
- [7] Djabbarov S., Mirakhmedov M., Mardonov B. On the question of the safety of the passenger on a high railway platform when high-speed train is passing by // Innotrans Scientific and nonfiction edition. 2016. № 3 (21). P. 39 – 44.
- [8] Djabbarov S., Mirakhmedov M., Mardonov B. Safety of people and infrastructure objects to the aerodynamic impact of high-speed train // IX Conference International "Transport Problems" 28-30 juin 2017. Katowice: Silesian university of technology publication, 2017. P. 127 – 135.

Ташкентский институт инженеров железнодорожного транспорта

Дата поступления
04.07.2017

С.Т. Джаббаров, Б. Мардонов. Юқори тезликдаги поезд ҳаракатининг мавжуд темир йўл инфратузилмасига аэродинамик таъсири

Юқори тезликдаги поезднинг мавжуд темир йўл инфратузилмасида ҳаракатини максимал тезлигини белгилаш, ҳосил бўладиган аэродинамик босимнинг атроф муҳит, темир йўл инфратузилмаси, одамларга таъсири тадқиқоти натижалари келтирилган.

S.T. Djabbarov, B. Mardonov. Aerodynamic impact from the movement of a high-speed train on the infrastructure of the existing railway

The results of research on establishing the maximum permissible speed of a high-speed train on the existing railway infrastructure are presented; aerodynamic impact of its movement on the environment, the infrastructure of the railway and people.

УДК 539.3

Н.А. НИШОНОВ

СЕЙСМОДИНАМИКА ПОДЗЕМНЫХ ПОЛИМЕРНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

По всему миру ежегодно происходит около 50 тысяч землетрясений, и только в единичных случаях они приводят к гибели людей. К человеческим жертвам приводит не землетрясение, а разрушение конструкций зданий и сооружений. Землетрясения, повлекшие гибель людей, это те случаи, где при планировании и строительстве зданий и сооружений были допущены нарушения установленных строительных норм и правил. Анализ воздействия сильных землетрясений за последние 20 – 30 лет показал, что они сопровождались нарушениями функционирования систем жизнеобеспечения, а именно повреждениями и разрушениями трубопроводов водо-, газо- и тепло-снабжения.

Данные по статистике разрушений элементов газопроводов низкого давления во время землетрясения в г. Кобе (1995 г.) показывают, что полиэтиленовые трубы являются пока единственным типом труб, которые сохраняют работоспособность при землетрясениях. При практически полном разрушении газопроводов из материалов, характеризующихся большой жесткостью, полиэтиленовые газопроводы выдержали значительные смещения земли без нарушения герметичности [1 – 3]. После землетрясения в Кобе преимущественное применение полиэтиленовых труб для газо- и водоснабжения было закреплено законодательно во всей Японии.

В настоящее время 90 % всех аварий на трубопроводах происходит в результате коррозионных разрушений металла труб. Большим резервом повышения эксплуатационной надежности нефтепромысловых трубопроводных систем является применение труб, изготовленных из современных долговечных полимерных материалов, преимущества которых неоспоримы. Массовое применение таких труб позволит существенно увеличить срок службы трубопроводов, резко снизить эксплуатационные затраты, а также затраты на доставку и монтаж труб.

Сеймонапряженное состояние подземного сооружения существенно зависит от свойств окружающего его грунтового массива. При этом наиболее неблагоприятна прокладка трубопрово-

дов в слабых грунтах, в том числе в грунтах с высокой влажностью (водонасыщенные), когда их состояние близко к потере несущей способности, а также на участках, где грунты обладают высокими коррозионными свойствами. После смягчения и увлажнения структуры грунта из-за больших смещений земли системы жизнеобеспечения начинают повреждаться. В связи с этим изучение прочностных свойств подземных трубопроводов, в частности из полимерных материалов, в структурно-неоднородных и увлажненных грунтах с учетом последствий возможных сейсмических воздействий представляет актуальную, новую и важную практическую проблему.

В уравнениях сейсмодинамики подземных сооружений, описывающих их движение в сейсмическом поле, свойства грунта учитываются через некоторые параметры, выражающие различие между деформациями грунта и сооружением. Такими параметрами для линейных участков трубопровода являются коэффициенты продольного и поперечного взаимодействия [4].

В статье поставлена задача экспериментального определения коэффициента продольного взаимодействия трубопровода с окружающим грунтом для дальнейшего их использования при теоретических расчетах.

Эксперименты проводились с полимерными трубами, уложенными в песчанике и суглинке, на экспериментальной установке по методике, разработанной Т. Рашидовым и Г. Хожметовым [4,5], которая также использовалась в работе [6].

Для некоторых случаев взаимодействия трубы с окружающим грунтом при мгновенных (сейсмических) нагрузках, когда время действия очень мало или при статических нагрузках, когда скорость деформации трубы очень мала, закон взаимодействия между касательными напряжениями на поверхности трубы и ее перемещением относительно грунта можно принять упругим

$$\tau = k_x u, \quad (1)$$

где τ – интенсивность касательных сил; u – перемещение трубы относительно грунта; k_x – коэффициент продольного взаимодействия.

На основе выбранной модели упругого взаимодействия определен коэффициент продольного взаимодействия.

По результатам проведенных экспериментальных исследований можно сделать следующие выводы:

Полученные результаты для коэффициента продольного взаимодействия k_x при увлажненном грунте сравнены со значением k_x при сухом грунте. Сравнивая результаты экспериментов и с результатами [5], можно сделать вывод о том, что влажность грунта увеличивает липкость полимерных труб в отличие от чугунных труб.

Известно, что водонасыщенность грунтовой среды, в которой находится подземный трубопровод, существенно влияет на напряженно-деформированное состояние последнего. Отметим, что в общем случае постановка задачи, учитывающая влияние водонасыщенности грунта, должна, кроме всего прочего, включать соотношения для влажности w , зависящей от (x, y, z, t) (в плоской постановке $w(x, y, t)$) и рассмотрение соответствующих уравнений [6] для различного геометрического расположения сооружения и источника влаги. Для практических целей следует искать определенные упрощения для различных случаев расположения сооружения и источника влаги.

Если по трассе длинных подземных трубопроводов наблюдаются существенные изменения структуры грунтов, то эти изменения необходимо учитывать в коэффициентах взаимодействия по координате. Причины, приводящие к изменению коэффициентов взаимодействия, могут быть разными – изменения влажности грунтов по длине конструкции и другие изменения в физико-механических свойствах грунта, изменения внешних статических нагрузок и т.д.

На основе полученных экспериментальных кривых приведены 4 случая переменного коэффициента продольного взаимодействия подземного полимерного трубопровода с грунтом в зависимости от распространения влажности w . Получены различные переменные коэффициенты взаимодействия трубопровода с грунтом, которые используются в решении колебательных процессов подземных полимерных трубопроводов.

Проведен расчет для полимерной трубы для случая аппроксимации переменного коэффициента, соответствующий различным случаям распределения влажности. Для решения уравнения используется метод конечных разностей второго порядка точности. На основе метода конечных разностей разработан вычислительный алгоритм для решения задач сейсмодинамики трубопроводов, уложенных в грунтах с разными свойствами.

Полученные нами результаты показывают, что полиэтиленовые трубопроводы имеют высокую степень эластичности и надежности, которые совпадают с реальным поведением полиэтиленовых трубопроводов во время землетрясений. В 1995 г. при землетрясении в Кобе (Япония) при практически полном разрушении газопроводов из материалов, характеризующихся большой жесткостью, полиэтиленовые газопроводы выдержали значительные смещения грунтов без нарушения герметичности [1].

Ныне применение полимерных труб в сейсмических районах становится актуальным. Проводимые исследования позволяют создать рекомендации по их расчету на сейсмостойкость, что позволит существенно дополнить нормативные материалы по сейсмостойкому строительству и тем самым снизить ущерб от возможных землетрясений.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Resources and Energy Office, Gas Earthquake Countermeasure Committee – Gas Earthquake Countermeasure Study Group Report, 1996.
- [2] Japan Water Works Association – Damage to Water Work Pipes During the Great Hanshin-Awaji Earthquake and their Evaluation, 1996.
- [3] Shirozu T., S. Yune R. Isoyama, T. Iwamoto. Report on Damage to Water Distribution Pipes Caused by the 1995 Hyogo-ken-Nanbu (Kobe) Earthquake., Technical Report NCEER-96- 0012, National Center for Earthquake Engineering Research, State University of New York at Buffalo. Buffalo. NY, 1996. P. 93 – 110.
- [4] Рашидов Т.Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. Ташкент: Фан, 1973. – 180 с.
- [5] Рашидов Т.Р., Хожметов Г.Х. Сейсмостойкость подземных трубопроводов. Ташкент:Фан, 1985.–152с.
- [6] Юсупов А., Мухамедова С., Нишонов Н.А. Определение параметров взаимодействия трубопроводов с водонасыщенным грунтом // Вестник Нижегородского университета Н.И.Лобачевского. 2011. № 4. Ч. 4. С. 1645 – 1647.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
28.06.2017

Н.А. Нишонов. Ер ости полимер қувурлари сейсmodинамикаси

Полимер қувурларни грунт билан ўзаротасир коэффициентини грунт намлигига боғлиқлиги тажрибавий аниқланган, намлик тарқалишининг бир неча ҳоллари мос ҳолда ўзарувчан коэффициентлар аппроксимацияланган. Ўзарувчан коэффициентлар асосида ер ости полимер қувурларини сейсмик юкланишлардаги бўйлама тебраниши ўрганилган ва натижалар таҳлил қилинган.

N.A. Nishonov. Seismodynamics of underground polymeric pipelines

The dependence of the interaction coefficient of the polymer pipe with the soil on the soil moisture was experimentally determined, and the variable coefficients corresponding to some cases of moisture distribution were approximated. On the basis of variable coefficients, longitudinal oscillations of subterranean polymeric pipelines under seismic loads were studied.

УДК 539.3

Е.В. АН

ПРОБЛЕМЫ УСТОЙЧИВОСТИ ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДОВ

За последние 20 лет наблюдается сильная активизация стихийных бедствий в мире как природного, так и техногенного характера, вызванная землетрясениями, наводнениями, засухами, селями, оползнями, обвалами и пр. Причиной наиболее крупных потерь из всех стихийных бедствий являются землетрясения. Сильное землетрясение, произошедшее вблизи густонаселенных районов, где имеются промышленные или энергетические предприятия, вызывают серьезные и многообразные проблемы. После землетрясений повреждаемость подземных трубопроводов возрастает. В подземных сооружениях выход из строя одной части влияет на работоспособность всей системы, а в наземных это имеет локальный характер.

Накопился достаточный материал, связанный с последствиями сильных землетрясений на подземные системы жизнеобеспечения. Среди повреждений и разрушений подземных трубопроводов при сильных землетрясениях обнаружены случаи подъема из-под земли участков трубопровода, образовавшие пологие арки. А во время японских землетрясений Tokachioki в 2003 г. и в

Niigataken-chuets в 2004 г. повреждены 152.1 км труб, 1453 колодца, во многих местах канализационные трубы оказались выпученными, а канализационные колодцы поднятыми. Максимальный подъем колодцев достигал 1.3 м [1 – 4]. При всех землетрясениях наибольшие повреждения обнаружены в местах разжижения грунта. Наблюдается четкая связь между степенью разжижения грунта и повреждениями подземной трубопроводной сети. Разжижение приводит к чрезмерной и неравномерной деформации грунта, к большим вертикальным (больше расчетных) и продольным перемещениям, а также к трещинам в грунте. Таким образом, появилась потребность в изучении подъема подземных сооружений, расположенных в разжиженных грунтах.

Отметим, что значительная часть подземных сооружений в нашем регионе расположена в глинистых, глинисто-песчаных и лёссовых грунтах и они во многих случаях переувлажнены. Хотя наш регион за последнее время не подвергался воздействию разрушительных стихий типа сильных землетрясений, однако, проблемы, присущие крупным городам, расположенным в сейсмоактивных зонах, почти у всех одинаковы. Поэтому необходимо проводить глубокие исследования проблем сейсмостойкости подземных сооружений, так как это основная и глобальная задача дальнейшего развития строительства подземных трубопроводов и колодцев в сейсмоактивных районах.

В сейсродинамике подземных сооружений на первом плане – взаимодействие в системе «сооружение – грунт» [5]. В последнее время представляет интерес поведение систем «сооружение, проходящее через зону разлома» и «подземное сооружение – переувлажненный грунт». В связи с этим появляется востребованность в дополнении и уточнении существующих моделей взаимодействия в системе «сооружение – грунт». В работах [6, 7] разработаны обобщенные математические модели взаимодействия для продольных и поперечных перемещений трубопровода в переувлажненном грунте:

$$-\bar{q}_x = \bar{k}_x u + \bar{\lambda}_x \frac{\partial u}{\partial t} + \bar{\beta}_x \frac{\partial u}{\partial x} + \bar{\mu}_x \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial t}, \quad -\bar{q}_z = \bar{k}_z w + \bar{\lambda}_z \frac{\partial w}{\partial t} - \bar{\beta}_z \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} - \bar{\mu}_z \frac{\partial^3 w}{\partial x^2 \partial t},$$

где коэффициенты $\bar{k}_x, \bar{\lambda}_x, \bar{\beta}_x, \bar{\mu}_x; \bar{k}_z, \bar{\lambda}_z, \bar{\beta}_z, \bar{\mu}_z$ должны определяться из экспериментов.

Таким образом, использование вышеприведенных реологических моделей взаимодействия для поперечных $\bar{q}_z$ и продольных $\bar{q}_x$ перемещений трубопровода в грунте при исследовании устойчивости подземных трубопроводов является естественным продолжением динамической теории сейсмостойкости подземных сооружений.

В работе [8] рассмотрена задача о динамической устойчивости трубопровода, расположенного в переувлажненном грунте, при действии сжимающей силы в продольном направлении, которая решалась как в линейной, так и в геометрически нелинейной постановках. Проведен сравнительный анализ результатов решения задач и сделан вывод, что геометрическая нелинейность проявляется незначительно в данной постановке задачи. На основе полученных результатов выявлено, что чем больше диаметр трубопровода, тем он более устойчивый; чем больше длина трубы, тем он менее устойчивый; чем больше сжимающая сила, тем больше вероятность его выпучивания; чем больше динамическая вязкость грунта, тем наиболее вероятно выпучивание; чем больше коэффициент постели, тем устойчивее трубопровод. Определены критическое время и величина критической силы, при которых трубопровод может оказаться в состоянии динамической неустойчивости, которая на практике проявляется в форме его выпучивания.

В [9] рассмотрен трубопровод, расположенный в сильно переувлажненном грунте, площадь поперечного сечения которого равна F . Один конец трубопровода считается неподвижным, а второй конец соединенным с массивным телом (сложный узел и т.п.). Предполагается, что в результате динамического (типа сейсмического) воздействия массивное тело передает на трубопровод осевое перемещение, где частота возмущения примерно вдвое больше собственной частоты поперечных колебаний трубопровода. В этом случае возможно выпучивание трубопровода – этот процесс должен описываться системой нелинейных уравнений. Поэтому используем систему уравнений Кирхгоффа для стержней [10]. В этом случае возможны два варианта: 1. Труба массивная, а вязкость окружающего грунта малая. При этом возможно возникновение параметрического резонанса. 2. Трубопровод легкий, а вязкость грунта значительная. Для конкретных значений параметров, характеризующих взаимодействие трубопровода с водонасыщенным грунтом, получены расчетные формулы амплитудно-частотных характеристик, вычисление которых проводится в

разработанном вычислительном комплексе для персональных компьютеров [11]. В обоих случаях динамическая неустойчивость трубопровода возникает при вполне определенных соотношениях, связывающих между собой все без исключения параметры рассматриваемой задачи.

В [12] изучена устойчивость подземных трубопроводов, расположенных в водонасыщенных грунтах, при осевом нагружении с использованием вышеприведенных моделей взаимодействия в системе «трубопровод – грунт». Данный процесс в общем случае должен описываться системой нелинейных уравнений при совместном учете продольного и поперечного перемещений. Учет совместно продольных и поперечных перемещений трубопровода представляет сложную задачу, которую невозможно решить аналитически, поэтому для исследования подъема трубопровода использовался численный метод расчета. Показано влияние продольного перемещения, грунтовых условий и геометрических характеристик трубопровода на его поперечное перемещение. Для апробации метода получены результаты без учета продольного перемещения, которые сопоставлены с ранее полученными аналитическими данными решения задачи, которые выполнены в [8]. Выявлено, что продольное перемещение r_1 зависит от l (чем длиннее трубопровод, тем влияние продольного перемещения r_1 меньше), зависит от изменения характеристик трубопровода и свойств окружающего грунта (в более твердых грунтах влияние продольного перемещения меньше).

Все это говорит о том, что работа, проводимая в Узбекистане, является актуальной, поэтому важно продолжение исследований в данном направлении.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Cubrinovski M., Hughes M., O'Rourke T.D. Impacts of liquefaction on the potable water system of Christchurch in the 2010-2011 Canterbury (NZ) earthquakes // Journal of water supply: research and technology – AQUA. Vol. 63. March 2014. P. 95 – 105.
- [2] Wakamatsu K., Yoshida N. Ground failures and their effects on structures in Midorigaoka district, Japan during recent successive earthquakes // Proceeding of International conference on performance-based design in earthquake geotechnical engineering: Earthquake geotechnical case histories for performance-based design. Tokyo, 2009. P. 159–176.
- [3] Yasuda S., Mayuzumi S., Onose H. Appropriate countermeasures against liquefaction-induced uplift of existing manholes and pipes // Proceeding of International conference on performance-based design in earthquake geotechnical engineering: performance-based design in earthquake geotechnical engineering. Tokyo, 2009. P. 1127 – 1134.
- [4] Yasuda S., Tanaka T., Kiku H. Uplift of sewage man-holes during 1993 Kushiro-oki EQ., 2003 Tokachi-oki EQ and 2004 Niigataken Chuetsu EQ // Proceeding of International conference on performance-based design in earthquake geotechnical engineering: Earthquake geotechnical case histories for performance-based design. Tokyo, 2009. P. 95 – 108.
- [5] Рашидов Т.Р. Динамическая теория сейсмостойкости сложных систем подземных сооружений. – Ташкент: Фан, 1973. – 180 с.
- [6] Рашидов Т.Р., Сибукоев Ш.М. Реологическая модель взаимодействия трубопровода с водонасыщенным грунтом (при продольных и крутильных волновых движениях) // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2008. № 2 – 3. С. 15 – 23.
- [7] Рашидов Т.Р., Сибукоев Ш.М. Реологическая модель взаимодействия трубопровода с водонасыщенным грунтом (при поперечных движениях) // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2009. № 1. С. 32 – 36.
- [8] Rashidov T.R., An E.V. Seismodynamics of underground pipelines interacting with water-saturated fine-grained soil // Mechanics of solids. Vol. 50. 2015. P. 305 – 317.
- [9] Ан Е.В. Устойчивость подземных трубопроводов при продольных пульсирующих нагружениях // Безопасность энергетических сооружений. М., 2015. № 2(20). С. 43 – 47.
- [10] Каудерер Г. Нелинейная механика. М.: Издательство иностранной литературы, 1961. – 778 с.
- [11] Каримова В.А., Ан Е.В. Математические модели и алгоритмы расчета устойчивости подземных систем жизнеобеспечения // Материалы XIII Международной научно-методической конференции «Информатика: проблемы, методология, технологии». Воронеж, 2013. Т. 2. С. 100 – 103.
- [12] Ан Е.В. Исследование колебаний геометрически нелинейного трубопровода методом конечных элементов // ДАН РУз. 2015. № 5. С. 33 – 36.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
29.06.2017

Е.В. Ан. Ер ости қуғурларини турғунлигини таъминлаш муаммолари

Мақолада охириги вақтларда бўлиб ўтган зилзила оқибатлари асосида ер ости қуғурларини турғунлиги муаммолари юзага келган ҳолатни таҳлил қилинган. Республикамізда ер ости қуғурларини турғунлиги муаммолари бўйича ўтказилган тадқиқотлар ҳақида қисқача маълумот келтирилган.

E.V. An. Problems of stability of underground pipelines

Analysis of the consequences of earthquakes on underground structures during recently earthquakes is given in the paper. It is possible to identify the problem of stability of underground structures. Short information about our research on the problem of the stability of underground pipelines in our country is presented.

UDK 539.3

T. MIKOSHIBA, C. MINOWA, B. KARIMOV, J. KANIEV, R. ISAKJONOV, Y. NIITSU

**ONE DIRECTIONAL SHAKING TABLE AT TURIN POLYTECHNIC UNIVERSITY
IN TASHKENT, UZBEKISTAN**

In 2009 Turin Polytechnic University in Tashkent (TPUT) has been founded. TPUT has planned to utilize the seismic test facility at TPUT site. As first priority test equipment shaking table has been listed. Prior to construct three dimensional shaking table, one dimensional (one horizontal direction) shaking table was assembled for student educational training.

In seismic shaking tables driving systems, there are several methods; such as electromagnetic, mechanical, Maximum powers of electric servo motors would be more than 45Kw. For big power shaking table with heavy test structures, hydraulic power are used. In developed countries, the 3Dimensional shaking table cost would be approximately estimated one million dollar for one square meter table area

TPUT in Uzbekistan tried to manufacture a shaking table by themselves. The shaking table projects of TPUT were initiated about 8 years ago in concept. Recently, the projects have been divided into two stages. In first stage, one horizontal shaking table will be manufactured as a mechanical student educational training. Second stage will be started after completion of first stage shaking table.

TPUT first stage Shaking Table was assembled by TPUT mechanical and mechatronics students. Reaction frame, base frame, guide ball bearings for one horizontal movement, and table were cut, welded and set. Seismic test facility of TPUT has called as Technopark.

Actuator cylinder, valve, valve driver, power unit and hydraulic hoses, were purchased from Italy and China. Actuator is ready-made single rod cylinder. Piston areas of cylinder are 50.24 cm² in pushing side and 25.61 cm² in pulling side. Stroke is 300mm. Cylinder has a transducer of potentiometer as a piston position meter. In top side of piston rod, connection bolt is placed, and in end side of cylinder, a fixed eye with spherical bearing mounting is attached.

The valve is servo proportional valve. The valve is installed in the actuator cylinder. Spool of valve is driven by solenoid. Solenoid position is detected by LVDT transducer. Valve driver is attached in the valve. Spool of valve and LVDT transducer makes a closed loop control. Flow characteristics of the valve are about 90ℓ/min at $\Delta p=70\text{bar}$, -3dB at about 40 Hz and 100 Hz in $\pm 100\%$ and 5% nominal spool stroke [12]. Input for the valve driver is analog signal. In order to control the actuator, reference signal and transducer signal of actuator piston rod position should make a closed loop. In open loop control, in order to control the single rod hydraulic actuator, reference signals must be deformed. Hydraulic power unite includes accumulator, relief valve and oil filters, electric motor, hydraulic pump, and oil tank. Outline of hydraulic power unit performance are shown in Table 1.

Table 1

Hydraulic Power Unit Outline

Item	Performance
Electric Motor Power	37Kw
Oil Pressure	20MPa
Discharge Flow Rate	90ℓ/min
Oil tank Capacity	300ℓ
Accumulator	8ℓ(nitrogen gas)
Relief Valve, Two Oil Filter	

Shaking table was fabricated at reaction wall floor. At first, base frame was fabricated by welding, using 50×100×4mm steel members. Outline of base frame is shown in Fig.1 On base frame beams, guide boxes, which confine the shaking table movement to one horizontal direction, welded at four positions. Length of guide boxes is longer than actuator cylinder stroke of about 45cm. On each guide box, two spherical steel balls places as bearings with glycerin of lubricate agent. On spherical steel balls, guide boxes, which are fixed on shaking table backside, places downwards. Outline of guide bearing system consisting of guide box and spherical steel ball is illustrated in Fig. 2. Payload capacity of guide bearing systems checked by compression testing machine, and giving the results of more than 5KN.

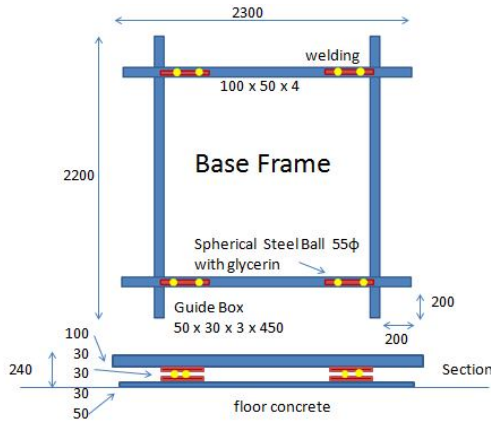


Fig. 1. Outline of base frame for shaking table

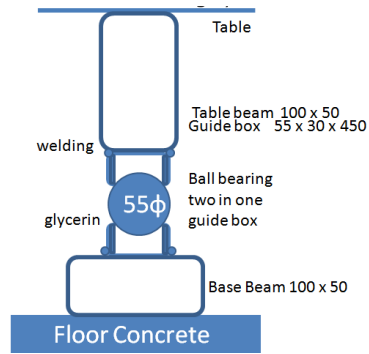


Fig. 2. Manufactured table guide bearing system

Table was made with steel box beams of 100 x 50 x 4 and steel plate of thickness 5mm. At first, horizontal frame were fabricated with welding, and on the horizontal frame, table surface plates were welded. In the table surface plate, there are 64 holes with diameter 20mm for bolt connections of test specimens. Table dimension is about 2400mm in X direction (driving direction) and about 2300mm in Y direction, about 105mm in height of table. Weight of table is estimated about 0.5 ton. The actuator joint portion is strengthened, and joint element of steel is attached. Joint between table and actuator rod is using eye hole with cylindrical steel rod of diameter 40mm and lengthen 180mm. Reaction frame was made with steel materials by welding works, and fixed in concrete floor with 6 bolt nuts of bolt diameter 27 mm. Connection between the actuator cylinder and reaction frame is a fixed eye with spherical bearing mounting. Installation height of actuator cylinder from concrete floor is about 20cm. Outline of setting of table and reaction frame is shown in Fig. 3, and Fig.4 also shows the situation around actuator cylinder.

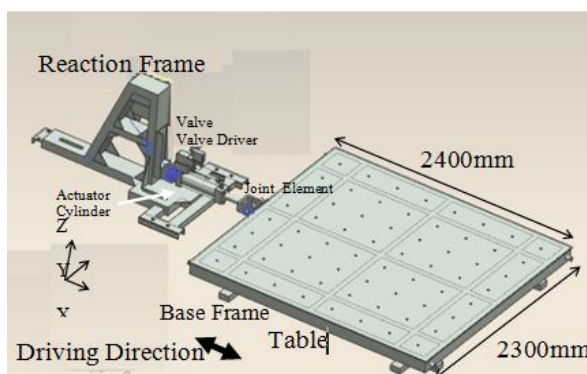


Fig. 3. Setting of shaking table, reaction frame and actuator cylinder on concrete floor



Hydraulic power unit was placed near the shaking table, as shown in Fig. 3. Electric power is supplied with three-phase alternative current phase voltage 380V. External heat exchanger is equipped for oil cooling. Hydraulic hoses is connected from hydraulic power unit to ports of manifold block of actuator cylinder. Electric powers for the valve and potentiometer are supplied from an electric direct current power supply of about 96W, 24V, 4A. Solenoid of servo proportional valve is driven by direct current 24V with a fuse of 2.5A. Direct current 10V is supplied to a piston position transducer of potentiometer.

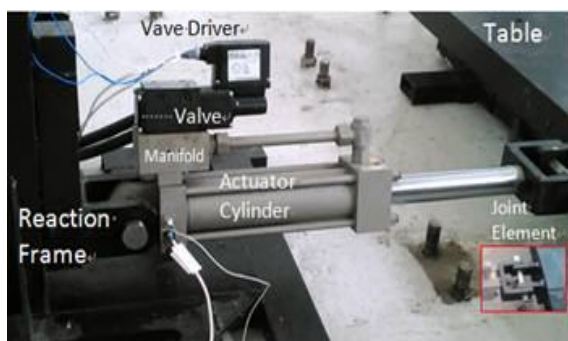


Fig. 4. Situation around actuator cylinder

Reference signal is generated from an computer program, and transferred to the valve driver. As above mentioned, in servo proportional valve, servo control works for position control. At this time, there is feedback control with actuator transducer, Control circuit is closed loop. In spite of actuator, outputs differ between push and pull movements of TPUT, shaking table is almost stable.

Test run was conducted in situation of closed loop control. Outlines of driving system in TPUT shaking table is presented in Fig.5. Judging from Fig.5, TPUT shaking table moves in closed loop.

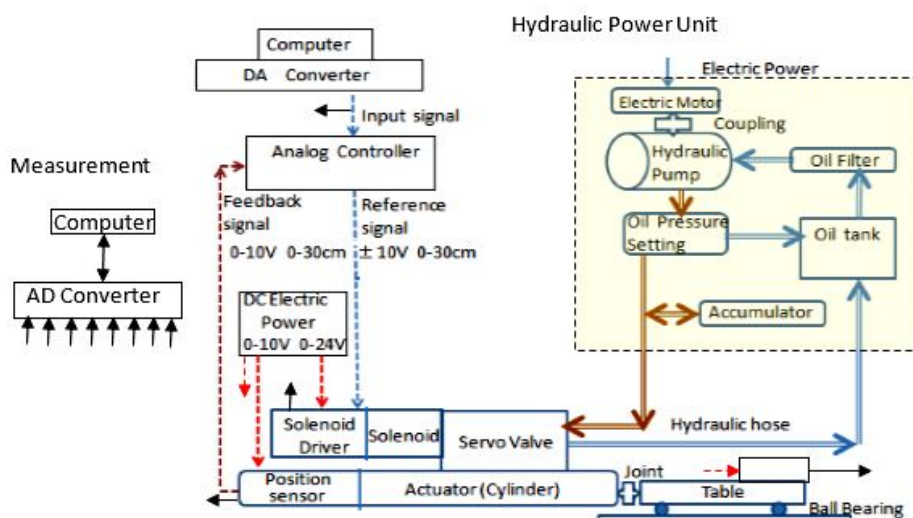


Fig. 5. Driving system outlines of TTPU shaking table

Nowadays, Researcher of TPUT B.Karimov is continuing the work with the system identification and robust control of TPUT shaking table and trying to make technical parametric data table for that shaking table.

Turin Polytechnic University in Tashkent

Receipt date
10.07.2017

Т. Микошиба, К. Минова, Б. Каримов, Ж. Каниев, Р. Исакжонов, Я. Ниитсу. Тошкент шаҳридаги Турин политехника университетида бир йўналишли сейсмоплатформа

Конструкцияларнинг зилзилабардошлиги ошириши учун сеймик тажрибалар ўтказишига мўлжалланган қурилма Тошкент шаҳридаги Турин политехника университетида (ТППУ) қурилди. ТППУ гидравлик қурилмалардан фойдаланган ҳолда, механикалар-талабалар амалий ўрганиши учун сейсмоплатформа тайёрланди. Сейсмоплатформа 2.4×2.3 м ўлчамли пўлат материалли, горизонтал йўналишида бир ўлчамли бўлиб, ТППУ даги сейсмоплатформанинг баъзи бир техник параметрлари келтирилган.

Т. Микошиба, К. Минова, Б. Каримов, Ж. Каниев, Р. Исакжонов, Я. Ниитсу. Однонаправленная сейсмоплатформа в Туринском политехническом университете в Ташкенте

В Туринском политехническом университете в Ташкенте (ТППУ) построены реакционные стенки для сейсмических испытаний в целях улучшения сейсмостойкости конструкций. Университетом предпринята попытка создать сейсмоплатформу в качестве полезного применения объекта с небольшими затратами на строительство, в частности для использования готового гидравлического оборудования в качестве практического оборудования для обучения студентов-механиков. Сейсмоплатформа выполнена одномерной в горизонтальном направлении с размерами 2.4×2.3 м из стального материала. Представлены некоторые технические параметры сейсмоплатформы ТППУ.

AZIZ KHAKIMOV, HIROKI YAMAGUCHI, YASUNAO MATSUMOTO, NAOKI TOMIDA,
ITSUMI KURAHASHI, AKIRA IZUMI

STRUCTURE BORNE SOUND FROM A HIGHWAY BRIDGE WITH MODULAR TYPE EXPANSION JOINT

Introduction. Today's long and continuous span bridges require expansion joint systems that have greater movement capability [1, 2]. Accordingly, modular type joints have been developed that have three-dimensional movements and seismic features. It has been recognized that the acoustic noise generated by vehicle passage over modular type expansion joints tends to be louder than ordinary expansion joints. This noise has been recognized as a source of regional environmental problem. The previous experimental study by Tomida et.al (2004) on the test joint concluded that the noise from the bottom might be attributed to sound radiation from vibration of the middle beams. However, the investigation on the sound radiation from the modular type joint in highway bridges has not been conducted yet. The present study discusses on the structure borne sound of modular type expansion joint installed in a non-composite I-shaped steel-girder bridge by measuring noise and vibration. It is found from the field measurements that the horizontal and vertical bending vibrations of the joint's middle beams as well as the horizontal bending vibrations of the girder's thin-walled web can be dominant vibration modes in the sound radiation phenomena. These findings are confirmed to some extent by the modal analysis with three-dimensional finite element models of the modular type expansion joint and the bridge girder.

Description of highway bridge with modular type joint. The non-composite I-shaped steel-girder highway bridge consists of 5 spans and the whole length of bridge is 184.6 m (by 31.55 m + 3 x 40.00 m + 31.55 m). The expansion joint is mounted to the connection part of bridge deck and abutment.

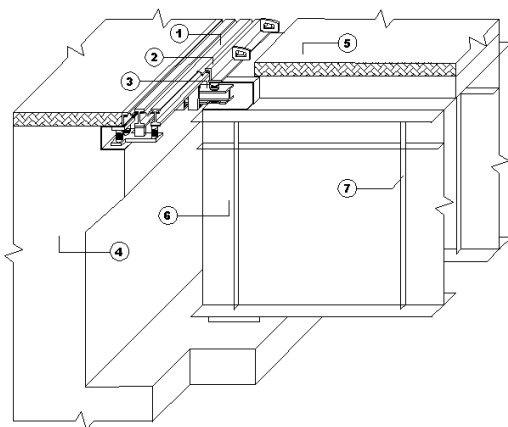


Fig. 1. Schematic overview of the modular type joint in highway bridge: 1 – Middle beam; 2 – Edge beam; 3 – Support beam; 4 – Abutment; 5 – Slab; 6 – I-shape girder; 7 – Stiffener

stiffeners on the web (7).

Field measurements. The noise and vibration measurements were conducted when different type of vehicles passed over the joint with different speeds. The video camera that installed above the bridge recorded vehicle types and passage positions that corresponded to each measured data. A ¼ inch microphone (RION UC-29S) was positioned to the center of the modular type joint with the distance of 1000 mm below the middle beams. A noise meter (NL-32) was placed to the ground below the bridge (under the girder) in the distance of 2660 mm from the abutment. The noise measurements were conducted with a 6-channel data acquisition system. The vibration of first middle beam of joint was measured by installing three piezoelectric accelerometers (RION, PV-85) in horizontal and vertical directions as shown in Fig. 2. The acceleration response of four I-shaped girders was measured by installing accelerometers in horizontal direction to the webs of the girders that is close to the joint. The acceleration responses were measured with a 16-channel data acquisition system. A laptop computer was used for data acquisition and

The schematic overview of the modular type joint and bridge's steel girder are shown in Fig. 1, where also legend is given for different components. The modular type joint consists of two parallel middle beams (1) with the length of 9428 mm. Each of the middle beams is supported by an eight separate set of support beams (3) through the polyamide bearings at a regular distance. The length of the support beam is 660 mm. The edge beams (2) are anchored in the concrete slab of bridge (5) and abutment (4). The details of modular type joint are available in Khakimov et.al (2005). The concrete slab of the bridge is placed to above the of four I-shaped steel girders (6), as well as these girders are mounted to the abutment and columns. The height of the girder is 1850 mm and there are horizontal and vertical

data storage. For each noise and vibration measurements, the data were recorded for a period of 16 seconds at the rate of 10000 samples per second.

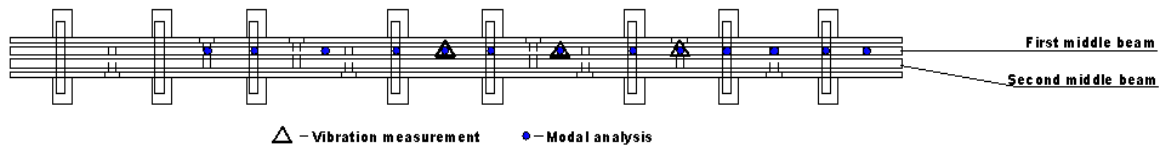


Fig. 2. Plan of modular type joint and location of accelerometers

Characteristics of noise and vibration. In the Fig. 3 the Fourier spectra of measured noise under the joint, the horizontal and vertical vibrations of the middle beam are shown in comparison. Among very many sets in the field measurements, this set of data was selected for the case of when vehicle has given large response to the joint. Fast Fourier Transform (FFT) was performed for 0.4096 seconds by using the data of 0.8 seconds. The dominant peak frequencies of noise were observed at around 30 Hz, 90 Hz, 140 Hz and 170 Hz. At the frequencies 90 Hz and 170 Hz vertical vibration of the middle beam had large response and for the 140 Hz both of the horizontal and vertical vibrations of the middle beam was found corresponded.

The comparison of the noise below the girder and horizontal vibration of web is shown in Fig 4. For this case the measurements that shown in this figure were taken when three-axle truck was passed over the joint. Due to the passage period of truck was longer than the ordinary vehicles, FFT was done for 0.8192 seconds by using the data of 1 second. For the dominant peak frequencies of noise at 30 Hz, 70 Hz, 140 Hz and 170 Hz the horizontal vibration of web was corresponded.

From the above figures it's clear that noise at 30 Hz and 70 Hz were generated due to the vibration of web and noise at 90 Hz due to the vibration of joint. Noise at 140 Hz and 170 Hz due to the vibrations both of the joint and web, in this case web received the vibration through the joint, when vehicle wheels impacted to joint.

Experimental and analytical modal analysis of modular type joint. An experimental modal analysis of the joint was conducted by installing thirteen accelerometers distributed in horizontal and vertical directions to the first middle beam as shown in Fig. 2. Since the modal identification technique deals only with free vibration response, data re-sampling was essential to select the free vibration range for further preprocessing. The Eigensystem Realization Algorithm (ERA) method, which directly works with time data, was applied to the re-sampled data and natural frequency and mode shapes of modular type joint were identified. Fig.5 and Fig.6 display the stabilization diagrams of the vertical and horizontal vibrations respectively, where the identified frequencies can be determined from the stabilized poles. The data shown in these figures imply that there were horizontal and vertical vibration modes about 140 Hz and 170 Hz and only vertical vibration mode at 90 Hz.

Analytical modal analysis was conducted by developing three-dimensional finite element model of modular type joint in finite element analysis program ANSYS. The details of

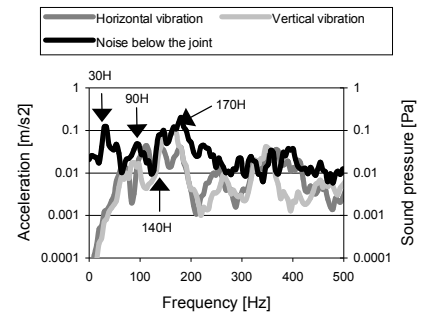


Fig. 3. Relation between noise and vibration of joint

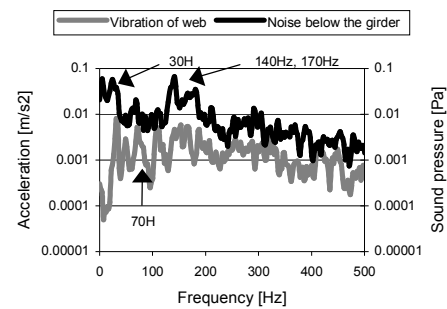


Fig. 4. Relation between noise and vibration of web

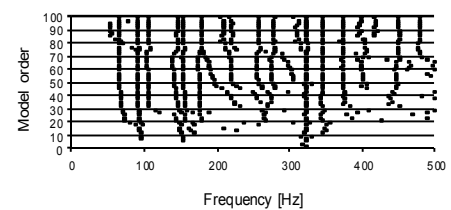


Fig. 5. Vertical vibration

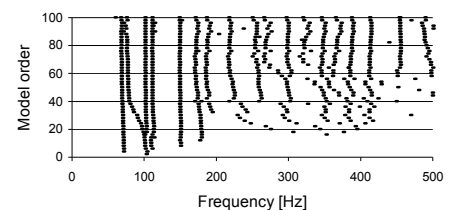


Fig. 6. Horizontal vibration

modeling conditions are available in Khakimov et.al (2005) and are not explained in this paper. For this model only one warping degree of freedom were included to the thin walled support and middle beams.

In summary, the full finite element model of the modular type joint consists of 484 beam elements, 384 spring elements and 32 mass elements. As a result, 542 nodes, 900 elements and 3266 active degrees of freedom were recognized in the model.

Sound radiating vibration modes of modular type joint. Visual comparisons of the experimentally and analytically determined mode shapes are shown in Fig. 7 for vertical bending and in Fig. 8 for horizontal bending. These mode shapes were considered as a possible sound radiating vibration modes of the middle beam. Correlation of the frequencies identified by the two methods reveals a maximum difference of about 25 %.

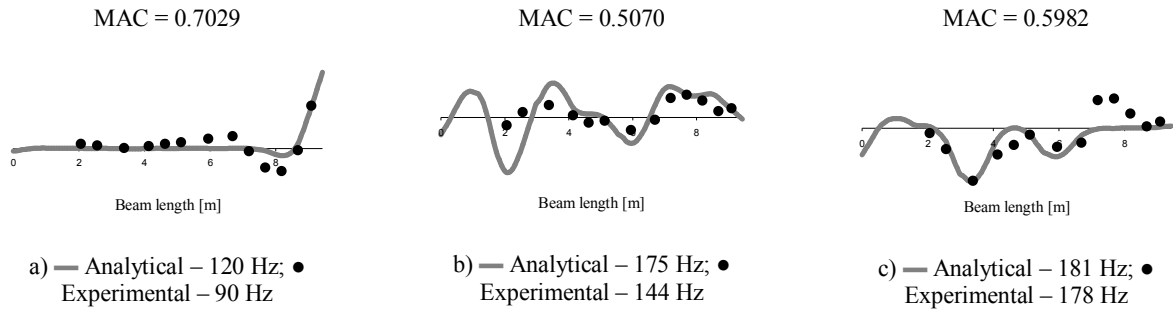


Fig. 7. Comparison for vertical bending

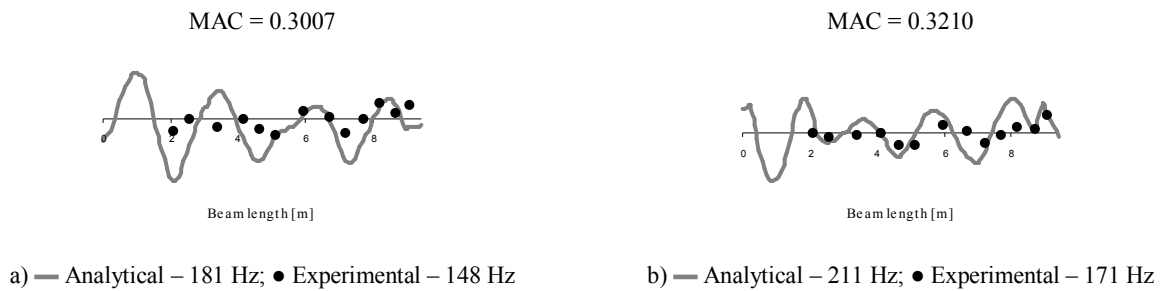


Fig. 8. Comparison for horizontal bending

Among many identified mode shapes in ERA the unique experimental mode shape was selected by finding maximum modal amplitude coherence parameter. Analytical and experimental determined mode shapes were compared by using the modal assurance criterion (MAC). By finding the maximum MAC values, the appropriate mode shapes in the analysis were selected. From these figures it's clear that in horizontal bending there are lower MAC values than the vertical bending. The reason for this might be the bearings of the modular type joint are more effective for horizontal vibration. The spring constants that have been obtained by laboratory experimental method were used in analytical analysis and these spring constants might not be the same as installed in the joint. The vibration mode for the generated noise at 90 Hz was a vertical bending that had large displacement on the end part of the middle beam as shown in Fig 7 (a). Possible vibration modes of the middle beam for the generated noise at 140 Hz and 170 Hz were based to the sinusoidal harmonics with different number of half waves in horizontal and vertical directions.

Sound radiating vibration modes of i-shaped girder. Natural frequency and mode shapes of I-shaped girder were determined by analytical modeling of the first span in ANSYS. Due to the upper part of girder is fixed to concrete slab, in the modeling upper flange was neglected. In Fig. 8 possible sound radiating vibration modes of web at 34 Hz, 73 Hz and 161 Hz are shown. These figures indicate that there are mainly horizontal bending vibrations of plate between stiffeners. Number of the vertical sine half waves was found equal to 1 around 30 Hz, equal to 2 around 70 Hz and equal to 3 around frequencies 140 Hz and 170 Hz.

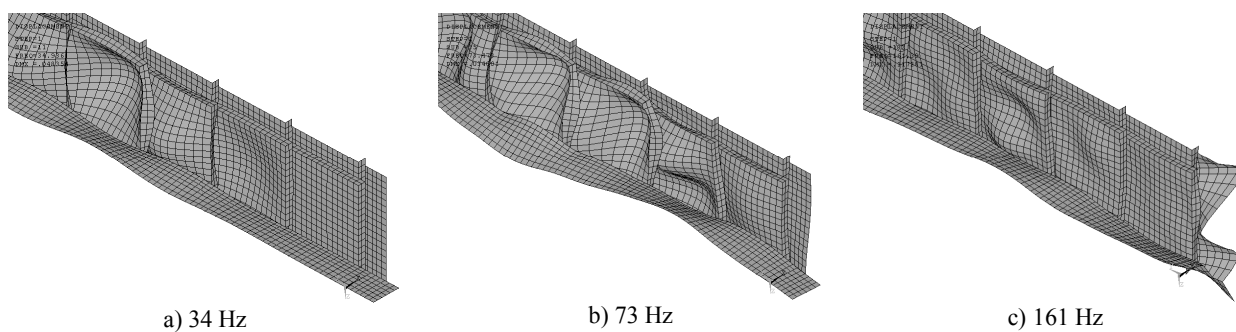


Fig. 8 Mode shapes of web

Conclusions. Structure borne sound from the highway bridge with modular type expansion joint was investigated by field measurements and experimental and analytical modal analysis. Horizontal and vertical bending vibrations of the middle beam of joint and horizontal bending vibration of web were found as a possible source for the radiation of sound. From the experimental and analytical modal analysis of joint it was found that the horizontal and vertical bending vibrations of the middle beam were based to the sinusoidal harmonics with different number of half waves. Analytical modal analysis of I-shaped girder showed that the main deformations were at the thin-walled plate of web. There were discrepancies between experimental and analytical modal analysis of the modular type joint, and this phenomenon needs further investigation.

REFERENCES

- [1] Tomida N., Matsumoto Y., Yamaguchi H. Mechanism of noise generation from modular type bridge expansion joint and its control // Proceedings of the Sixth International Summer Symposium. Saitama, Japan. July 31 2004. P. 69 – 72.
- [2] Khakimov A., Yamaguchi H., Matsumoto Y., Tomida N. Dynamic characteristics of modular type bridge expansion joint and its relation to noise problem // Proceedings of the Seventh International Summer Symposium. Tokyo, Japan. July 30 2005. P. 45 – 48.

Department of Civil and Environmental Engineering, Saitama University

Receipt date
23.06.2017

Азиз Хакимов, Хироки Ямагачи, Ясунао Мацумото, Наоки Томида, Ицуми Курахаши, Акира Изуми. Автомобиль йўли кўпригининг модуль типдаги деформацион чокидан ҳосил бўлаётган шовқин

Автомобиль йўллари кўприкларининг пролетлари узунлашиб борган сари кўприк деформацион чокларида бўлган талаб кучайиб бормоқда. Шу талабларга жавоб берувчи модуль типдаги деформацион чок кейинги пайтларда амалиётда кенг қўлланилмоқда, лекин шу чокдан автомобиль ўтгандан чиқаётган шовқин атроф муҳитга салбий таъсир кўрсатмоқда. Модуль типдаги деформацион чокдан чиқаётган шовқин механизмини ўрганиш ушбу илмий мақоланинг мақсади қилиб олинган. Бу ишни амалга ошириш учун аналитик ҳамда экспериментал ишлар амалга ошириб, шовқин ва тебраниш ўлчовлари аниқланган ҳамда тебранишни шовқинга таъсири ўрганилиб хулоса ва тавсиялар қилинган.

Азиз Хакимов, Хироки Ямагачи, Ясунао Мацумото, Наоки Томида, Ицуми Курахаши, Акира Изуми. Шумогенерирующий механизм деформационного шва модульного типа в автодорожных мостах

Из-за увеличения пролетов автодорожных мостов усиливаются требования к их деформационным швам. Деформационный шов модульного типа, отвечающий всем вышеприведенным требованиям, в последнее время часто применяется в практике. Генерирующий шум от деформационного шва модульного типа при проезде автомобиля негативно влияет на окружающую среду. Целью этой статьи является изучение шумогенерирующего механизма деформационного шва модульного типа, для выполнения этой работы проведены аналитические и экспериментальные исследования по определению шума и вибрации. По полученным результатам даны заключение и рекомендации по влиянию вибрации деформационного шва на генерирующий шум.

LONGITUDINAL OSCILLATIONS OF UNDERGROUND PIPELINES AT LINEAR AND NON-LINEAR INTERACTION IN THE SYSTEM «PIPE-SOIL»

At present the transportation of energy resources is one of the most important fields in economics of many developing countries all over the world. Underground pipelines serve as a primary part of the life-support system of cities and centers of population (water-, gas- and heat supply, sewer system), objects of extraction and transportation of oil and gas; their safe operation especially in seismic zones is very important [1, 2].

According to UNESCO, only in the last century as a result of the earthquakes about 10 thousand people in the average have been killed every year. Losses from direct damage during the earthquakes and consequential financial losses caused by them are estimated by an astronomical figure approaching 100 billion US dollars. According to the media, the earthquake occurring in the XXI century, are the deadliest in the number of victims, despite the improvement of construction technology and protection against earthquakes and their consequences [3].

Earthquakes have long presented a serious danger for the population and national economy. In Uzbekistan, about half of the territory may be subjected to the earthquakes with intensity of 7 points or higher. More than 20 million people live in this area, there are over 330 settlements, including 120 cities. For Uzbekistan, the danger of earthquakes, as well as all other accompanying and provoked by them emergencies, is quite high.

Due to the fact that in seismic zones of the Republic gas, oil, petrochemical and other industries are widely developing, it becomes vitally important to ensure the strength to underground structures when exposed to seismic loads. Piping systems for water, gas and oil supply, sewage, liquid fuel, energy and communication lines are important not only in everyday life but also in eliminating the consequences of the earthquakes. Damage of underground piping systems during the earthquakes may seriously endanger social life and property and prolong the time of restoration of the economy after severe earthquakes [1–7].

The main problem of seismodynamics of underground pipelines is a simulation of interaction in the system «pipe-soil». The main parameters determining stressed state of life support systems (underground pipelines) are the coefficients of interaction of these structures with surrounding soil [5–7].

Using results of experimental research on the basis of seismodynamic theory, numerous unique engineering structures have been designed, including tunnels and stations of Tashkent subway, pipelines for various purposes; special sections of normative document KMK 2.01.03-96 «Construction in seismic areas», section IV «Underground structures and engineering networks» and various recommendations and guidelines for the design and construction of these structures have been developed [1, 2].

The dependence of tangent force τ_a on soil-structure surface contact on the value of relative displacement $u - u_0$ and velocity of relative displacement $\dot{u} - \dot{u}_0$ in a general form are written as:

$$\tau_a = k_x(u - u_0)[1 - \omega(u - u_0)] + \mu(\dot{u} - \dot{u}_0)[1 - \overline{\omega}(\dot{u} - \dot{u}_0)] + \dots, \quad (1)$$

where $k_x, \mu, \omega, \overline{\omega}$ – are the parameters characterizing elastic, viscous and plastic properties of interacting with soil, depending on characteristics of soil, structure and the mode of loading defined experimentally; $\omega(u - u_0)$ – may be taken as Ilyushin's function of plasticity, characterizing non-linear properties of interaction [1 – 2].

However in the case of dynamic (in particular, seismic) effects characterized by quick switch in loading-unloading, more essential is a component which takes into account elastic-plastic properties of interaction

$$\tau_a = k_x(u - u_0)[1 - \omega(u - u_0)]. \quad (2)$$

Here τ_a – is a tangent pressure, u – absolute displacement of the pipe, u_0 – a law of soil motion during the earthquake.

In case of bilinear law of interaction for the plasticity function $\omega(u - u_0)$ we have:

In loading mode

$$\omega(u - u_0) = 0 \text{ at } u - u_0 \leq u_s,$$

$$\omega(u - u_0) = \tilde{\lambda} \left(1 - \frac{u_s}{u - u_0} \right) \text{ at } u_s \leq u - u_0 \leq u_p,$$

In unloading mode

$$\omega(u - u_0) = \tilde{\lambda} \frac{u_p - u_s}{u - u_0} \text{ at } u - u_0 \geq u_p,$$

where $\tilde{\lambda} = (k_x - k'_x)/k_x$, k_x , k'_x – are coefficients of instant shear in elastic and plastic stages of interaction, respectively, u_s, u_p – displacements of pipeline relative to soil at the beginning of plastic loading and unloading, respectively [2].

If to consider tangent pressure (2), differential equation of oscillations of underground pipeline has the form [1, 2]

$$\frac{\partial^2 u}{\partial t^2} - a_T^2 \frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + b^2(u - u_0)[1 - \omega(u - u_0)] = 0. \quad (3)$$

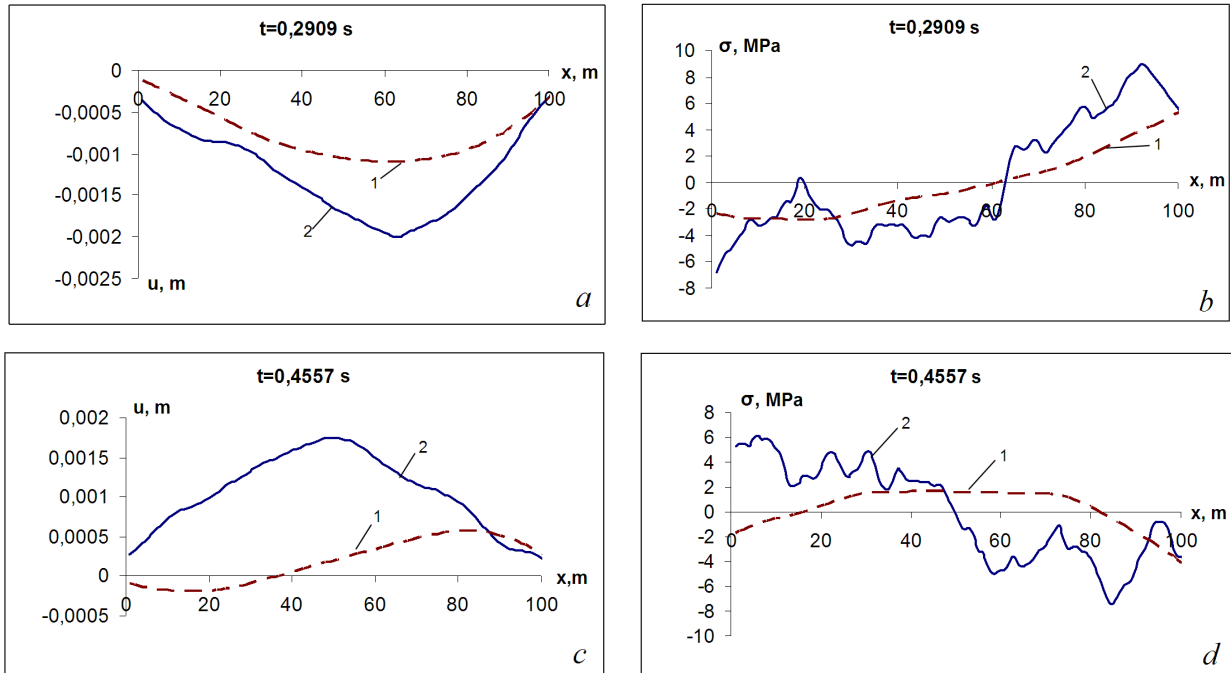
To solve equations (3), Finite difference method of the second order of accuracy is used. As an example consider the following problem.

An algorithm of computer realization and a solution of the problems of stress-strain state of underground pipelines at non-linear interaction with surrounding soil is developed. Analysis of problem solution with various boundary conditions and various laws of interaction is conducted.

Problem 1. Consider stress-strain state of cast-iron pipeline with compliant ends under longitudinal seismic effect taking into account non-linearity of interaction.

Mechanical geometrical parameters of a pipeline and soil are given as: $D_H=0.5$ m; $D_B=0.49$ m; $l=100$ m; $k_x=1 \cdot 10^4$ kN/m³; the law of soil motion has the form: $u_0=a_0 \cdot \sin \omega(t-x/C_p)$; $a_0=0.001$ m; $\omega=2\pi/T$; $T=0.3$ s; $C_p=800$ m/s; $u_s=0.0001$ m; $\tilde{\lambda}=0.2$; coefficient of a joint rigidity is $K_N=29 \cdot 10^4$ kN/m.

Based on developed algorithm, computer realization of the problem has been conducted; its results are given in Fig.1, where the values of the changes in longitudinal displacement and normal stress along the pipeline axis at a given time are shown.



Change in longitudinal displacements (a, c) and stresses along the pipeline axes (b, d) at a given time: 1–linear interaction; 2–non-linear interaction

Table 1 gives the absolute maximum values of longitudinal stresses in a pipeline under the effect of various types of waves on steel and cast-iron pipelines.

As stated, absolute maximum values of stresses at non-linear soil interaction with soil are always greater than at elastic interaction (Figure, Table).

Maximum stresses in underground pipelines, MPa

Seismic intensity	Wave type	Steel		Cast-iron	
		Linear interaction	Non-linear interaction	Linear interaction	Non-linear interaction
7	<i>Sinusoid waves</i>	43.65895	44.8284	35.28842	39.3207
	<i>Travelling waves</i>	65.85012	70.14736	51.79212	64.481
8	<i>Sinusoid waves</i>	76.4068	81.9358	63.94046	70.4899
	<i>Travelling waves</i>	115.2249	122.7579	82.24973	118.531

Comparative analysis shows that consideration of non-linearity of soil interaction with a pipeline, generally, leads to an increase in value of normal pressure of a pipeline.

Conclusion. Universal bases for design of underground rectilinear pipelines laid in natural soils on seismic effects are developed with Finite difference method. Algorithm and design programs are built; they allow to study stress-strain state of underground rectilinear pipelines, considering ground conditions, including the depth of bedding, the geometry of fixing of pipeline ends under different seismic effect. Universal character of design algorithm and program allows to obtain new results presented in the dissertation in the form of graphs.

Stress-strain state of underground pipeline is studied at linear and non-linear interaction with soil. Mathematical models and algorithms for computer realization of these problems fit for engineering practice are given. Each concrete case is solved to its numerical values, weak sections of underground pipeline with maximum normal stresses are determined under the effect of seismic loads. Linear and non-linear solutions are compared.

Results obtained present a new contribution into seismodynamic theory; they open wide possibilities for their use in optimal design of the complex of life support in seismic zones.

REFERENCES

- [1] Rashidov T. R. Dynamic Theory of Seismic Stability of Complex Systems of Underground Structures. Tashkent: Fan, 1973. – 180 p.
- [2] Rashidov T. R., Khojmetov G. Kh. Seismic Stability of Underground Pipelines. Tashkent: Fan, 1985. – 153 p.
- [3] Rashidov T. R., An E. V. Seismo-dynamics of Structures, Interacting with Soil. Proc. Of International Conference on Design in Geotechnical Engineering (Tokyo, Japan, 2009) // Uzbek Journal «Problems of Mechanics». Tashkent, 2013. № 3 – 4. P. 40 – 45.
- [4] An E. V., Rashidov T. R. Seismodynamics of Underground Pipelines Interacting With Water-Saturated Fine-Grained Soil // Mechanics of Solids. Vol. 50. New York, 2015. Issue 3. Pp. 305 – 320.
- [5] Bekmirzaev D. A., Rashidov T. R. Mathematical Simulation and Solution of the Problem of Seismodynamics of Underground Pipelines // Journal of Siberian Federal University. Engineering & Technologies. Vol. 8. Siberian, 2015. Issue 8. P. 1046 – 1055.
- [6] Rashidov T. R., Bekmirzaev D. A. Seismodynamics of pipelines interacting with the soil // Soil Mechanics and Foundation Engineering. Vol. 52. New York, 2015. Issue 3. P. 149 – 154.
- [7] Bekmirzaev D. A., Xusainov R. B., Kamilova R. A. Design methods of seismodynamics of complex systems of underground pipelines // European science review. Austria, 2016. № 3 – 4. P. 280 – 283.

Institute of mechanics and seismic stability of structures
of Academy of sciences of the Republic of Uzbekistan

Receipt date
10.07.2017

Т.Р. Рашидов, Д.А. Бекмирзаев. «Қувур-грунт» тизимида чиқиқли ва чиқиқсиз ўзаро таъсиридаги ер ости қувурларининг бўйлама тебраниши

Мақолада «қувур-грунт» тизимида чиқиқли ва чиқиқсиз ўзаро таъсиридаги ўқи тўғри чиқиқли ер ости қувурларини бўйлама тебранишининг оддий анъанавий масалалари қаралган. Ер ости қувурларини грунт билан чиқиқсиз ўзаро таъсиридаги тебранишини ҳисоблаш методикаси баён этилган. Ер ости қувурларининг грунт билан чиқиқсиз ўзаро таъсиридаги масаласини кучланганлик-деформацияланганлик ҳолатини ҳисоблашни компьютер алгоритмлари ишлаб чиқилиб сонли ва график натижалар кўрсатиб ўтилган.

Т.Р. Рашидов, Д.А. Бекмирзаев. Продольные колебания подземных трубопроводов при линейном и нелинейном взаимодействии в системе «труба–грунт»

В статье рассматриваются простые традиционные задачи о продольных колебаниях подземных трубопроводов при линейном и нелинейном взаимодействии в системе «труба–грунт». Разрабатываются алгоритм компьютерной реализации и решение задач напряженно-деформируемого состояния подземных трубопроводов при нелинейном взаимодействии с окружающим грунтом.

UDK 539.3

Sh. TAKHIROV, K. MOSALAM, S. YARRA, N. PERALTA, E. FUJISAKI, H. HO

ASSESSMENT OF SEISMIC PERFORMANCE OF CONCRETE DUCTBANKS BY FULL-SCALE EXPERIMENTAL AND NUMERICAL STUDIES

Introduction. Underground high-voltage transmission lines typically cost more, but can be more easily routed through highly developed urban areas, by the means of ductbanks beneath city streets. However a disadvantage to underground installations is that their construction requirements, unlike an overhead line, necessitate access to every foot of the route, increasing construction impacts on roadways, traffic, wetlands, and wildlife habitats. Electric power system engineers recognize that, when it comes to working with higher transmission voltages, underground lines have important differences from overhead lines. For instance, because the heat created by resistive losses moves more slowly away from underground cables, the underground transmission lines commonly require more or bigger conductors to deliver the same amount of power. Due to the thick insulation around underground cables, installed cable lengths are shorter and many more splices (made in large underground vaults) are necessary. While a failure is likely to occur less frequently in an underground line, when it does occur, repair typically takes a considerably more time to complete. Since energy demand is steadily increasing, utility companies worldwide have to address this increase by expanding their transmission capacity. In many cases, especially in large cities with dense construction, an underground transmission line is one of the most feasible solutions for high-voltage power transmission. There is very limited information on experimental studies of ductbanks, which was one of the major motivations to undertake this extensive research. The paper presents a summary of this research with more details to be found in [1] and [2].

Full-scale Ductbank Tests. The main purpose of the concrete ductbanks is to provide protection for buried high-voltage transmission cables from environmental and mechanical effects. The structural integrity of ductbanks can be compromised by many major events, including seismic impact, liquefaction, and soil settlement. The main subject of the paper is to investigate structural capacity of typical full-scale ductbanks subjected to bending and shear loads. A complete list of full-scale test specimens conducted for this purpose is presented in Table 1. Three of the specimens were tested in a three-point-bending test configuration. To account for difference in conduit performance, both 152 mm PVC and HDPE schedule 40 conduits were used in the study and each specimen had a pair of each. The pipe type was consistent with direction of loading and the same type was used on the left and right sides of the ductbank specimens (relative to load direction). First specimen, PGEDB1, was constructed of unreinforced concrete with embedded conduits. The load at midspan of the ductbank was applied in strong direction along the depth, in the so-called ‘top loading’ configuration. Second and third specimens, PGEDB2 and PGEDB3, were constructed of reinforced concrete with embedded conduits and had the same reinforcement design as shown in Figure 1. The only difference between PGEDB2 and PGEDB3 was direction of loading: PGEDB2 was loaded in its strong direction along its depth (‘top loading’ configuration) whereas PGEDB3 was loaded in the specimen’s weak direction along its width, in the so-called ‘side loading’ configuration. Two full-scale specimens, PGEDB4 and PGEDB5, were tested in pure shear loading. These specimens had a single conduit per specimen that spanned across a fully penetrated crack through concrete surrounding the conduit. A case of a crack with no gap and a case with a crack of 3 mm opening were introduced in these specimens.

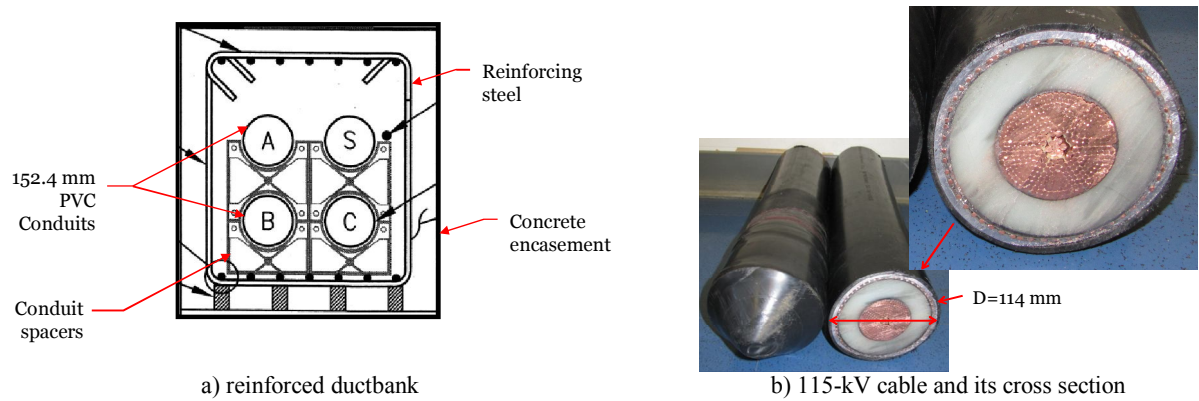


Fig. 1. Cross section of a ductbank and 115-kV transmission cable

Table 1

List of full-scale test specimens

Name	Overall length, m	Span from pin to pin, m	Width, m	Depth, m	Reinforced	Crack opening, mm
PGEDB1	8.08	7.47	0.78	0.86	No	NA
PGEDB2	8.08	7.47	0.78	0.86	Yes	NA
PGEDB3	8.13	7.47	0.78	0.86	Yes	NA
PGEDB4	1.83	NA	0.61	0.61	No	0
PGEDB5	1.83	NA	0.61	0.61	No	3

1. Structural performance of ductbanks in bending. The main objective of the full-scale ductbank tests was to estimate their moment and displacement capacity. A special experimental setup was designed and fabricated for this purpose as presented in Figure 2. Since the experimental program utilized a three-point-loading test approach, the test setup consisted of two supports at the two ends of the specimen and a hydraulic actuator imposing load at mid-span of the supports, where the actuator reacted against a special U-shaped reaction frame designed for the test. The supports were designed as two pillow blocks with cylindrical pins under the test specimen. One of the pillow blocks was installed on a 76 mm plate rigidly fixed to the strong floor and another one was installed on an unrestrained 76 mm plate to accommodate sliding motion of this support location along longitudinal direction of the specimen. To minimize friction effects, the sliding surface at this location was greased. The 76 mm plates had precisely machined round-shaped shallow grooves with the same diameter as that of the pins. To simulate perfect pin condition, both pins were greased to minimize friction effects due to potential pivoting expected during the test. To prevent slippage of the conduits into test specimens observed during testing of PGEDB1, special fixtures were introduced in specimen PGEDB2 and PGEDB3. A photograph of the test setup are presented in Figure 2b. Plastic conduits were restrained at the outer ends to minimize their slippage inside of the concrete ductbank.

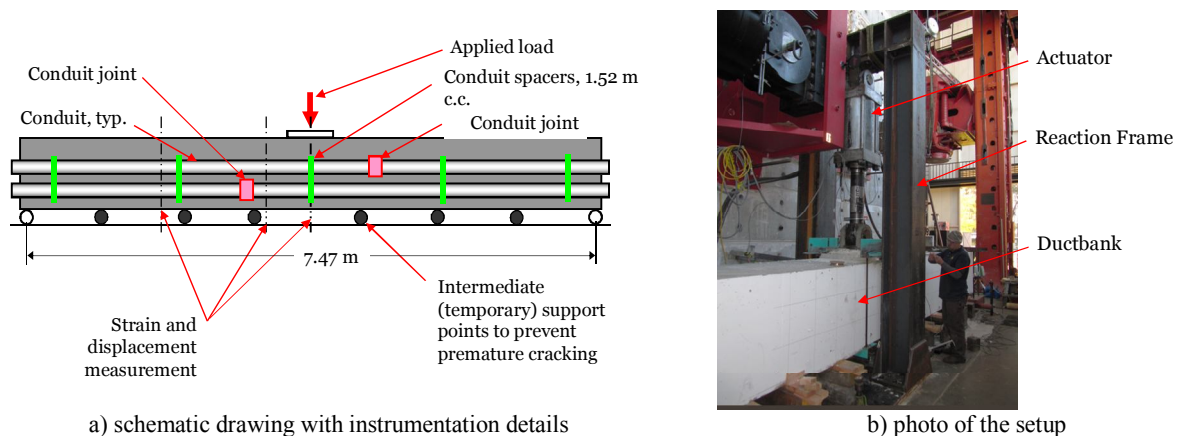


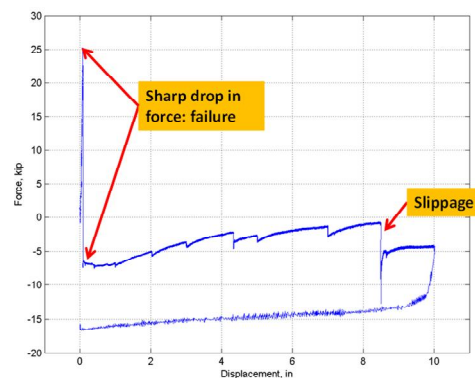
Fig. 2. Experimental setup for studying full-scale ductbanks in bending

The force versus displacement plot shown in Figure 3 clearly demonstrates that performance of the unreinforced ductbank was linear up to failure, where the ultimate load before brittle failure was 112.6 kN. The effective stiffness of the ductbank was estimated as 44,310 kN/m. As presented in Figure 3b, the ductbank failed in a brittle manner and, consequently, the ductbank split into blocks of unreinforced concrete held together by means of polymer conduits. Since this brittle performance was expected, the actuator attachment was designed to hold these two halves. As a result, about third of the total weight of the ductbank, namely about 33.4 kN, became suspended from the actuator upon failure of the ductbank. This force was negative since it corresponded to tension in the built-in load cell of the actuator. Further increase in actuator displacement after this point engaged some load carrying capacity of the polymer conduits, which reduced the force to about -3.6 kN. After about 215 mm of travel, one or several conduit pipes slipped that caused a significant drop in force carrying capacity, which was partially recovered when the actuator was pushed further down as shown in Figure 3b.

As opposed to PGEDB1, the reinforced ductbanks demonstrated ductile performance as expected. The force versus displacement plot of the PGEDB2 test is shown in Figure 4b. The effective stiffness of the ductbank, based on a best fit procedure for the beginning portion of the test when the load was below 89.0 kN, was estimated as 70,008 kN/m. The loading was paused several times during the test to measure ovality of the conduits by sending a rover inside of the pipe and pulling through a man-drill. In addition to that, laser scans of the test specimen were performed during these pauses. It is to be noted that the pauses were long enough to introduce some force relaxation in the specimen (Figure 4b), since the actuator was controlled in displacement control.



a) photo of PGEDB1 during test



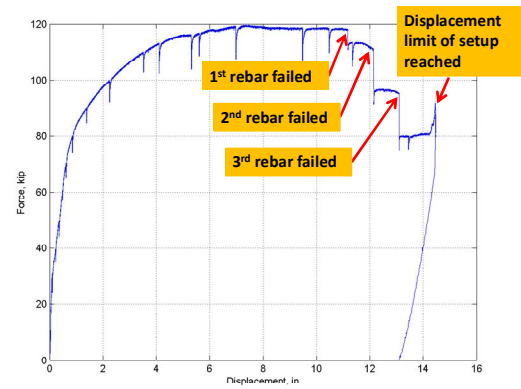
b) force vs. displacement diagram (1 kip = 4.45 kN and 1 in = 25.4 mm)

Fig. 3. PGEDB1 in bending test and test results

The ductbank's load carrying capacity was steadily increasing up to about 188 mm displacement when the ultimate load of 532.2 kN was observed as presented in Figure 4b. The load carrying capacity of the ductbank slightly decreased after that but remained somewhat stable up to about 285 mm displacement when one of the rebars fractured as shown in Figure 4a. At this point, the force dropped from 525.1 kN to 494.0 kN. The specimen picked up some force when the actuator continued pushing it down until second rebar failed at 307 mm displacement, causing the force to drop to 405.0 kN. The force stabilized at about 427.2 kN when the actuator continued pushing it down until third rebar failed at about 333 mm, with a corresponding force drop to 333.8 kN, after which the force increase to about 356.0 kN with continued loading. At 343 mm displacement the test was paused for the last time and geometry of the inner surfaces of the conduits was documented by a rover and a laser scanner. A wooden man-drill was pushed through the conduit to check for ovality of the conduits. The followed loading of the specimen exceeded the travel limit of the test setup at 361 mm, which caused a steady increase of force. At this instant, the test was stopped and the actuator was retracted to its starting point.



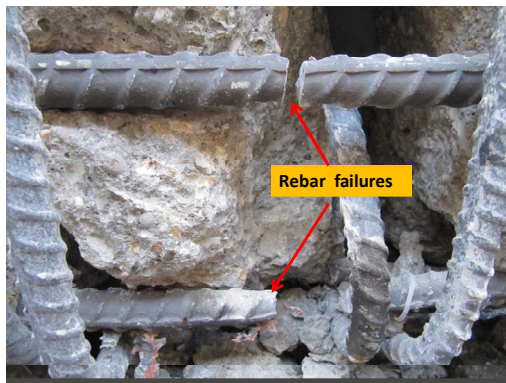
a) photo of failed rebar in PGEDB2



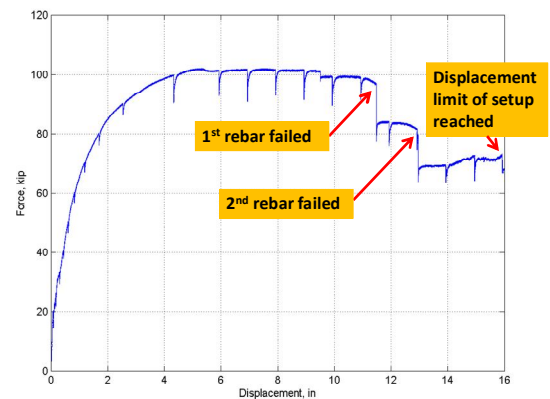
b) force vs. displacement diagram (1 kip=4.45 kN and 1 in=25.4 mm)

Fig. 4. PGEDB2 in bending test and test results

The performance of PGEDB3 specimen was somewhat similar to that of PGEDB2, although its load capacity was much lower than that of the latter (Figure 5b). The effective stiffness of the ductbank, based on a best fit procedure for the beginning portion of the test when the load was below 89.0 kN, was estimated as 50,391 kN/m. Similar to the case of PGEDB2, the loading was paused several times during the test to measure ovality of the conduits by sending a rover inside of the pipe and pulling through a man-drill. Similar to the other specimens, laser scans of the test specimen were performed during these pauses.



a) photo of failed rebars in PGEDB3



b) force vs. displacement diagram (1 kip = 4.45 kN and 1 in = 25.4 mm)

Fig. 5. PGEDB3 in bending test and test results

The ductbank's load carrying capacity was steadily increasing up to about 135 mm displacement when the ultimate load of 453.9 kN was observed as presented in Figure 5b. The load carrying capacity of the ductbank slightly decreased after that but remained somewhat stable up to about 295 mm displacement when one of the rebars fractured as shown in Figure 5a. At this point the force dropped from 429.9 kN to 344.4 kN. The specimen picked up some force when the actuator continued pushing it down until a second rebar failed at 328 mm displacement, causing the force to drop to 284.8 kN. The force steadily increased after this point to 324.9 kN. At 404 mm displacement, the test was paused and last geometry check was performed. The ovality of the inner surfaces of the conduits was documented by a rover and a laser scanner. A wooden man-drill was pushed through the conduit to check for ovality of the conduits and make sure that the cable can still fit inside of the conduit. The followed loading of the specimen exceeded the travel limit of the test setup at 420 mm, which caused a steady increase of force. At this instant, the test was stopped and the actuator was retracted to its starting point.

A summary of three-point bending tests is presented in Table 2.

Table 2

Summary of full-scale bending tests

Name	Peak load, kN	Displacement at pick load, mm	Stiffness, kN/m	Ultimate displacement, m
PGEDB1	112.6	2	44,310	NA
PGEDB2	532.2	188	70,008	0.361*
PGEDB3	453.9	135	50,391	0.404*

*mainly limited by the setup's displacement limit

2.2. Structural performance of ductbanks in shear.

The main purpose of the shear tests was to investigate the performance of the polymer conduits in shear, when surrounding concrete had cracked across the ductbank. As the most conservative case, a straight crack was introduced through a body of unreinforced concrete in a shape of a plane. To identify the performance of each individual conduit, a single conduit embedded in unreinforced concrete was investigated. Only the case of a single 152 mm PVC conduit pipe was considered. The specimens had identical overall dimensions with the only difference being the width of the crack's gap. The first specimen had no gap between the cracked parts of the concrete blocks. The second specimen had about 3 mm gap in the crack opening. A special experimental setup was designed to perform the shear test as shown in Figure 6. The rotational motion of the blocks was restrained by means of a linear bearing system, allowing only lateral displacement along the direction of loading.

A photo of failed PGEDB4 specimen is shown in Figure 7a. This shear specimen without a gap failed at about 109.7 kN load as shown in Figure 7b. The displacement capacity in shear was limited by about 48.0 mm. The rotation of the blocks relative to each other was minimal and was limited by 3.1 milliradians. The rotation was extremely small up to about 75.7 kN when it remained below 0.2 milliradians.

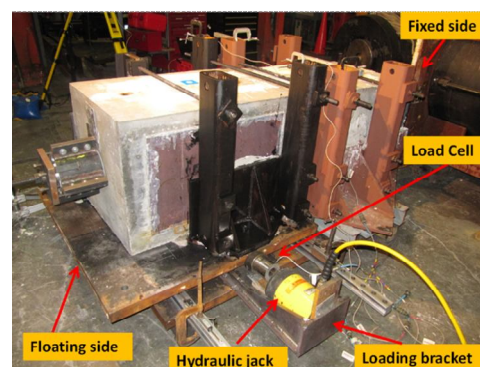
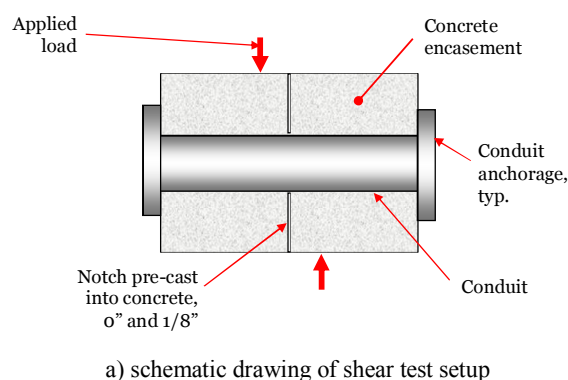


Fig. 6. Experimental setup for shear test

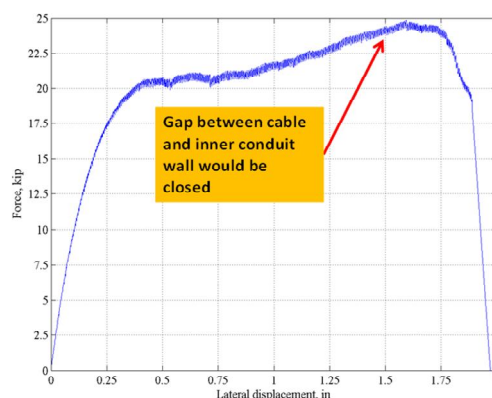
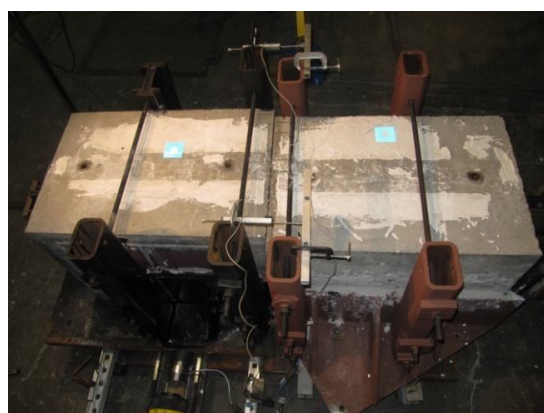
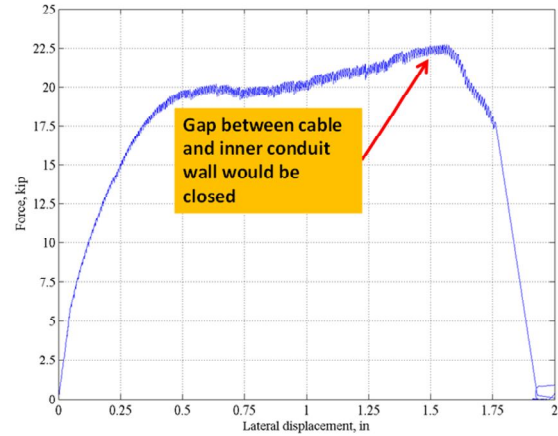


Fig. 7. Performance of PGEDB4 specimen with no gap in the crack

A photo of the failed specimen PGEDB5 is shown in Figure 8a. This shear specimen with 3 mm gap failed at about 100.4 kN load as shown in Figure 8b. The displacement capacity in shear was limited by about 44.7 mm. The rotation of the blocks relative to each other was minimal and was limited by 4.5-milliradians. The rotation was extremely small up to 44.5 kN when it remained below 0.2-milliradians. A summary of results for both shear tests is presented in Table 3.



a) photo of failed PGEDB5 specimen



b) force versus displacement for shear specimen with 3 mm gap (1 kip = 4.45 kN and 1 in = 25.4 mm)

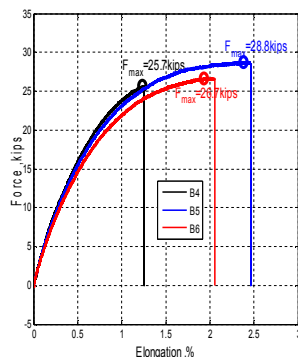
Fig. 8. Performance of PGEDB5 specimen with 3 mm gap

Table 3

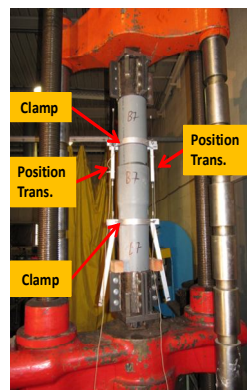
Summary of shear tests

Shear test specimens	Gap, mm	Ultimate load, kN	Ultimate displacement, mm
PGEDB4	0	109.7	48.0
PGEDB5	3	100.4	44.7

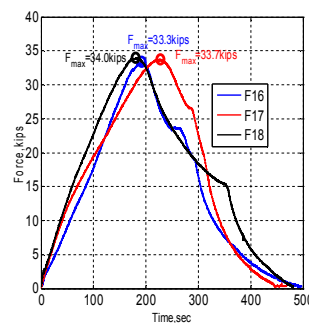
Component Tests of Conduits and Joint Assemblies. Tension and compression tests of conduits and conduits' joint assemblies. Tension and compression capacity of conduits and conduits' joint assemblies were studied extensively. Each type of test was conducted on three sample specimens to estimate mean and standard deviation of the load capacity of the specimens. A special test rig was designed for this phase of testing as presented in Figure 9. Due to size limitations of the paper, only summary of the test results is presented here as shown in Table 4.



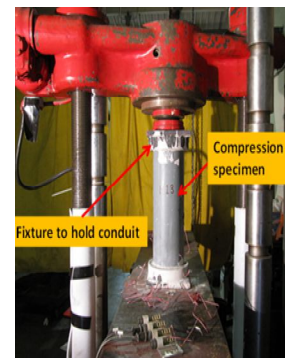
a) Typical tension test result (PVC with sleeve joint is shown)



b) photo of tension test setup



c) Typical compression test result (PVC with sleeve joint is shown)



d) photo of compression test setup

Fig. 9. Tension and compression tests of conduits and conduits' joint assemblies (1 kip = 4.45 kN)

Table 4

Summary of component tests (negative sign denotes compression test)

Material	Joint	Mean compression capacity, kN	Mean tension capacity, kN
PVC	None	-223.8	125.9
PVC	Bell	-150.0	120.6
PVC	Sleeve	-227.8	43.6
HDPE	None	-110.8	101.9

Tension and compression slippage tests. Slippage tests of conduit assemblies were conducted in compression and tension as shown in Figure 10. Due to size limitations of the paper, only a summary of the test results is presented here as shown in in Table 5.

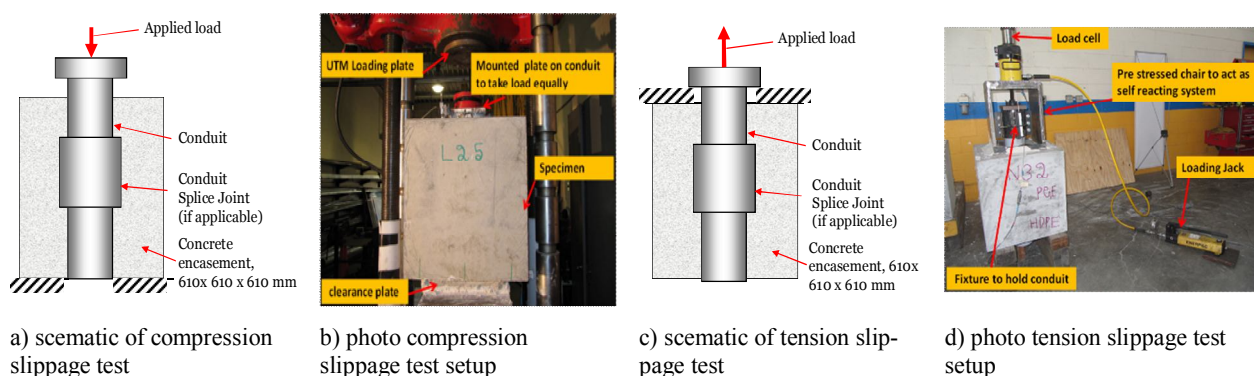


Fig. 10. Slippage test setups

Table 5

Summary of slippage tests (negative sign indicates a compression test)

Conduit Type/Assembly	PVC (bare)	HDPE (bare)	PVC with bell joint	PVC with sleeve joint	PVC (bare)	HDPE (bare)	PVC with bell joint	PVC with sleeve joint
Slip force, kN	-93.0	-38.3	-293.7	-268.8	6.7	3.1	135.3	87.7

Finite Element Model of Ductbank. Information obtained from the tests provided a suitable opportunity for the calibration of a detailed finite element (FE) model which was in turn used in dynamic and static analytical simulations. As a typical example of the finite element modelling results, a moment-curvature response from the ductbank's FE model, as calibrated to the test results, is shown in Figure 11.

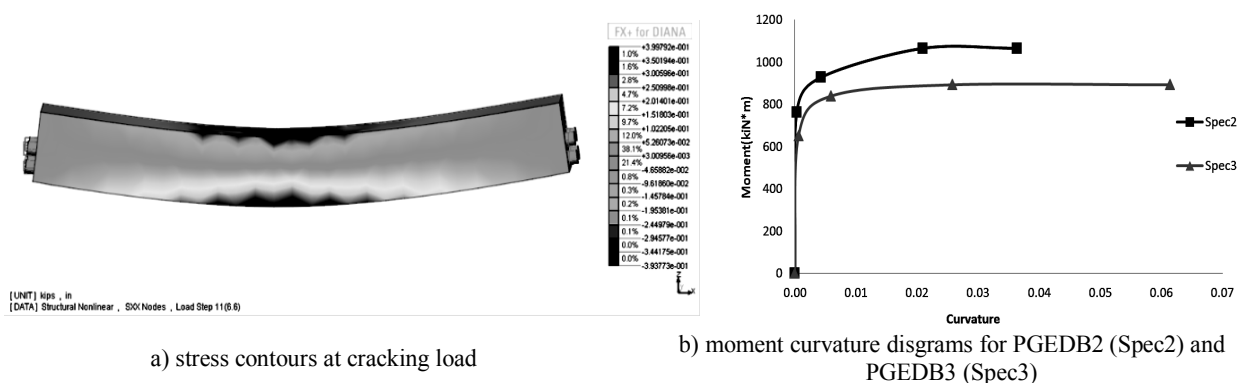


Fig. 11. Finite element model of a ductbank and moment-curvature diagrams for both reinforced ductbanks

Conclusions. The experimental program on full-scale ductbanks showed that reinforced concrete duct banks performed much better than unreinforced ones, and had much a higher load and displacement capacity. The tests clearly showed that PVC conduits are quite flexible and can withstand hinge rotation

in excess of 0.1 radian. The shear tests showed that a PVC conduit can withstand about a 44 mm shear offset before rupture (which is larger than the gap between the cable and the inner wall of the conduit). Component tests of the conduits and conduit joint assemblies demonstrated that bell/spigot joints nearly developed the tensile strength of a PVC conduit, but their elongation was much less. These tests showed that a PVC sleeve joint is somewhat unreliable and also revealed that it possessed lower strength.

Acknowledgement.

The authors acknowledge the financial support provided by Pacific Gas and Electric Company, Oakland, CA. Special thanks are due to Underground Construction Company, Benicia, CA for constructing the test specimens and Pacific Gas and Electric Company for providing robotic rover utilized during the tests. The authors greatly appreciate participation of Mr. John Schroeder of Pacific Gas and Electric Company in discussions and testing of test specimens. Thanks are due to staff of the Pacific Earthquake Engineering Research Center for performing this extensive experimental program in a timely manner. Special thanks due to Mr. Lev Stapanov of the University of California, Berkeley for his help with concrete cylinder tests and to Dr. Selim Günay of the University of California, Berkeley for reviewing the paper.

REFERENCES

- [1] Fujisaki, E., Takhirov, S. Seismic Performance of Concrete Duct Banks for Buried Transmission Cables, Workshop on Electric System Earthquake Engineering, University of California, Berkeley, California, USA, April 18, 2013.
- [2] Mosalam, K., Takhirov, S., Fujisaki, E. Seismic Performance of Concrete Ductbanks for Buried Transmission Cables: Full-scale Tests and FE Modeling // Mini Symposium on Hybrid Simulation: Theory and Applications, University of Minho. Guimarães, Portugal, October 1-4 2012.

The university of California Berkeley

Receipt date
07.07..2017

Ш. Тахиров, К. Мосалам, С. Ярра, Н. Пералта, Е. Фужисаки, Х. Хо. Ер ости электр энергия таъминоти тизимларини сейсмик характеристикаларини тўла масштабда экспериментал ва сонли тадқиқотларда баҳолаш

Ушбу мақолада ер ости электр энергиясини тарқатиш тизимларини тўла масштабда тажрибавий ва сонли тадқиқотларига асосий эътибор қаратилган. Бу тизимларни конструкциявий мустаҳкамлигини баҳолаш ва уларни лойиҳалаш бўйича янги тавсиялар ишлаб чиқиш учун Берклидаги Калифорния университети қошидаги Зилзилабардош қурилиш бўйича Тинч океани тадқиқот марказида бир неча ўз ўлчамидаги энергия қувурлари тадқиқ қилинди. Наъмуналар силжишига ва сиқилишига синаб кўрилди ва пластик қувурларни атрофида бетон бўлмаган ҳолда сиқилиш/чўзилиши, шунингдек атрофи бетон билан тўлдирилганда қувурнинг сиқилиш/чўзилишидаги сирпанишини синовдан ўтказилиб кенг қўламдаги компонентларини тажрибавий дастурини ўз ичига олади. Бу тажрибалардан олинган натижалар чекли элементлар усулида асосланган сонли моделни батафсил текиштириш учун қўлланилди. Бу модел ўз навбатида динамик ва статик юкланишларда сонли симуляцияларда ўрганилди.

Ш. Тахиров, К. Мосалам, С. Ярра, Н. Пералта, Е. Фужисаки, Х. Хо. Оценка сейсмических характеристик полномасштабных экспериментальных и численных исследований подземных систем распределения электроэнергии

В статье основное внимание уделено полномасштабному экспериментальному и численному исследованию подземных систем распределения электроэнергии (или энергопроводов). Для оценки конструктивной прочности этих систем и разработки новых рекомендаций по их проектированию испытано несколько полномасштабных энергопроводов в Тихоокеанском исследовательском центре по сейсмостойкому строительству при Калифорнийском университете в Беркли. Полномасштабные образцы испытаны на сдвиговые и изгибные нагрузки и сопровождалась обширной программой испытаний компонентов, которая включала сжатие/растяжение пластиковых трубопроводов без окружающего их бетона, а также испытаний на проскальзывание при растяжении/сжатии трубопроводов, встроенных в бетон. Информация, полученная в результате испытаний, использована для калибровки детальной численной модели, основанной на методе конечных элементов. Данная модель, в свою очередь, изучена в численных симуляциях при динамических и статических нагрузках.

SHAKING TABLE TESTS AND NUMERICAL ANALYSIS OF SEISMICALLY ISOLATED SYSTEMS SUBJECTED TO SEVERAL SEISMIC EXCITATIONS MATCHED TO THE SAME SPECTRUM

Introduction. The main objective of the study described in this paper is to develop an accurate finite element model and compare a seismic qualification by analysis of high-voltage (HV) substation equipment to that by testing. Sample equipment that had been seismically isolated by means of wire ropes (WRs) was used in this study. The paper follows the requirements of the newly introduced Annex W (IEEE P693/D15) [1], that provides guidance on the seismic qualification by analysis.

This paper summarizes the results of a research project that is currently being conducted at the University of California, Berkeley. The project is conducted in two phases. In the first phase, a new set of time histories for IEEE693 seismic testing and seismic qualification by analysis were developed [2]. The set consists of (a) three strong motion crustal records; (b) a strong motion record from a subduction zone earthquake; and (c) three synthetic strong motions. The spectra of historic records were spectrally matched to 5% damped IEEE693 spectra in time domain. Three synthetic strong motions were generated and spectrally matched to the same target spectra. In the second phase, the newly developed IEEE693 time histories were verified in numerical simulations of seismically isolated equipment and testing on a uniaxial shaking table. The shaking table is a high-performance earthquake simulator with a long-stroke and high velocity capabilities. The time histories were imposed back-to-back and the test results were compared to the numerical simulation results.

Component Tests and Results. Sample HV equipment consisting of a base plate, support structure, seismic isolators (Wire Ropes), an insulator and live parts is presented in Figure 1.

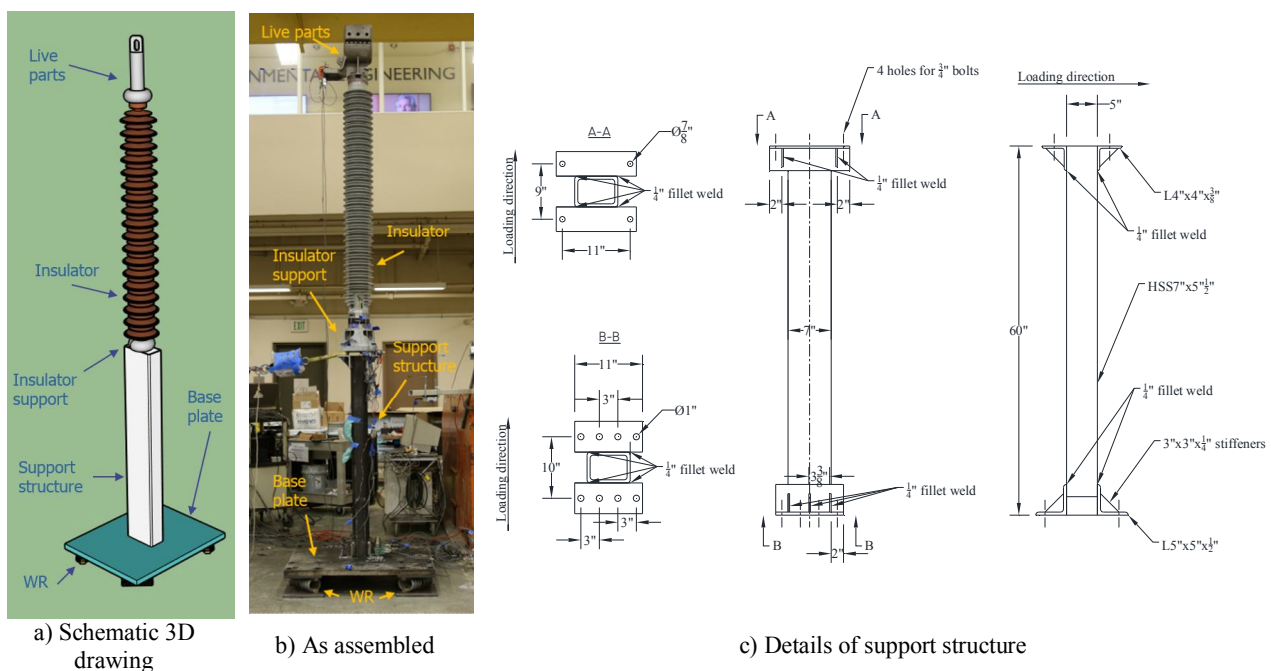


Fig. 1. Details of HV equipment

Four WRs were installed at 45 degrees to the direction of loading as presented in Figure 1. To follow Annex W [1] a set of component tests was conducted to expand the manufacturer data associated with this particular type of WRs. The data furnished by the manufacturer was limited to monotonic loading in one direction only. This typical set of data was lacking information in regard to the following: (1) cyclic performance vs. monotonic; (2) tension data in cyclic loading; (3) ultimate capacity; (4) repeatability of data from one component to another; (5) cyclic performance with applied vertical load (dead load of

the system) and many others. To address these issues extensive component tests following Annex W [1] were conducted on two WRs. Due to the size limitations of the paper only some of the most important results are discussed in this paper.

The tests were conducted in a specially designed and constructed 2D testing machine. The machine is capable of simultaneously applying both vertical and horizontal loads. The actuators were controlled from a displacement or force feedback depending on the test objectives.

Typical results for cyclic testing in a vertical direction are presented in Figure 2, *a*. The vertical load was applied in groups of three cycles with incrementally increasing amplitude as presented in Figure 2, *b*. The horizontal actuator placed under displacement control to keep shear displacement at zero. As shown in Figure 2, *a*, the compression test results closely match the data obtained from the manufacturer. The latter data was limited to monotonic compression-only test data that does not provide information on the force vs. displacement relationship in tension. The cyclic test data addresses this shortcoming and reveals the fact that the WR's performance in both tension and compression is nonlinear as shown in Figure 2, *a*. The WR is much stiffer in tension and this needs to be accounted for in numerical modeling. From the areas of the cycle loops amount of dissipated energy per each cycle was estimated.

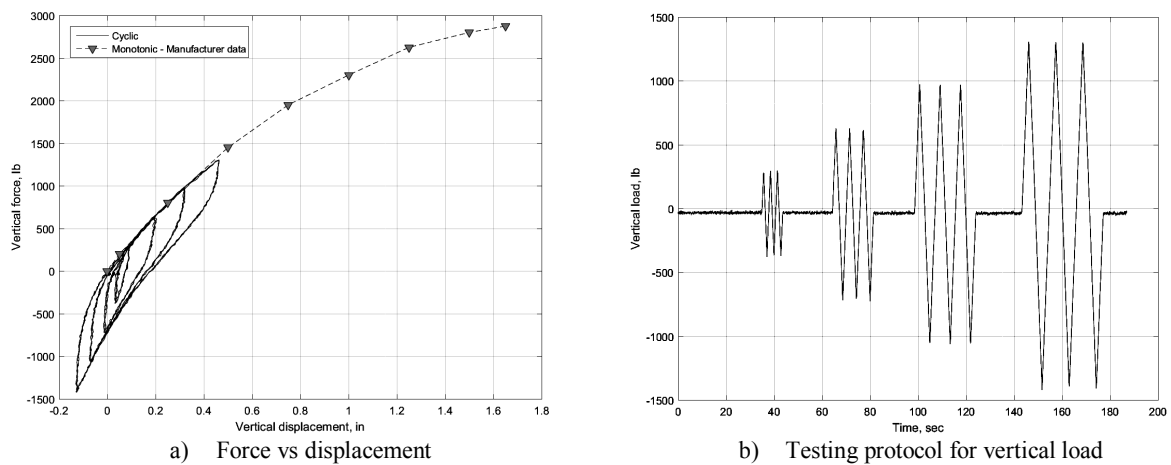


Fig. 2. Cyclic loading in vertical direction

In the next stage of component testing, the WR's performance was evaluated at different vertical pre-load values. For each pre-load value the WRs were tested in 0, 45, and 90 degree orientations. The pre-load values of 0 lbs, 500 lbs, and 1400 lbs were considered. As a typical example the results for the 45 degree orientation are presented in Figure 3 and Figure 4.

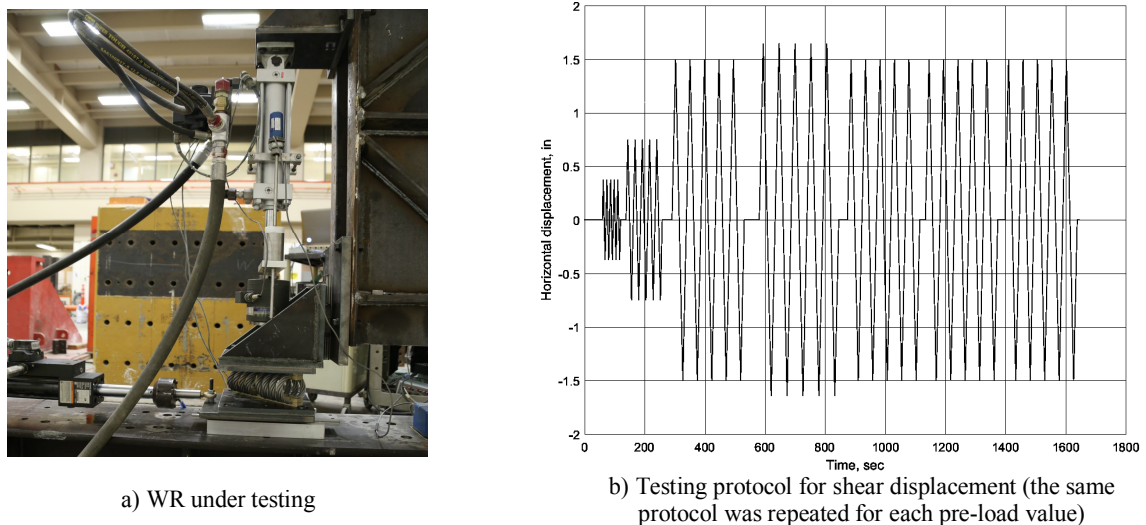


Fig. 3. Component tests in shear loading with different pre-load values (45 degree orientation of WR)

It is worthy to note that the 0, 45 and 90 degree directions can have different performance curves which is important for proper modeling of their performance in 3D analysis or shaking table tests. Since a uniaxial shaking table was deployed in this study, the results for the 45 degree orientation were used for the subsequent modeling.

Although the cyclic test data at 0-kip vertical pre-load is closely correlated to the data supplied by the manufacturer as shown in Figure 4, *b*, the situation is different for other non-zero pre-load values as presented in Figure 4, *a*. The manufacturer's data overestimated the stiffness that can lead to significant underestimates of the maximum displacements in the horizontal direction.

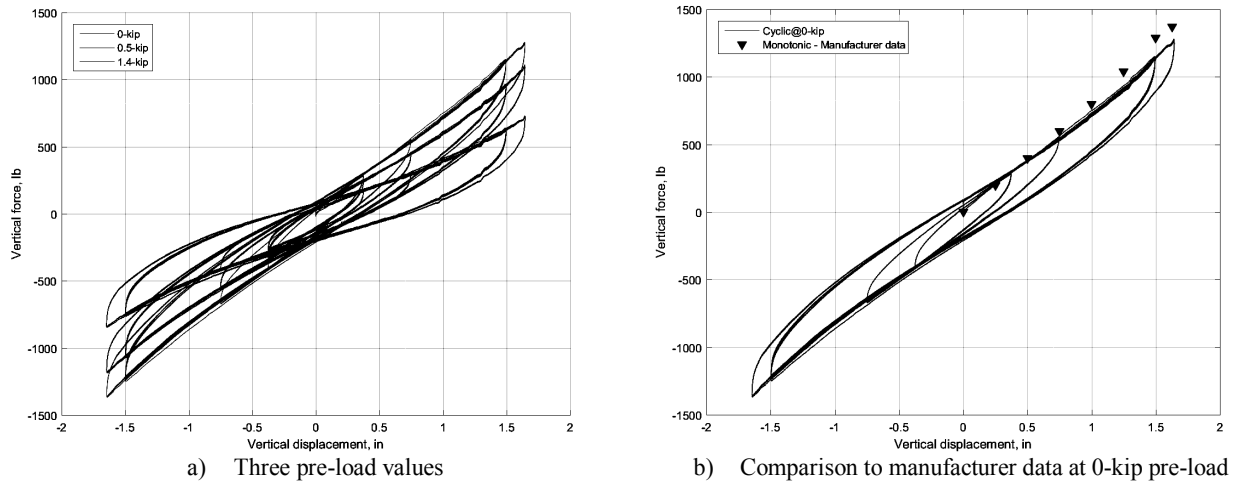


Fig. 4. Force vs displacement for 45 degree orientation of WR

Numerical Modeling and Verifications By System Level Tests. The total weight of the fully assembled equipment was estimated at around 1500 lbs. Since the dead load of the equipment was evenly distributed between four WRs, each of them was pre-loaded with a load of about 400 lbs.

A detailed finite element model was generated based on the information obtained from the component tests and the material data. The final model is presented in Figure 5. The SAP2000 [3] software package was used for FE modeling and simulations. The base plate, the support structure, and the insulator support were modeled by shell elements. The insulator and the life parts were modeled as frame sections. The WRs were modelled as non-linear links.

To calibrate the FE model, both fixed base and seismically isolated configurations were tested in stiffness and snap-back tests. In these tests the specimen was slowly loaded (with a horizontal pull) at the terminal location, and the load was suddenly was released at about 650 lbs maximum load. The horizontal displacement was monitored at the load application point. In addition, strain gages at the bottom of the porcelain insulator and accelerations on top of the equipment and on top of the support structure were monitored. The accelerometers were installed in both horizontal directions.

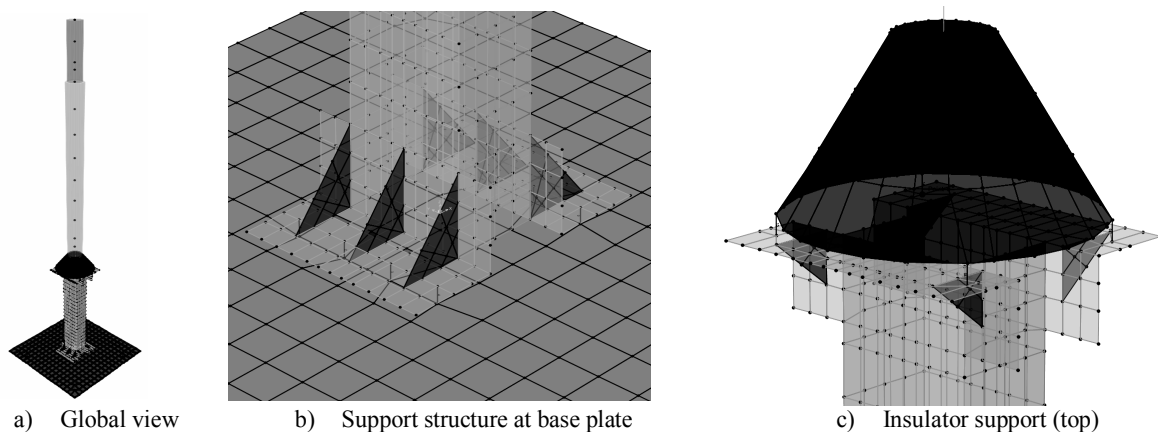


Fig. 5. Details of FE model of the equipment

The model was calibrated based on the stiffness and subsequent snap-back tests with the FE model vs. specimen comparison results presented in Table 1.

Table 1

Results of the FE model calibration

F_1 , Hz	Tip disp., in	Tip force, kip	Eff. stiffness, kip/in	Data source
4.88	1.43	0.65	0.455	FEA: fixed based [§]
4.88	1.38	0.65	0.471	Test: fixed base [†]
1.95	6.56	0.65	0.099	FEA: isolated base [§]
1.95	6.52	0.65	0.100	Test: isolated base [†]

[†] Snap-back and stiffness test results; [§] results for elastic FE model

Numerical Simulations. Seven time histories developed earlier [2] were used as excitation functions at the bottom of the equipment. A complete list of the time histories is presented in Table 2. A special effort was made to ensure that spectra of all time histories stay within 15% strip above the IEEE693 High Performance Level spectra [4] as presented in Figure 6, *a*.

Since the shaking table testing was limited to uniaxial excitation only, X-component of each IEEE-693 compatible time history was utilized in the numerical simulations. The wire rope was modelled by multilinear model with kinematic hysteresis loop available in SAP2000 [3]. A typical result for numerically calculated force versus displacement diagram at the WR location (in the vertical direction) is presented in Figure 6, *b*.

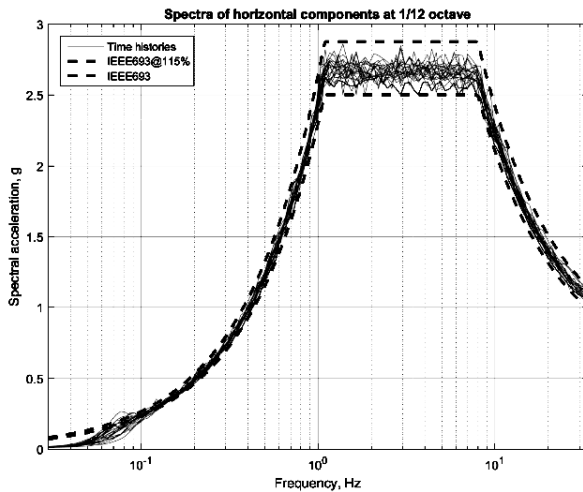
Table 2

List of the newly developed IEEE693-compatible time histories used in the study

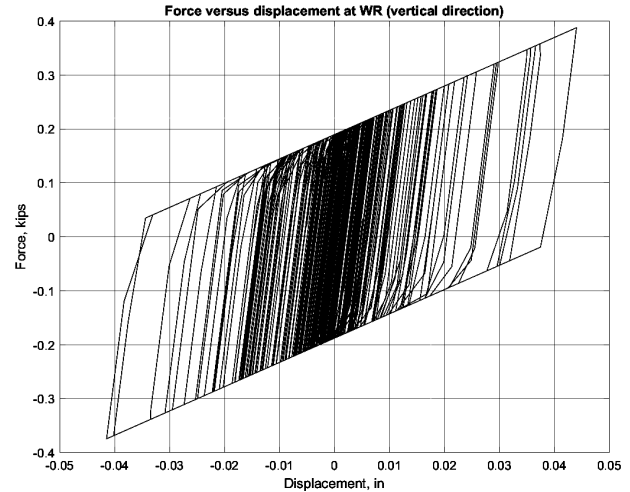
Seed motion, if any	EQ type	Name of IEEE693-compatible time history	Time history number in Figure 10
Landers, CA (1992)	Crustal	TestQke4IEEE5-1a	1
El-Centro, CA (1940)	Crustal	TestQke4IEEE5-1b	2
Chi-Chi, Taiwan (1999)	Crustal	TestQke4IEEE5-2	3
El Mayor-Cucapah, Mexico (2010)	Crustal	TestQke4IEEE5-3	4
CONSTITUCIONES/N4598 Chile, February 27, 2010	Subduction	TestQke4IEEE5-4	
NA (synthetic)	NA	TestQke4IEEE5-5	5
NA (synthetic)	NA	TestQke4IEEE5-6	6
NA (synthetic)	NA	TestQke4IEEE5-7	7

The peak accelerations on the top of the equipment are presented in Figure 7. The fixed base case is shown in Figure 7, *a* and the nonlinear case with WRs between the base plate and the ground are presented in Figure 7, *b*.

The following were concluded from results presented in Figure 7. First, the variation of the elastic results is limited by about 24 % from the lowest valley to the highest peak. The peak accelerations have larger variation for the nonlinear case and it is close to 30 % from the lowest valley to the highest peak. Second, the largest variation in both elastic and nonlinear cases occurs for the time histories with non-stationary character (No. 1-4 in Table 2 and Figure 7). These time histories were developed from seed historic records by spectral matching in time domain. In case of this numerical model, the synthetic time histories (No. 5-7 in Table 2 and Figure 7) did not represent the most conservative approach for evaluation of seismic performance of high-voltage substation equipment by analysis (peak accelerations are less than the mean). The situation can be different for other equipment tested or analyzed.

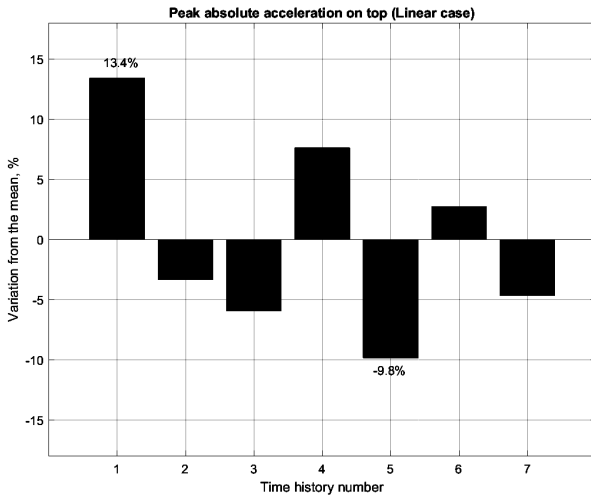


a) Spectral accelerations of all time histories

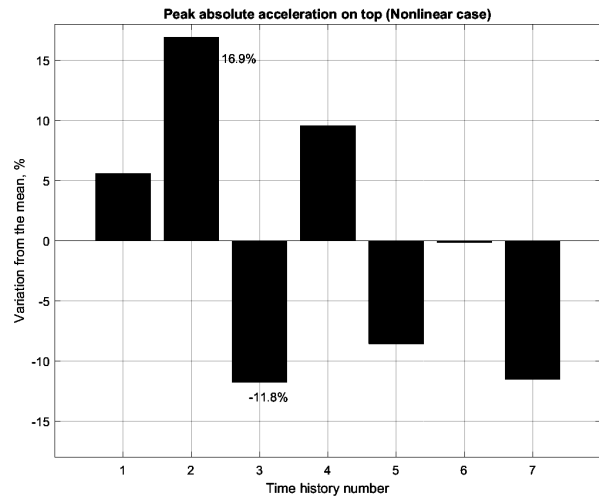


b) Nonlinear case with WRs

Fig. 6. Time histories used in study and force vs displacement diagram at WR (nonlinear case)



c) Fixed base (elastic case)



d) Nonlinear case with WRs

Fig. 7. Peak acceleration on top of the system for linear (fixed-base) and nonlinear (isolated by WRs) cases

Shaking Table Testing. The equipment isolated by the wire ropes was tested on a long-stroke high-velocity shaking table at Structures Laboratory (Civil and Environmental Engineering Department of the University of California, Berkeley). Only uniaxial excitation in X-axis was imposed on the system. Each time history from Table 2 was run three times to estimate variability between the runs and its effect on the system response. Therefore, twenty one shaking table tests were performed on the system. All runs were conducted at 50% of scale (anchored at 0.5g PGA). The global view of the equipment installed on the shaking table is presented in Figure 8. The specimen was extensively instrumented with accelerometers, position transducers, and strain gages as presented in Figure 8.

The test response spectra are presented in Figure 9, *a*. A mean and a mean plus one standard deviation for all these runs are shown in the same figure. While the shaking table was over performing in the high frequency range, a variability between the runs in vicinity of the lowest resonant frequency of the equipment (1.95 Hz) was relatively small and remained within -4% and $+6\%$ strip as presented in Figure 9, *b*.

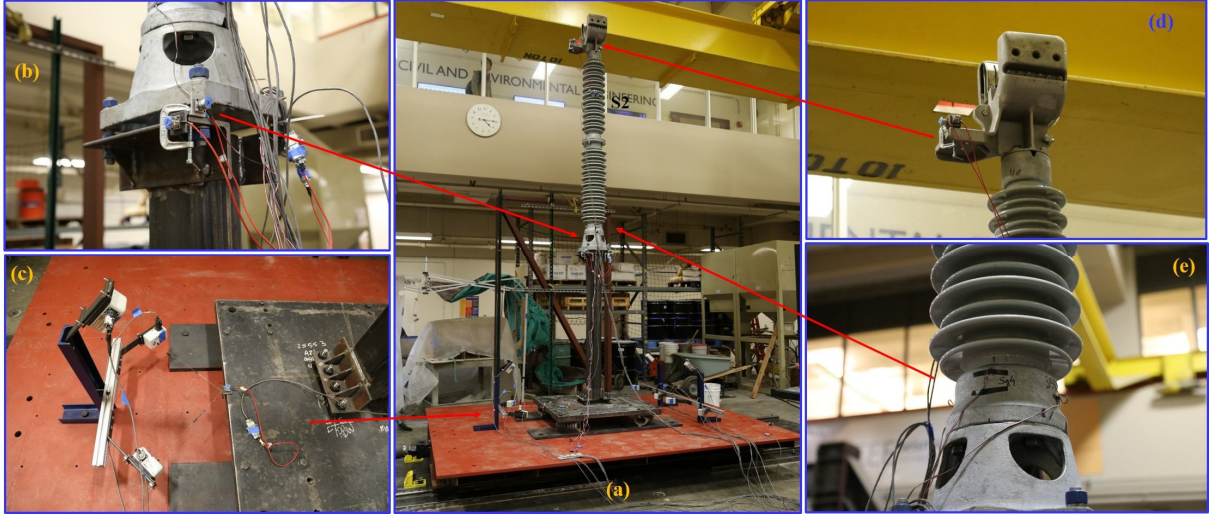


Fig. 8. (a) Global view of the equipment on the shaking table and instrumentation details: (b) – accelerometers on top of the support structure, (c) 3D displacements of the base plate were estimated from triangulation at three points with one of the typical installation presented here, (d) accelerometers on top of the equipment, (e) – strain gages at the bottom of the porcelain insulator

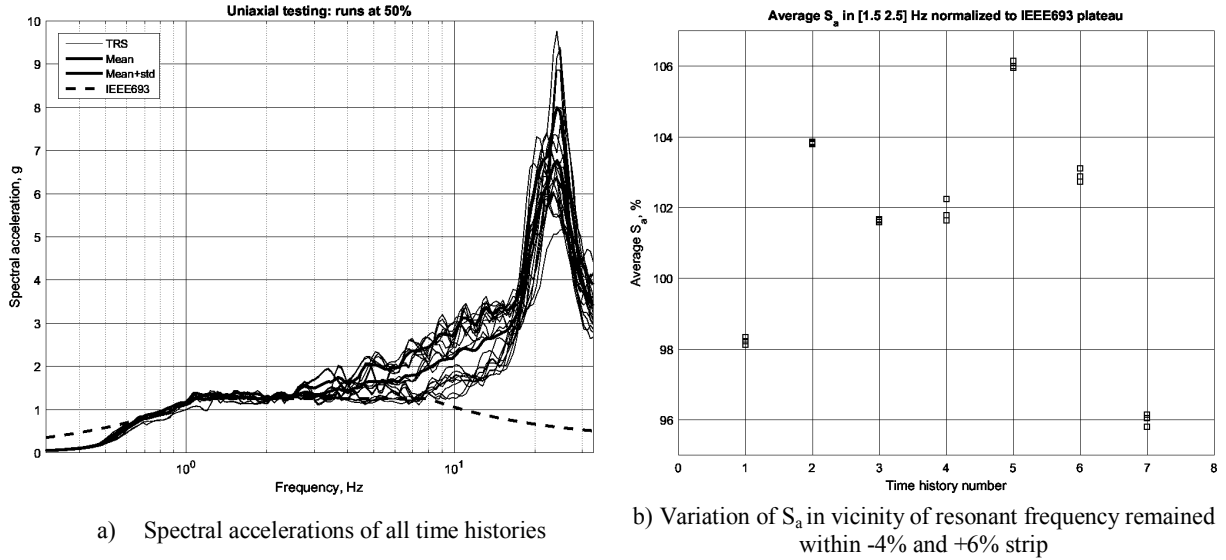


Fig. 9. Test response spectra (TRS)

The peak accelerations on top of the equipment are presented in Figure 10, *a*. It varies from about -17% to about +13%. Hence, it remains within 30% variability strip that is close to the theoretical variability estimated earlier. In opposite to that, the strain variability is much larger as presented in Figure 10, *b*. The normalized strain for all runs varies from about -22% to +18% of the mean. Therefore, it varies within 40% strip. It worthy to note that the porcelain insulator is the most vulnerable component of the tested system and, as such, the peak strain at the bottom of the insulator is the most representative parameter defining seismic the system's response to the seismic demand.

In an earlier study [5], the failure strain of the porcelain insulator was closely correlated to the cantilever strength rating provided by the manufacturer. It worthy to note that the insulator is from high-strength porcelain insulator category and is rated at 2750 lb cantilever strength. During this experimental program, the mean strain was at about 8 % of failure strain for this type of porcelain insulator. The low system's response might be related to the large damping of the system introduced by the wire ropes. The performance of the system with fixed base will be investigated later in the upcoming tests of the project.

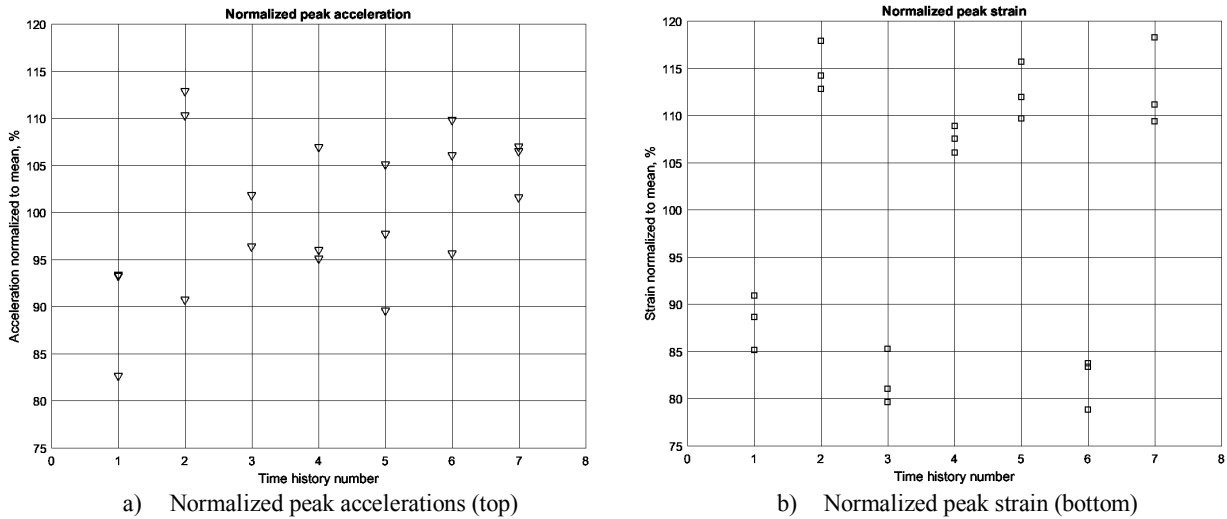


Fig. 10. Summary of peak acceleration of top of equipment and peak strain at bottom of insulator

Conclusions. The following conclusions were made based on the results of the extensive component testing program.

- Although the cyclic shear test data at zero pre-load is closely correlated to the data supplied by the manufacturer, the force vs displacement diagrams are quite different for other non-zero pre-load values. The manufacturer's data is overestimating the stiffness that can lead to significant underestimates of the maximum displacements in the horizontal direction.
- The compression test results closely match the data obtained from the manufacturer. The latter data was limited to monotonic compression-only test data that does not provide information on the force vs. displacement relationship in tension. The cyclic test data reveals the fact that the WR's performance in both tension and compression is nonlinear. The WR is much stiffer in tension and this needs to be accounted for in numerical modeling.

The following conclusions were made based on testing of fully assembled fixed-base and isolated-base systems (snap-back testing).

- Overall stiffness and the lowest dominant frequency of the fully assembled test specimen (in both base-fixed and base-isolated cases) closely matches the stiffness of the corresponding numerical model.
- The snap-back test of the isolated base specimen reveals the fact that the dominant frequencies of the system have significantly different damping values associated with them. The large amplitude vibrations have low frequency with very high damping. The small amplitude cycles have higher frequency and very low damping.

The following conclusions were made based on the numerical simulations.

- The variation of the elastic results is limited by about 24% from the lowest valley to the highest pick. The peak accelerations have larger variation for the nonlinear case that is close to 30% from the lowest valley to the highest pick.
- The largest variation in both elastic and nonlinear cases occurs for the time histories with non-stationary character. These time histories were developed from historic records by spectral matching in time domain. In case of this numerical model, the synthetic time histories did not represent the most conservative approach for evaluation of seismic performance of high-voltage substation equipment by analysis (peak accelerations are less than the mean). The situation can be different for other equipment tested or analyzed.

The following conclusion was made based on the results of the experimental program.

- Although the variability of the peak acceleration was close to the theoretical prediction, this result greatly depends on a performance of a shaking table and can increase for poorly tuned shaking tables and/or in shaking on 3D earthquake simulators. The peak strain at the bottom of the insulator (representing one of the major demand parameters) varies in a greater range than the acceleration on top of the equipment. Therefore, for future comparative studies, it is suggested to use the peak strain variability to estimate variability of the system's response to the seismic demand.

Acknowledgments. The project is sponsored by Electric Power Research Institute (EPRI) which support is greatly appreciated. Special thanks are due to the staff of the Structure Laboratory at the University of California, Berkeley. Special thanks are due to Mr. Llyr Griffith, Mr. Phillip Wong, and Mr. Matthew Cataleta. The successful completion of the testing phase of the project would not be possible without their technical support. Technical help by Mr. Henry Teng (CEE, UC Berkeley) on modeling and testing is greatly appreciated.

REFERENCES

- [1] Draft 15 of Recommended Practice for Seismic Design of Substations. P693/D15, March 2016.
- [2] Sh. Takhirov, E. Fujisaki, L. Kempner, M. Riley. Development of Time Histories for IEEE693 Testing/Analysis and Their Validation by Numerical Simulations and Full-Scale Testing of Seismically Isolated Equipment // The 16th World Conference on Earthquake Engineering, January 7-13, 2017 Santiago, Chile, 2017.
- [3] Computers and Structures, Inc. (CSI), 2014. SAP2000 Ultimate Version 16.1.1. Structural Analysis Program.
- [4] IEEE, 2005. IEEE STANDARD 693-2005 - IEEE Recommended Practice for Seismic Design of Substations.
- [5] Sh. M. Takhirov. Seismic Qualification Report of EV-1 245-kV Disconnect Switch. A Report to Southern States. Report No. PEER – STI/2014-11, Pacific Earthquake Engineering Research Center, University of California, Berkeley, March 2014.

The university of California Berkeley

Receipt date
07.07.2017

Ш.М. Тахиров, Е. Фужисаки, Л. Кемпнер, М. Рилей, Б.Лоу. Бир спектрда мавжуд бўладиган бир неча сейсмик тебранишларга мўлжалланган сейсмик изоляцияланган тизимни сейсмоплатформада синовдан ўтказиш ва сонли таҳлили

Мақолада Берклидаги Калифорния Университетидида ўтказилган кенг қўламдаги тадқиқотлар натижалари умумлаштирилган. Тажириба намунаси юқори вольтли подстанциянинг маълум типини ифодалаб, юқори тезликли, қатта кўчиши бериши имкониятига эга бўлган ноёб сейсмоплатформада ўрғанилган. Бу намуна юк қўтариши конструкцияси ва юқорисига ўрнатилган электр изоляторидан ибратдир. Юк қўтарувчи структура тўғри бурчакли кесимли иккита горизонтал йўналишида яхши ажратилган хусусий частотали пўлат қувурдан қурилган. Пўлат қувур оғир пўлат плитага болтли бирикма ёрдамида ўрнатилган. Тадқиқотларда 230 кВ га мўлжалланган одатдаги энерго тизимларда қўлланиладиган фарфор изолятордан фойдаланилди. Сейсмик ҳимоя сифатида тўртта сейсмоизоляциядан иборат, пўлат тросдан тайёрланган тўпладан фойдаланилди. Тадқиқотларда қурилманинг иккита конфигурацияси кўриб чиқилди: (1) асоси сейсмоплатформага қаттиқ маҳкамланган ва (2) асоси сейсмоизоляция билан ҳимояланган. Ўтказилган синовлар натижаси асосида назарий қисмда сейсмик ҳимояланган қурилманинг мукамал сонли модели ишлаб чиқилди. Тажирибавий қисмда қурилманинг ҳар бир конфигурациясига етти ҳил зилзила таъсир эттирилди. Асосий вазифа нозичиқли тизимни сейсмик ҳолатини ўзгаришини спектрлари бир бирига максимал яқинлаштирилган етти ҳил сейсмик таъсир билан баҳолаб яқунланди.

Ш.М. Тахиров, Е. Фужисаки, Л. Кемпнер, М. Рилей, Б.Лоу. Эксперименты на сейсмоплатформе и численный анализ сейсмически изолированных систем, предназначенных для нескольких сейсмических воздействий, содержащихся в одном спектре

В статье обобщены результаты обширных исследований, проведенных в Калифорнийском университете в Беркли. Изучение испытательного образца, представляющего собой типичное оборудование высоковольтной подстанции проведено на уникальной высокоскоростной сейсмоплатформе, способной развить большие перемещения. Образец состоял из несущей конструкции и электрического изолятора, установленного сверху. Несущая структура построена из стальной трубы с прямоугольным сечением с хорошо разделенными собственными частотами в двух горизонтальных направлениях. Стальная труба установлена на массивной стальной плите при помощи болтовых соединений. Использован фарфоровый изолятор, обычно применяемый в энергосистеме, рассчитанной на 230 кВ. В качестве сейсмической изоляции использован набор из четырех сейсмоизоляторов, выполненных из стальных тросов. Рассмотрены две конфигурации оборудования: 1) основание, жестко прикрепленное к сейсмоплатформе, и 2) основание, изолированное сейсмоизоляторами. На основе результатов испытания компонентов разработаны детальные численные модели сейсмически защищенного оборудования. В экспериментальной части каждая конфигурация оборудования была подвергнута семи различным землетрясениям. Основная задача заключалась в оценке изменчивости сейсмического поведения нелинейных систем, подвергнутых семи сейсмическим воздействиям, спектры которых максимально приближались к одному и тому же спектру.

REPORT
UZBEK-AMERICAN SYMPOSIUM
ON SCIENTIFIC RESEARCH IN THE FIELD OF SEISMODYNAMICS OF STRUCTURES

11 - 12 July 2017

Tashkent, Uzbekistan

Co-chairmen of the symposium: Doctor of Technical Sciences, Professor T. Rashidov (Uzbekistan) and Licensed Professional Engineer (PE) in California, Dr. Sh.M.Takhirov (USA).

General information: The Symposium was held on personal initiative of Dr. Sh.Takhirov, Licensed Professional Engineer (PE) in California and T.Rashidov, Academician of the Academy of Sciences of Uzbekistan. Expenditure for catering for the symposium participants was provided by the University of California at Berkeley, USA. The venue was provided by the Tashkent Institute for Design, Construction and Maintenance of Highways (TIDCMH). Technical support of the symposium was provided by the Department of Bridges, Tunnels and Overpasses of TIDCMH, the Department of International Relations of TIDCMH and M.T. Urazbayev Institute of Mechanics and Seismic Stability of Structures of the Academy of Sciences of RUz (IMSSS AN RUz).

Objectives of the symposium: The primary objective of the symposium was to exchange experiences and discuss scientific research in the United States and Uzbekistan on the basis of a detailed discussion of accumulated experience, existing experimental infrastructure and scientific expertise in the USA and Uzbekistan. The second goal of the symposium is to identify priority areas for the development of science in Uzbekistan and to develop potential projects that could be carried out jointly. The third objective of the symposium was to identify the potential of young scientists in Uzbekistan in terms of a possible internship at the University of California, Berkeley, USA.

Participants of the symposium (from the Uzbek side): (1) M.T. Urazbayev Institute of Mechanics and Seismic Stability of Structures of Academy of Sciences of RUz (IMSSS AN RUz); (2) Tashkent Institute for Design, Construction and Maintenance of Highways (TIDCMH); (3) "Kuprik Loyikha Service" of State Committee for Roads, (4) Unitary Enterprise "Road Research Institute" (UE-RRI), (5) Tashkent Institute of Textile and Light Industry, (6) Namangan Engineering and Pedagogical Institute; (7) Tashkent Institute of Engineers of Railway Transport, (8) Samarkand Architecture and Construction Institute, (9) Turin University, (10) BNZ, (11) Smart Scanning Solutions, (12) JSC "Oghirsanoatloyikha" and many other commercial and government agencies. Among the participants there were 20 Doctors of science.

Symposium program: The program of the symposium was prepared and approved by Uzbek and American sides - Academician of the Academy of Sciences of the Republic of Uzbekistan T. Rashidov and Dr. Sh. Takhirov, (the program is attached).

The venue of the symposium: As known, the Resolution of the President of the Republic of Uzbekistan "On measures for the further development of higher education system" provides for the implementation of a wide range of tasks aimed at radically improving the quality of education and science.

According to the Resolution of the President of the Republic of Uzbekistan No. PP-2789 of February 17, 2017 "On measures to further improve the activities of the Academy of Sciences, organization, management and financing of research activities" the former name of the world-famous Institute of Mechanics and Seismic Stability of Structures named after M.T. Urazbaev of AN RUz (IMSSS of AN RUz), was restored; one of the main directions of the Institute is seismic resistance of structures.

Both Tashkent Institute for Design, Construction and Maintenance of Highways (TIDCMH) and IMSSS of AN RUz are carrying out a purposeful research to establish promising partnership relations with leading specialized foreign scientific and educational institutions, broad introduction of advanced pedagogical technologies into the teaching process, active involvement in scientific and pedagogical ac-

tivities, and conducting master classes by highly qualified teachers and scientists from foreign educational partner institutions.

The symposium was held at the Tashkent Institute of Design, Construction and Maintenance of Highways (TIDCMH).

The scientific potential of a partner from the United States: The following information shows the scientific potential of the partner university - University of California at Berkeley:

- Takes the first place among all US state universities,
- Takes the third place after MIT and Harvard (US rankings, including private universities),
- World-class professors are actively involved in experimental projects,
- Has the largest 6-dimensional shaking table in the US,
- Has the fastest uniaxial shaking table (high-velocity and long-stroke) in the US,
- Experiments can be carried out in three world-class laboratories equipped with strong floors and reaction walls,
- All laboratories are equipped with modern and, in many cases, unique equipment for creating high forces and recording data in laboratory and field conditions.

Were present: Director Abirov R.A. (IMSSS AN RUz), Rector Riskulov A.A. and vice-rector Nazarov A.A. (TIDCMH), Director Ziyaev O.K. (UE-RRi) and others (the list is attached).

Brief conclusion: All participants of the symposium had warmly greeted our compatriot, Dr. Sh. Takhirov, who gained significant experience in experimental and theoretical studies in the field of earthquake engineering at the University of California, Berkeley, USA, which has world renown and recognition.

Participants had listened with great attention to the presentations of Dr. Sh. Takhirov (University of California, Berkeley, USA) "Examples of typical research projects in the laboratories of the University of California", "Experimental infrastructure of the University of California at Berkeley with an emphasis on future joint projects with scientists of Uzbekistan", "Basic test hardware, controllers and recording systems of a modern experimental laboratory", "New measurement technologies".

He had presented to the participants the advanced technologies of inspection and diagnostics of structures, design and development of experimental setups and modern equipment for hybrid simulations, with which new results with great practical importance (for Uzbekistan as well) had been obtained. The joint presentation of Sh. Takhirov (USA) and F. Maksudov (Uzbekistan) on scientific research and possibilities of using laser scanning abroad and in Uzbekistan is a typical example of effective current cooperation.

The symposium highlighted the outstanding results of scientists of Uzbekistan in the field of seismodynamics of underground structures and the implementation of their results in construction practice in cities of Central Asian and, in general, in the CIS.

The participants were greatly interested in the "Review of research activities in the field of earthquake-resistant engineering in Uzbekistan" presented by academician of the Academy of Sciences of the Republic of Uzbekistan T. Rashidov (IMSS AN RUz) and Ph.D., Assoc. V.A. Kondratiev (SamSACI).

Other participants made presentations on seismic resistance of underground structures (including underground public transportation), hydro-technical structures (water dams), bridge construction and maintenance problems, etc. Overall, about 20 scientific presentations were delivered and discussed at the symposium. In general, studies of theoretical nature were presented in relation to earthquakes that occurred in the world. Also it should be noted that the symposium was attended by many young scientists from the above organizations.

The seminar was summed up on July 14, 2017 in IMSSS of AN RUz. Doctor Sh. Takhirov made a presentation: "Current research on seismic isolation / protection of high-voltage equipment of high importance", which was received with great interest. A large amount of material on experiments conducted at the University of California, Berkeley was presented; the world-famous Professors J. Penzien and R.W. Clough had worked there.

Both sides have pointed out the fruitfulness of the meeting. Dr. Sh. Takhirov noted that Uzbekistan has a high scientific potential. The scientific research school founded in the former Union continues to give results. On the other hand, modern theoretical studies are progressing in the country. Purposeful and talented young researchers are working successfully. The Uzbek side noted the importance of ongoing research in the United States. The results obtained are of significance on a global scale.

Participants of the event noted that, considering the intensification of natural disasters in the world (such as earthquakes), the existing theoretical potential of Uzbek scientists in the field of seismic dynamics of structures should be strengthened by new experimental capabilities. It is necessary to develop experimental infrastructure and to train specialists in Uzbekistan. In the USA, there is an experimental infrastructure and highly qualified experts at the world-class level. Therefore, the participants of the seminar outlined the prospects for sending Uzbek specialists to an internship in Berkeley; this will establish cooperation relations and improve the level of personnel training to ensure seismic safety of structures in developing countries. This will allow to increase scientific and technical potential of Uzbekistan, a modern test equipment will be introduced and utilized, the young researchers will become capable of performing complex tasks addressing practical needs of Uzbekistan.

Under the leadership and guidance of Prof. T. Rashidov, international grants funded by UN and NATO had been carried out, and as such, there is a wide experience in working with foreign colleagues. It is necessary to continue the studies on the development of bilateral and multilateral cooperation, the development of joint research proposals with possibilities of receiving grants from the US.

Following the results of the symposium, the TIDCMH was gratefully acknowledged for the good technical and organizational support of the symposium (including the preparation of the venue, coffee breaks, lunch, etc.), in particular, to the rector A.A. Riskulov, Doctor of Technical Sciences, prof. A.A. Ishankhodjaev, to the Department of International Relations - Ph.D., Assoc. U.S. Nadirkhanov and others.

The symposium participants expressed special gratitude to Dr. Sh. Takhirov for interesting presentations and financial support of major expenses related to the event. The gratefulness to sponsoring organization of the USA for the allocated financing for the symposium was also expressed. The symposium has united the scientists of Uzbekistan and America in an effort to learn the scientific aspects of the problem of seismic resistance of structures in both countries and to hold a fruitful discussion. The event provided an opportunity for leading experts of the Republic of Uzbekistan to exchange experience and to reveal the scientific potential available in the republic.

The main achievement of the symposium is the strengthening of existing contacts among the participants of the event, since the exchange of advanced achievements allows coordinating scientific research between scientific teams of different countries.

Participants of the symposium have noted with gratitude that the conditions created in the Republic of Uzbekistan to support scientific research and the climate that favors the fruitful and effective conduct of scientific research.

Presentations the participants will be published in the form of papers in a special issue of the Uzbek journal "Problems of Mechanics".

Rector of TIDCMH, Doc.tech.sci.
A.A. Riskulov

Cand.ph.-m.sci., Licensed professional Engineer
(PE) in California Sh. Takhirov

Director of IMSSS AS RUz,
Doc.ph-m.sci. R. Abirov

Doc.tech.sci., Prof., academician AS Ruz
T. Rashidov

Director of UE-RRI O.K. Ziyaev

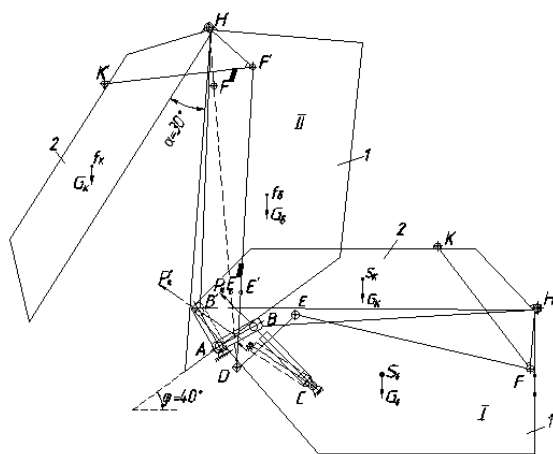
ПАХТА ТЕРИШ МАШИНАСИ БУНКЕРИНИ КЎТАРИШ МЕХАНИЗМИ ҲИСОБИ

Замонавий пахта териш машиналарида бункер хажмини ошириш орқали унинг юк кўтариш қобилиятини ошириш талаб қилинади. Пахта териш машинаси бункерини кўтариб ағдаришда эса гидравлик тизимнинг аҳамияти жуда катта. Гидравлик тизимда бункерни кўтарувчи асосий механизм гидроцилиндрлар ҳисобланади. Кўтариладиган юк массаси оширилиши ҳолатида гидроцилиндрларни танлаш масаласи аҳамиятлидир.

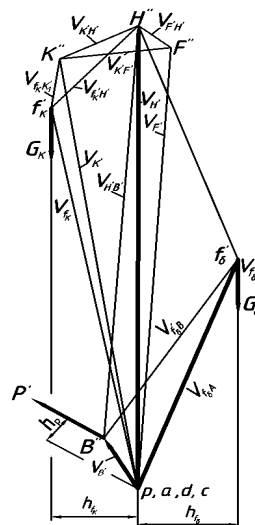
Пахта териш машинасининг бункерини кўтарувчи кучи унинг бир неча ҳолати учун, яъни туширилган, кўтарилган ва оралик ҳолатларида аниқланиб, энг катта қиймати ҳисобий юклама сифатида қабул қилинади. Ушбу юкламани аниқлаш бункернинг кўтарилган ҳолатида унинг бурилган тезлик панини қуриш йўли билан амалга оширилади [1]. Бунинг учун бункернинг шу ҳолатидаги кинематик схемаси чизилади (1-расм). Бунда кинематик схеманинг масштаби μ_l аниқланади $\mu_l = L_{AB} / l_{AB} = 0.02$ м/мм, бу ерда $L_{AB}=0.38$ м – етакчи звено, яъни цилиндр штоки уланган буровчи рычаг AB' нинг натурал узунлиги, $L_{AB}=19$ мм – шу рычагнинг кинематик схемада қабул қилинган узунлиги.

Бункерни кўтариш механизмининг нормал ишлаш шarti кинематик схемасидан қуйидагича:

$$(DE + EF + FH) \geq (H^{\uparrow'} F^{\uparrow''} + F^{\uparrow''} E^{\uparrow'} + E^{\uparrow'} D).$$



1-расм. Пахта териш машинаси бункерининг туширилган I ва кўтарилган II ҳолатлари учун кинематик схемалари: 1 – бункер; 2 – бункер копқоғи



2-расм. Пахта териш машинаси бункерининг кўтарилган II ҳолатидаги 90° га бурилган тезлик пани

Бункернинг кўтарилган ҳолати учун кўтариш механизмининг 90° га бурилган тезлик панини қурамиз (2-расм) [2]. Бунинг учун ихтиёрий нукта p қутб (полюс) ни қабул қилиб, у нуктага кўтариш механизмининг қўзғалмас нукталарининг тезликларини жойлаштирамиз, яъни

$$V_A = 0 \rightarrow a, V_C = 0 \rightarrow c, V_D = 0 \rightarrow d.$$

Бункернинг нукталари текис параллел ҳаракатда бўлади. Ихтиёрий нуктанинг тезлигини аниқлаш учун механизмнинг иккита нуктасининг тезлиги аниқланган бўлиши керак, масалан, A ва B' нукталарининг тезлиги. Бунда $V_A=0$, B' нуктанинг $V_{B'}$ айланма тезлиги радиусига перпендику-

ляр йўналган, тезлик планида эса уни 90° га буриб радиусга параллел ҳолда йўналтирилади, шу сабабдан тезлик плани бурилган дейилади.

$$V_B = \omega \cdot R = \omega \cdot L_{AB},$$

бу ерда ω AB етакчи ричагнинг бурчак тезлиги.

Тезликнинг пландаги масштаби μ_v ни аниқлаймиз

$$\mu_v = V_{B'} / l_v = V_{B'} / l_{AB} = \omega \cdot L_{AB} / l_{AB} = \omega \cdot \mu_l, \text{ м/с} \cdot \text{мм},$$

бунда $l_v = V_{B'}$ тезликнинг планда қабул қилинган кесма узунлиги, мм.

$$l_v = l_{AB} = \frac{V_{B'}}{\mu_v}, \text{ мм},$$

B' нуктанинг тезлик планидаги ҳолати B'' ни аниқлаш учун кутб p дан (a нукта) кинематик схеманинг AB' ричагига параллел чизиқ ўтказамиз ва унда l_v кесма ажратамиз. Бу кесма учи B'' тезлик планида $V_{B''}$ тезликни беради, яъни

$$V_{B''} = \mu_v \cdot l_v, \text{ м/с}.$$

Бункернинг оғирлик маркази f_δ нуктанинг тезлиги V_{f_δ} ни қўйидаги вектор тенгламалар тизимидан аниқланади

$$\begin{aligned} V_{f_\delta} &= V_A + V_{f_\delta A} \\ V_{f_\delta} &= V_{B'} + V_{f_\delta B'} \end{aligned} \quad (1)$$

(1) тенгламалар тизимининг биринчисидан A нукта қўзғалмас бўлгани учун $V_A=0$, демак.

$$V_{f_\delta A} = V_{B'} + V_{f_\delta B'}.$$

a нуктадан, яъни p кутбдан кинематик схеманинг Af_δ кесмасига параллел чизиқ ўтказамиз. Бу чизиқ $V_{f_\delta A}$ нисбий тезлик векторининг йўналишини беради. Унинг қиймати ҳозирча номаълум. Унинг қийматини (1) тизимнинг иккинчи тенгламасидан f_δ нуктанинг тезлигини аниқлаш учун тезлик планининг B'' нуктасидан кинематик схеманинг $B'f_\delta$ кесмасига параллел ўтказамиз, бу параллел чизиқларнинг кесишган нуктаси f'_δ шу нуктанинг абсолют тезлиги $V_{f'_\delta}$ ни беради. Бунда

$$V_{f_\delta} = V_{f_\delta A} = pf'_\delta \cdot \mu_v, \text{ м/с},$$

$$V_{f_\delta B'} = B''f'_\delta \cdot \mu_v, \text{ м/с}.$$

Энди бункер қопқоғи оғирлик маркази f_K нуктанинг тезлигини аниқлаш учун H' , F' ва K' нукталарнинг тезликларини аниқлашимиз лозим. H' нуктанинг тезлигини қўйидаги вектор тенгламалар тизимидан аниқлаймиз

$$\begin{aligned} V_{H'} &= V_{B'} + V_{H'B'}, \\ V_{H'} &= V_{f_\delta} + V_{H'f_\delta}. \end{aligned} \quad (2)$$

(2) тенгламалар тизимининг биринчисидан $V_{H'B'}$ нисбий тезликнинг йўналишини аниқлаймиз. Бунинг учун тезлик планининг B'' нуктасидан кинематик схеманинг $B'H'$ кесмасига параллел чизиқ ўтказамиз, бу чизиқ юқоридаги нисбий тезликнинг йўналишини кўрсатади. (2) тизимининг иккинчисидан $V_{H'f_\delta}$ тезлик йўналишини аниқлаймиз. Бунинг учун тезлик планининг f'_δ нуктасидан кинематик схеманинг $f'_\delta H'$ кесмасига параллел чизиқ ўтказамиз. Бу икки параллел чизиқларнинг кесишган H'' нуктаси H' нуктанинг тезлиги $V_{H''}$ ни беради, яъни

$$V_{H''} = p H'' \cdot \mu_v, \text{ м/с},$$

$$V_{H'B'} = B'' H'' \cdot \mu_v, \text{ м/с},$$

$$V_{H'f'_\delta} = f'_\delta H'' \cdot \mu_v, \text{ м/с},$$

F' нуктанинг абсолют тезлиги қуйидаги вектор тенгламалар тизимидан аниқланади

$$\begin{aligned} V_{F'} &= V_D + V_{F'D} \\ V_{F'} &= V_{H'} + V_{F'H'} \end{aligned} \quad (3)$$

(3) тизимнинг биринчи тенгласидан $V_{F'D}$ нисбий тезликнинг йўналишини аниқлаймиз. Бунинг учун кутб p нинг d нуктасидан кинематик схеманинг DF' кесмасига параллел чизик ўтказамиз. (3) тизимнинг иккинчи тенгласидан $V_{F'H'}$ нисбий тезликнинг йўналишини аниқлаймиз. Планнинг H'' нуктасидан кинематик схеманинг $H'F'$ кесмасига параллел чизик ўтказамиз. Бу параллел чизикларнинг кесишган F'' нуктаси F' нуктанинг абсолют тезлиги $V_{F'}$ ни беради

$$\begin{aligned} V_{F'D} &= V_{F'} = dF'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \\ V_{F'H'} &= H'F'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}. \end{aligned}$$

K' нуктанинг тезлиги қуйидаги вектор тенгламалар тизимидан аниқланади

$$\begin{aligned} V_{K'} &= V_{H'} + V_{K'H'} \\ V_{K'} &= V_{F'} + V_{K'F'} \end{aligned} \quad (4)$$

(4) тизимнинг биринчи тенгласидан $V_{K'H'}$ нисбий тезликнинг йўналишини аниқлаймиз. Бунинг учун тезлик планининг H'' нуктасидан кинематик схеманинг $H'K'$ кесмасига параллел чизигини ўтказамиз. F'' нуктадан $F'K''$ чизигига параллел чизик ўтказамиз. Бу параллел чизикларнинг кесишган K'' нуктаси K' нуктанинг тезлигини беради. Бунда

$$\begin{aligned} V_{K'H'} &= K''H'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \\ V_{K'F'} &= K''F'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \\ V_{K'} &= pK'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \end{aligned}$$

Энди бункер копкоғи f_K нуктасининг тезлигини қуйидаги вектор тенгламалар тизимидан аниқлаймиз

$$\begin{aligned} V_{f_K} &= V_{H'} + V_{f_K H'} \\ V_{f_K} &= V_{K'} + V_{f_K K'} \end{aligned} \quad (5)$$

(5) тенгламалар тизимининг биринчисидан $V_{f_K H'}$ нисбий тезлик векторининг йўналишини аниқлаймиз. Планнинг H'' нуктасидан кинематик схеманинг $H'f_K$ кесмасига параллел чизик ўтказамиз. Планнинг K'' нуктасидан кинематик схеманинг $K'f_K$ кесмасига параллел чизик ўтказамиз. Бу чизикларнинг кесишган f_K' нуктаси f_K нуктанинг тезлигини беради

$$\begin{aligned} V_{f_K H'} &= f_K' H'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \\ V_{f_K K'} &= f_K' K'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}, \\ V_{f_K} &= p f_K'' \cdot \mu_v, \text{ м/с}. \end{aligned}$$

Бункер, унинг копкоғи ва қўтариш механизми гидроцилиндрга таъсир этувчи G_{δ} , G_K , G_u кучларни кинематик схемасидан ўз йўналишларида тезлик планининг мос нукталарга жойлаштирилади ва кучларнинг кутб p га нисбатан моментлар муозанат тенгласи тузилади

$$\sum M_p = P_u \cdot h_p + G_K h_{f_K} - G_{\delta} h_{f_{\delta}} = 0,$$

бу ерда h_p , h_{f_K} ва $h_{f_{\delta}}$ – юкорида келтирилган кучларнинг кутб p га нисбатан елкаси,

Бундан

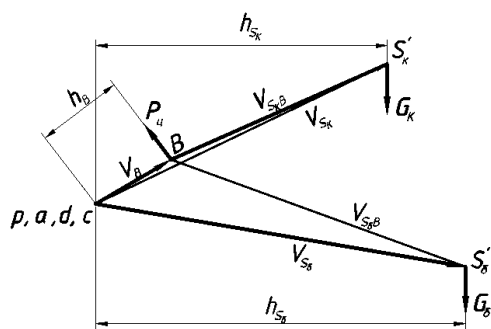
$$P'_y = \frac{G_\delta h_{f_\delta} - G_\kappa h_{f_\kappa}}{h_p}, \text{ кН.}$$

Бункернинг туширилган ҳолати учун бурилган тезлик плани (3-расм) ҳам худди юқоридаги усулда қурилган ва унда кучларнинг қутб p га нисбатан моментлар тенгламаси тузилган. Ундан

$$P_y = \frac{G_\delta h_{S_\delta} - G_\kappa h_{S_\kappa}}{h_B}, \text{ кН.}$$

Демак бункернинг туширилган ҳолатидаги $P'_y=44$ кН куч унинг қўтарилган ҳолатидаги P_y кучдан 1.3 марта кўп бўлганидан туширилган ҳолатидаги $P_y=56.4$ кН куч қиймати ҳисобий юклама сифатида қабул қилинади.

Хулоса. Пахта териш машиниси бункерининг қўтарилган, яъни пахтани ағдариб прицепга тўкиш ҳолати учун қўтариш механизмининг бурилган тезликлар плани қурилган. Бункерни қўтариш механизми звеноларининг нисбий ва абсолют тезликлари аниқланди. Бунда $F'H'$ звеноси энг кичик нисбий тезлик ва H' нуқтаси эса энг катта абсолют тезликка эга эканлиги маълум бўлди. Тезлик планининг мос нуқталарига ўз таъсир йўналишида қўйилган қўтариш механизмга таъсир этувчи кучларнинг p (қутб) нуқтага нисбатан моментлар мувозанат тенгламаларини ечиш билан гидроцилиндрда ҳосил бўладиган қўтарувчи куч аниқланди. Бунда бункернинг туширилган ҳолатидаги куч қўтарилган ҳолатидан 1.3 марта кичик эканлиги ва туширилган ҳолатидаги $P_y=56.4$ кН куч миқдори ҳисобий юклама учун қабул қилиниши тавсия этилди.



3-расм. Пахта териш машиниси бункерининг туширилган ҳолатида бурилган тезлик плани ва унга таъсир этувчи кучлар

АДАБИЁТЛАР

- [1] Сабликов М. В. Хлопкоуборочные машины. М.: Агропромиздат, 1985. – 152 с.
- [2] Артоблевский И. И. Теория механизмов и машин. М., 1988. – 640 с.

ТДТУ қошидаги Тармоқ машинашунослиги муаммолари илмий - тадқиқот маркази

26.05.2017 й.
қабул қилинган

Г.К. Аннакулова, А.А. Шермухамедов, Б.Ж. Астанов. Расчет подъемного механизма бункера хлопкоуборочной машины

В статье приведена методика определения силы, возникающей в гидроцилиндре, при выгрузке хлопка из бункера хлопкоуборочной машины.

G. K. Annakulova, A.A. Shermuhamedov, B.J. Astanov. Calculation of cotton harvesting machine of the hoist mechanism.

In the article the method of determination of the lifting force arising at lifting and overturning of cotton from a cotton bunker of a harvesting machine is considered.

О ВЛИЯНИИ РАЗМЕРОВ ИЗМЕРИТЕЛЬНОЙ КАМЕРЫ АКУСТИЧЕСКОГО ПРИБОРА НА ПОГРЕШНОСТЬ ОПРЕДЕЛЕНИЯ ОПУШЕННОСТИ СЕМЯН ХЛОПЧАТНИКА

Опушенность является важным показателем качества семян хлопчатника, влияющим на выход масла на маслоэкстракционных заводах. Поэтому в стандарте [1] регламентируется норма опушенности по сортам и классам. Согласно стандарту [2], опушенность семян определяют химико-механическим или классерским методом. Химико-механический метод, основанный на оголении семян парами соляной кислоты, – разрушающий и трудоемкий, время испытания – более 30 мин. Органолептический метод, основанный на прямом сличении пробы семян с образцами их внешнего вида, не имеет нормированных метрологических параметров, является субъективным и менее точным, что приводит к частым разногласиям между поставщиками и потребителями. В АО "Paxtasanoat ilmiy markazi" проведены исследования по использованию низкочастотных звуковых колебаний для измерения опушенности хлопковых семян. В работах [3 – 6] описан акустический прибор, а также приведены результаты исследований зависимости выходного сигнала прибора от опушенности семян, проведенных на образцах хлопковых семян различной опушенности при фиксированных массе пробы и объеме измерительной камеры. Показано, что между выходным сигналом прибора и опушенностью семян существует корреляционная зависимость с коэффициентом корреляции свыше 0.95. При этом время измерения составляет 30 с, а погрешность измерения – не более 0.5 абс. %, что не превышает допустимых пределов.

В статье приведены результаты исследований по изучению влияния отклонений геометрических размеров измерительной камеры на погрешность измерения опушенности семян с целью уточнения метрологических параметров прибора, а также требований к точности поддержания высоты и диаметра измерительной камеры при производстве и эксплуатации прибора.

При прохождении звуковых колебаний через пробу хлопковых семян в измерительной камере происходит их затухание. Пробу хлопковых семян представим как пористую изотропную двухкомпонентную среду, состоящую из ядер – семян и закрепленных на них коротких волокон. Причем, основное влияние на затухание звуковых колебаний оказывает волокнистый покров, голые семена практически не оказывают сопротивления прохождению звуковых колебаний ввиду малой их удельной поверхности по сравнению с волокнистой массой, но своим присутствием, занимая пустое пространство, способствуют уменьшению пористости пробы семян. При постоянной массе пробы с увеличением опушенности содержание волокнистой части увеличивается, а содержание семян уменьшается, и затухание звуковых колебаний растет. Связь выходного сигнала U с коэффициентом затухания и толщиной пробы семян задается следующим соотношением:

$$U = U_0 e^{-\alpha l} . \quad (1)$$

Здесь l – толщина слоя пробы семян, равная высоте измерительной камеры, см.

Как показано в [7], для волокнистых материалов при низкочастотных звуковых колебаниях имеется следующее соотношение для коэффициента затухания:

$$\alpha = \frac{(1 - \varepsilon)}{\varepsilon} \cdot \frac{1}{T} \sqrt{\frac{\pi \mu B^2 f}{c \chi \rho_0 C_0^2}} , \quad (2)$$

где ε – пористость пробы; T – линейная плотность волокна (подпушка); μ – вязкость воздуха; f – частота звуковых колебаний; c – безразмерный поправочный коэффициент; χ – фактор упругости, определяющий отношение упругости воздуха в порах к упругости воздуха в свободном пространстве вне пробы; ρ_0 – плотность воздуха в порах; C_0 – скорость звука в свободной атмосфере; $B = \rho \overline{\Pi}$ – коэффициент, равный произведению плотности хлопкового волокна ρ на его средний периметр $\overline{\Pi}$.

Пористость среды ε определяется как отношение объема воздуха в порах к общему объему:

$$\varepsilon = \frac{V - V_C - V_B}{V - V_C}, \quad (3)$$

где V – объем пробы, равный общему объему измерительной камеры, см^3 ; V_C – объем семян без подпушка, см^3 ; V_B – объем волокнистого покрова (подпушка) на семенах (см^3), который можно выразить следующими формулами:

$$V_B = \frac{\theta m}{\rho}, \quad V_C = \frac{(1 - \theta)m}{\rho_C}, \quad (4)$$

где θ – опушенность семян; m – масса пробы опушенных семян в измерительной камере, г; ρ_C – плотность семян без учета подпушка.

Подставляя формулы (4) в (3), в результате несложных преобразований получим

$$\varepsilon = \frac{\rho_0 \rho_C V - m [\rho(1 - \theta) + \theta \rho_C]}{[V \rho_C - m(1 - \theta)] \rho}. \quad (5)$$

После подстановки (5) в (2)

$$\alpha = \frac{\rho_C \cdot m \cdot \theta}{V \rho \rho_C - m [\rho - \theta(\rho - \rho_C)]} \cdot \frac{A}{T}. \quad (6)$$

$$\text{Здесь } A = \sqrt{\frac{\pi \mu B^2 f}{c \chi \rho_0 C_0^2}}.$$

Подставив (6) в (1) и обозначив объем измерительной камеры через диаметр d и высоту измерительной камеры l , получим зависимость выходного сигнала прибора от d и l :

$$U = U_0 \exp \left[- \frac{\theta \cdot l}{\frac{\rho \pi d^2 l}{4m} - \left[\frac{\rho}{\rho_C} + \theta \left(\frac{\rho}{\rho_C} - 1 \right) \right]} \cdot \frac{A}{T} \right]. \quad (7)$$

Из формулы (7) видно, что увеличение высоты измерительной камеры приводит к увеличению пористости и росту уровня выходного сигнала по экспоненциальному закону. Знание этой закономерности позволит сформулировать требование к точности поддержания данного параметра в процессе измерения с необходимым допуском и оценить составляющую погрешности от вариации этого параметра.

В формуле (7) при изучении изменения одного влияющего фактора на выходной параметр прибора другие факторы поддерживаются на заданном уровне. Из этой формулы видно, что зависимость выходного сигнала от высоты камеры выражается сложной функцией. Поэтому для упрощения анализа и обработки результатов введем параметр x , функционально связанный с переменными факторами l , m и d . Прологарифмировав уравнение (7) при постоянной массе пробы m , диаметре измерительной камеры d , опушенности семян θ и уровне сигнала U_0 , получим следующее соотношение между логарифмом выходного сигнала $\ln U$ и параметром x , связанным с высотой измерительной камеры l :

$$\ln U = A_0 - A_1 \cdot x. \quad (8)$$

Здесь $A_0 = \ln U_0$, $A_1 = A \theta / T$ и

$$x = \frac{l}{\left(\frac{\rho \pi d^2 l}{4m} - \frac{\rho}{\rho_C} \right)}. \quad (9)$$

При заданных параметрах $m=45$ г, $\rho=1.51$ г/см³, $\rho_c=1.0$ г/см³, $d=4$ см выражение (9) примет вид

$$x = \frac{l}{(0.42 \cdot l - 1.5)} \quad (10)$$

Из выражения (8) следует, что между логарифмом выходного сигнала $\ln U$ и параметром x существует линейная зависимость.

Экспериментальные исследования проводили на образцах хлопковых семян с различными значениями опушенности, предварительно определенными на оголителе ОСХ-1 по методике [2]. Перед испытаниями образцы хлопковых семян предварительно выдерживались в стандартных климатических условиях при температуре $20 \pm 2^\circ\text{C}$ и относительной влажности воздуха $65 \pm 5\%$ в течение суток. Испытания проводили на экспериментальном образце акустического прибора при высотах измерительной камеры 6.0; 6.5; 6.8; 7.0 и 7.5 см при массе проб 45.00 ± 0.01 г в четырехкратной повторности испытаний в каждой высоте измерительной камеры. По средним данным измерений на разных высотах измерительной камеры построили уравнения регрессии зависимости выходного сигнала от параметра x и высоты камеры l для образцов хлопковых семян с различными значениями опушенности (10), которые представлены графически на рис. 1 и уравнениями (11). Здесь $y_i = \ln U_i$, в индексе указано значение опушенности семян.

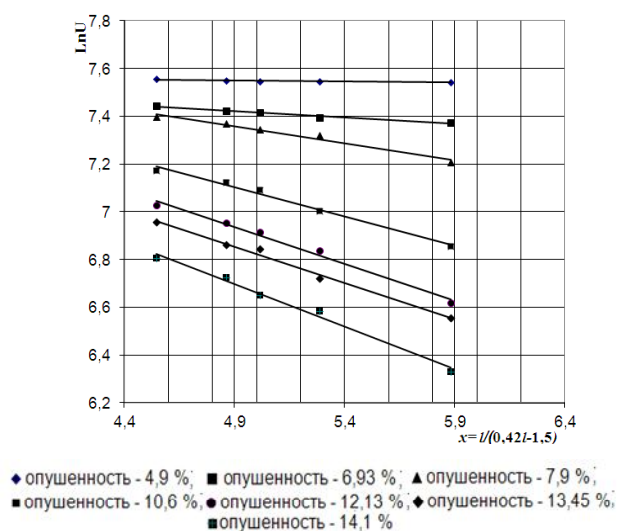


Рис. 1. Зависимость выходного сигнала от параметра x

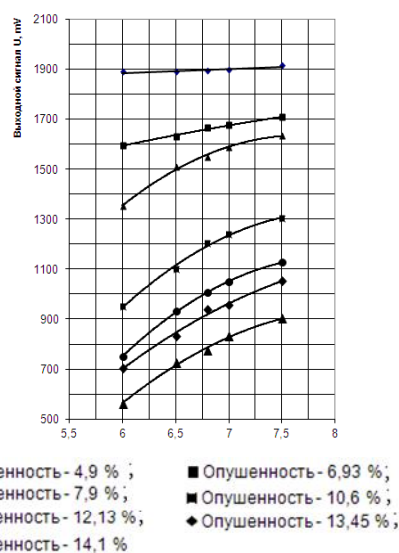


Рис. 2. Зависимость выходного сигнала от высоты измерительной камеры

$$\begin{aligned} \ln U_{4,9} &= -0.0085x + 7.592, & R^2 &= 0.6309. \\ \ln U_{6,93} &= -0.0516x + 7.675, & R^2 &= 0.9806. \\ \ln U_{7,9} &= -0.1434x + 8.062, & R^2 &= 0.9764. \\ \ln U_{10,6} &= -0.2446x + 8.301, & R^2 &= 0.9879. \\ \ln U_{12,13} &= -0.3079x + 8.446, & R^2 &= 0.9892. \\ \ln U_{13,45} &= -0.3044x + 8.346, & R^2 &= 0.991. \\ \ln U_{14,1} &= -0.3562x + 8.442, & R^2 &= 0.9893. \end{aligned} \quad (11)$$

Зависимости выходного сигнала прибора от высоты измерительной камеры по натуральной шкале для семян с различными значениями опушенности (рис. 2) представлены в следующих уравнениях:

$$\begin{aligned} U_{4,9} &= 1982e^{\frac{-0.0085l}{0.42l-1.5}}, & R^2 &= 0.6309; & U_{12,13} &= 4657e^{\frac{-0.3079l}{0.42l-1.5}}, & R^2 &= 0.9892; \\ U_{6,93} &= 2154e^{\frac{-0.0516l}{0.42l-1.5}}, & R^2 &= 0.9806; & U_{13,45} &= 4214e^{\frac{-0.3044l}{0.42l-1.5}}, & R^2 &= 0.991; \end{aligned} \quad (12)$$

$$U_{7,9} = 3172 e^{-\frac{0.1434l}{0.42l-1.5}}, R^2 = 0.9996 ; \quad U_{14,1} = 3562 e^{-\frac{0.3562l}{0.42l-1.5}}, R^2 = 0.9893 ;$$

$$U_{10,6} = 4029 e^{-\frac{0.2446l}{0.42l-1.5}}, R^2 = 0.9996 .$$

Из уравнений (11) и рис. 1 видно, что между логарифмом выходного сигнала $\ln U$ и параметром x , являющимся функцией высоты измерительной камеры l , имеется линейная зависимость. Коэффициент аппроксимации полученных зависимостей на всех образцах семян с различными значениями опушенности, кроме образца малой опушенностью 4.9 %, превышает $R^2=0.97 - 0.99$, что указывает на согласованность теоретических выводов по формуле (8) с экспериментальными результатами. При этом с увеличением опушенности тангенс угла наклона, характеризующийся коэффициентом A_1 , растет. Самый низкий коэффициент $A_1=0.0085$ получен для образца с малой опушенностью 4.9 %, у которого $R^2=0.6309$. Это объясняется тем, что с понижением опушенности содержание волокнистого покрова в пробе, являющейся наиболее активной компонентой в поглощении звука, уменьшается, поэтому чувствительность к изменению высоты камеры низкая.

Для расчета погрешности от изменения высоты измерительной камеры подставляем выражение (10) в (8) и, продифференцировав полученное уравнение, находим частную производную $\frac{\partial \ln U}{\partial l}$, а также из градуировочного уравнения прибора опушенности [1] определяем частную производную $\frac{\partial \ln U}{\partial \theta}$.

Погрешность от изменения высоты измерительной камеры на 1 см определяется соотношением

$$\frac{\Delta \theta}{\Delta l} = \frac{\frac{\partial \ln U}{\partial l}}{\frac{\partial \ln U}{\partial \theta}} = \frac{A_1 \cdot (-1.5)}{a_1 \cdot (0.42l - 1.5)^2} = -\frac{0.816 \cdot A_1}{a_1}, \quad (13)$$

где A_1 - коэффициент в уравнениях на рис. 1 перед параметром x ; a_1 – коэффициент градуировочной зависимости прибора опушенности при массе $m=45$ г, равный $a_1=0.0923$ [4]. Подставляя значения a_1 и A_1 из уравнений (11) в (13), получим расчетную величину погрешности, представленную в табл. 1.

Таблица 1

Расчет погрешности измерения опушенности семян от изменения высоты камеры

Опушенность θ , %	Коэффициент A_1	Коэффициент a_1	Погрешность $\Delta\theta/\Delta l$, %/см
4.9	-0.0085	0.0923	0.075
6.93	-0.0516	-	0.46
7.9	-0.1434	-	1.268
10.6	-0.2446	-	2.162
12.13	-0.3079	-	2.722
13.45	0.3044	-	2.69
14.1	0.3562	-	3.149

Таким образом, погрешность от изменения высоты камеры на 1 см ($\Delta\theta/\Delta l$) увеличивается с увеличением опушенности и составляет 0.075 %/см при $\theta=4.9\%$ и 3.149 %/см при $\theta=14.1\%$. В конструкции прибора для определения опушенности предусмотрен допуск на отклонение высоты камеры от номинала на 0.1 мм. При этом погрешность измерения опушенности от неточности установления высоты камеры для указанных точек диапазонов измерения опушенности составляет соответственно 0.00075 и 0.003 %. Аналогичным образом можно оценить составляющую погрешности измерения опушенности от изменения диаметра измерительной камеры от номинального значения. Подставляя в формулу (5) значения $m=45$ г, $\rho=1.51$ г/см³, $\rho_c=1.0$ г/см³ и $l=6.8$ см, получим

$$x = \frac{6.8}{(0.179 \cdot d^2 - 1.5)} . \quad (14)$$

Подставив выражение (10) в (4) и продифференцировав полученное уравнение, находим частную производную $\frac{\partial \ln U}{\partial d}$. Погрешность от изменения диаметра измерительной камеры на 1 см определяется соотношением

$$\frac{\Delta \theta}{\Delta d} = \frac{\frac{\partial \ln U}{\partial d}}{\frac{\partial \ln U}{\partial \theta}} = \frac{A_1 \cdot 2.4208 \cdot d}{a_1 \cdot (0.179 \cdot d^2 - 1.5)^2} = -\frac{5.2 \cdot A_1}{a_1}. \quad (15)$$

Расчет погрешности представлен в табл. 2.

Таблица 2

Расчет погрешности измерения опушенности семян от изменения диаметра камеры

Опушенность θ , %	Коэффициент A_1	Коэффициент a_1	Погрешность $\Delta \theta / \Delta d$, %/см
4.9	-0.0085	0.0923	0.48
6.93	-0.0516	-	2.92
7.9	-0.1434	-	8.08
10.6	-0.2446	-	13.78
12.13	-0.3079	-	17.35
13.45	-0.3044	-	17.15
14.1	-0.3562	-	20.02

В техническом задании на прибор для определения опушенности допуск на отклонение диаметра камеры задан $\Delta d = 0.039$ мм, при этом погрешность измерения при опушенности 4.9 % будет равна $\Delta \theta = 0.00019$ %, а при опушенности 14.1 % – $\Delta \theta = 0.0078$ %. Полученные результаты будут использованы при уточнении метрологических параметров акустического прибора для определения опушенности семян.

Из результатов проведенных исследований можно сделать вывод, что неточность выполнения диаметра и высоты измерительной камеры влияет на погрешность определения опушенности семян на акустическом приборе. Задаваясь в экономически обоснованных пределах допусками на выдерживание указанных размеров измерительной камеры, можно установить границы погрешности определения опушенности.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] O'z DSt 596:2014 "Семена хлопчатника технические. Технические условия"
- [2] O'z DSt 601:2008 "Семена хлопчатника технические. Методы определения опушенности".
- [3] Ахмедов А., Якубова Ю.Д., Салимов О.А. О акустическом приборе для неразрушающего контроля опушенности хлопковых семян // Научно-технический журнал агентства "Узстандарт" "STANDART". 2012. № 1. С. 40 – 42.
- [4] Akhmedov A., Lugachev A. Yakubova J. Measurement of cotton seeds fibers by means of saund vibrations. 1 Ўзбек-Корея Форуми "Фан ва технологияларни ривожлантириш сиёсати ва илмий-техника ахборотинг ўрни", 2013 йил 26 – 27 июн, Тошкент: Ўзму хабарлари, Махсус сон. 2013. 113 – 115 б.
- [5] Ахмедов А., Лугачев А.Е., Якубова Ю.Д. О методике градуировки акустического прибора для измерения опушенности семян хлопчатника сорта Ан-Баяут 2 // Научный и информационный журнал "Материаловедение". Труды Международной научной конференции "Рахматулинские – Ормонбековские чтения". 23 – 24 октября, 2015. Бишкек, 2015. №3. С. 169 – 172.
- [6] Ахмедов А., Лугачев А.Е. Об испытаниях прибора для измерения опушенности семян на различных селекционных сортах хлопчатника // Международная научная конференция "Innovation-2015". Сборник научных статей, 23 – 24 октября 2015. Ташкент, 2015. С. 242 – 244.
- [7] Ахмедов А. Исследования по созданию акустического лабораторного прибора для определения сорта хлопко-сырца и хлопкового волокна: Дис. ... канд. техн. наук. Ташкент, 1980. – 187 с.

А. Ахмедов. Акустик прибор ишчи камераси ўлчамларининг чигит тукдорлигини ўлчаидаги хатоликларга таъсири

Мақолада акустик приборда чигит тукдорлигини ўлчаида хатоликларга ишчи камерасининг баландлиги ва диаметри таъсирини ўрганиш бўйича тадқиқот натижалари келтирилган.

A. Ahmedov. About influence of the sizes of the measuring chamber of the acoustic device on an error of definition of fuzziness content of a cotton seeds

In clause results of researches on studying influence of diameter and heights of the measuring chamber on an error of measurements of fuzziness content of a cotton seeds on the acoustic device are resulted.

УДК 627.791.927

А.Т. ЙУЛДАШЕВ, Д.А. КУЛДОШЕВ, С.Э. ШАРАЕВА, Ш.Н. НИШОНАЛИЕВ, Ш.Х. АБУБАКИРОВ

ИССЛЕДОВАНИЕ МАНЕВРЕННОСТИ ПРИЦЕПНОЙ ХЛОПКОУБОРОЧНОЙ МАШИНЫ

Известно, что при машинной уборке хлопка большое значение имеет ширина разворотной полосы. Во-первых, с ее увеличением в значительной степени увеличиваются затраты машинного сбора. Во-вторых, из-за недостаточной маневренности хлопкоуборочной машины (ХУМ) сменная производительность снижается. В связи с этим ещё на стадии проектирования ХУМ исследование ее маневренности является актуальным. Авторами [1] проведены исследования маневренности ХУМ типа 14ХВ-2.4Г, 14ХВ-2.4ГД, ХС-14А, ХС-15, ХС-15А и ХФ-03.

В результате испытаний наилучшей маневренностью обладала машина ХФ-03. Согласно траекториям точек хлопкоуборочных машин при развороте (рис. 1), ширина разворотной полосы составляла $U_p = 10.9$ м. С целью обеспечения быстрого агрегатирования к трактору и повышения маневренности была разработана прицепная хлопкоуборочная машина [2]. При разработке прицепной хлопкоуборочной машины также ставились задачи численного исследования влияния основных размеров на маневренность, т.е. на ширину разворотной полосы U_p .

Траектория точек трактора и прицепа кругового движения изучены графоаналитическими методами при угле поворота переднего колеса $\alpha = 45^\circ$ и $\alpha = 60^\circ$. При угле поворота переднего колеса $\alpha = 45^\circ$ $U_p = 9.64$ м, а при $\alpha = 60^\circ$ $U_p = 8.95$ м. Получен также график с помощью программы для компьютерных исследований маневренности (рис. 2), позволяющий установить, что при угле переднего колеса $\alpha = 45^\circ$ $U_p = 9.12$ м.

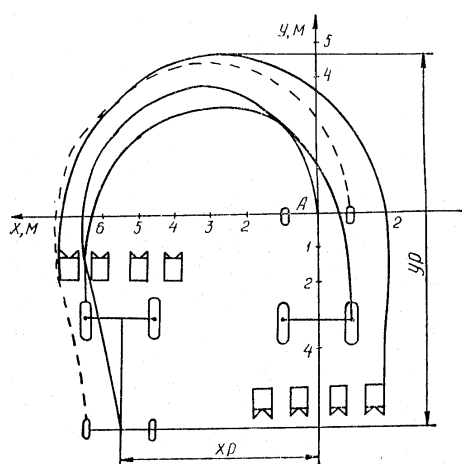


Рис. 1. Траектория точек хлопкоуборочных машин при развороте ХФ-03

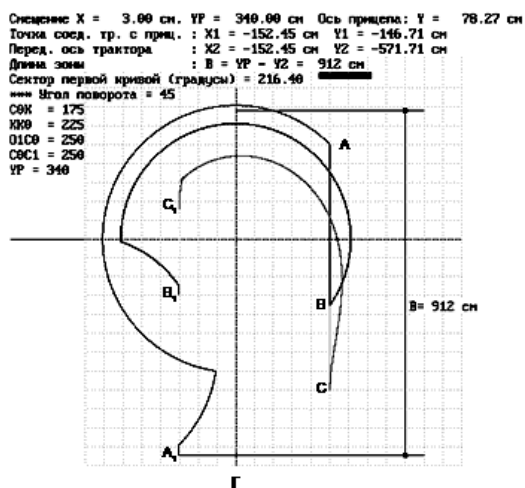


Рис. 2. Траектория точек прицепной хлопкоуборочной машины в компьютерном исследовании

Изготовленный макетный образец прицепной ХУМ прошел испытания с трехколесными тракторами для определения минимального радиуса поворота [3]. Согласно полученным результатам, минимальный радиус поворота $R = 3.75$ м.

Как известно, все сельскохозяйственные машины перед испытаниями в полевых условиях для определения маневренности проходят проверку, согласно ГОСТу 26025 – 83 «Машины и тракторы сельскохозяйственные и лесные. Методы измерения конструктивных параметров».

На рис. 3 представлена схема определения минимальных радиусов поворота по ГОСТу 26025-83.

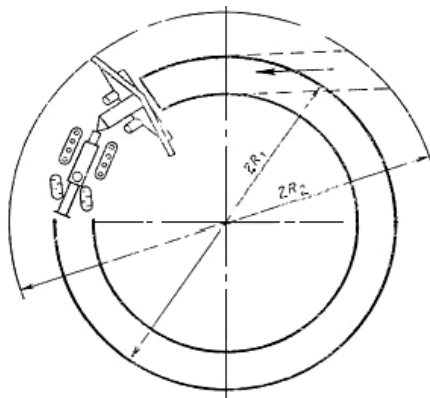


Рис. 3. Методика определения минимального радиуса поворота по ГОСТу 26025-83



Рис. 4. Испытание макетного образца прицепной хлопкоуборочной машины

На разработанном и изготовленном макетном образце прицепной ХУМ по методам ГОСТа 26025-83 определен минимальный радиус поворота (рис. 4). Результаты замеров показывают, что радиус поворота прицепной ХУМ по следу наружного колеса составляет 3.74 м, а к по крайней наружной точке – 4.45 м. По результатам испытаний серийно выпускаемой хлопкоуборочной машины МХ-1.8 в агрегате с трактором ТТЗ-811 (протокол испытаний УзГЦИТТ №9-2013) минимальный радиус поворота по следу наружного колеса составляет 4.55 м, а по крайней наружной точке – 5.7 м. В связи с этим разработанный макетный образец прицепной ХУМ по критерию минимального радиуса поворота является лучшим по сравнению с серийной хлопкоуборочной машиной МХ-1.8. Следует отметить, что этот показатель в перспективе позволит уменьшить площади под разворотную полосу и обеспечить ресурсосбережение.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Михлин Н., Махмудов А.А., Гроховский Ю.В., Зильберман П.И. Оценка маневренности хлопкоуборочных машин при их проектировании // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 1988. № 4. С. 1 – 13.
- [2] Патент № IAP 04148. Хлопкоуборочная машина // Глушенко А.Д., Ризаев А.А. и др. Ташкент, 2010.
- [3] Ризаев А.А., Йулдашев А.Т., Худайкулиев Р.Р., Кулдошев Д.А. Тиркамали пахта териш машинасининг бурилиб-қайтиш йўлаги кенглиги ҳақида // «Механика муаммолари» Ўзбекистон журналі. Тошкент, 2013. № 3 – 4. Б. 102 – 104.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
08.02.2017

А.Т. Йулдашев, Д.А. Кулдошев, С.Э. Шараева, Ш.Н. Нишоналиев, Ш.Х. Абубакиров. Тиркамали пахта териш машинасини тадқиқи

Мақолада макет намунасидаги тиркамали пахта териш машинасини бурилишдаги энг кичик радиусини аниқлаш методикаси берилиб синов натижасини МХ-1,8 машинасининг натижаси билан қиёсланган.

A.T. Yuldashev, D.A. Kuldoshev, S.E. Sharaeva, Sh.N. Nishonaliev., Sh.H. Abubakirov. Study on the maneuverability of machine harvesting trailer

The article describes the method of determining the minimum turning radius for a sample trailer harvesting machines and test results compared serial machines MX-1.8.

РАСЧЕТ НАДЕЖНОСТИ СТАЛЬНЫХ ЦИЛИНДРИЧЕСКИХ РЕЗЕРВУАРОВ СТАТИСТИЧЕСКИМ МЕТОДОМ

Метод расчета металлических конструкций по предельным состояниям позволяет определить предельное состояние конструкции и не допускать ее наступления. Однако весьма важной является и оценка их надежности.

При оценке вероятности достижения конструкции предельного состояния требуется применять другой метод расчета. Здесь искомой характеристикой конструкции является вероятность достижения ею предельного состояния за весь период эксплуатации. Численное значение этой вероятности и будет характеризовать искомую надежность конструкции. Эта характеристика конструкции может быть определена в результате применения статистических методов расчета.

Под надежностью строительных конструкций, в том числе и металлических, следует понимать их способность безотказно выполнять заданные эксплуатационные функции. Надежной является такая конструкция, которая в заданный промежуток времени не может оказаться за границей ни одного из предельных состояний.

Условия надежности можно записать в следующем виде:

$$Y = Y_1 - Y_2 > 0, \quad (1)$$

где Y_1 — обобщенная несущая способность; Y_2 — обобщенное усилие от внешних воздействий.

Установление надежности сооружений во многих случаях основывается на представлении внешних воздействий и несущей способности конструкции в виде совокупности случайных величин $x_1, x_2, \dots, x_n$. Тогда надежность конструкций может быть определена из соотношения

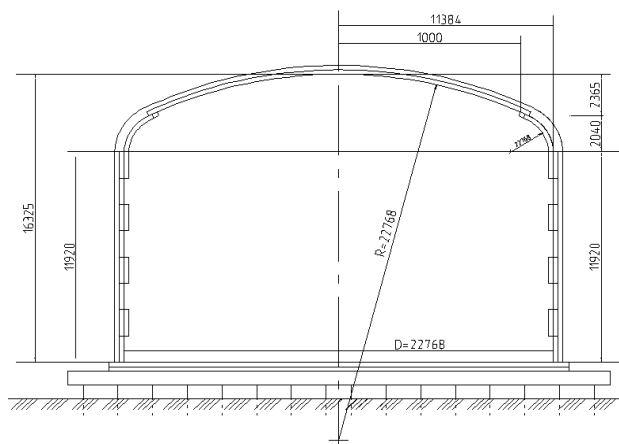
$$H = P(Y = Y_1 - Y_2 > 0) = 1 - F_Y(0), \quad (2)$$

где H — показатель надежности конструкции; $F_Y(0)$ — функция распределения случайной величины Y . Величины Y_1 и Y_2 функционально связаны со случайными величинами $x_1, x_2, \dots, x_n$.

Решение задачи надежности возможно, если известны законы распределения случайных величин Y_1 и Y_2 , которые в свою очередь являются функциями случайных переменных [1, 2]. Следовательно, вычисление показателя надежности сводится к определению функции распределения случайной величины Y , являющейся сложной функцией большой системы случайных величин. Для решения этой задачи необходимо выявить простейшие факторы (элементарные случайные величины), которые входят в Y , установить статистические закономерности элементарных случайных величин и определить их законы распределения, вывести законы распределения сложной функции Y .

Этот метод расчета по определению надежности конструкций рассмотрим на примере стального вертикального цилиндрического резервуара для хранения сжиженных газов с торо-сферической кровлей (рисунок).

В результате анализа работы конструкции резервуара оказалось возможным выделить следующие элементарные случайные факторы, влияющие на надежность конструкции: плотность хранимого продукта, уровень налива продукта в резервуар, прочностные характеристики стали, толщина стенки резервуара, радиус резервуара, ветровая нагрузка, снеговая нагрузка. Перечисленные факторы обладают изменчивостью и играют основную роль в расчете надежности конструкции. Остальные факторы, участвующие в расчете, из-за своей незначительной вариации могут быть приняты детерминированными. К их



Стальной вертикальный цилиндрический резервуар с торо-сферической кровлей для хранения сжиженных газов

числу относятся модуль упругости материала, коэффициент Пуассона, радиус торовой части кровли, радиус сферической части кровли, избыточное давление в газовом пространстве резервуара, величина вакуума.

Статистические закономерности выбранных элементарных величин устанавливались на основе сбора и обработки информации по существующим стандартным резервуарам, находящимся в длительной эксплуатации, тщательного обследования сварных стыков, по результатам наблюдений за снеговым покровом и скоростью ветра на ряде метеостанций. В частности, при сооружении вертикальных сварных цилиндрических резервуаров методом сворачивания ведется тщательный контроль качества сварных швов, что позволяет принять за его нормативное сопротивление значение предела текучести основного металла.

Таким образом, предел текучести материала – стали является основной характеристикой, используемой в расчете резервуаров, которая и определяет расход металла на конструкцию. С целью установления действительных расчетных сопротивлений стали проведена статистическая обработка ряда значений пределов текучести резервуарной стали.

По сертификатам были собраны и обработаны значения пределов текучести использованных сталей. В результате статистической обработки получен эмпирический характер распределения со следующими характеристиками: объем выработки $n=10933$, среднее значение $\bar{\sigma}_T=300$ МПа, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\bar{\sigma}_T}=20.9$ МПа. Проведены испытания сварных швов, выполненных односторонней сваркой с подваркой и без подварки корня шва. В результате получены статистические распределения значений пределов текучести швов со следующими эмпирическими характеристиками: при выполнении подварки корня шва объем выборки составил $n=300$, среднее значение $R_{св}=273$ МПа; без подварки корня шва $n=300$, среднее значение $\bar{R}_{св}^H=256.5$ МПа, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\bar{R}_{св}^H}=29.5$ МПа.

С целью установления закона распределения толщин листов стального проката обрабатывались статистические данные фактических толщин левой и правой кромок используемых листов проката, в результате чего получены законы распределения толщин любой кромки в диапазоне 4 – 16 мм.

Получены статистические данные по отклонениям от максимального уровня налива нефтепродуктов в резервуары различной емкости. Выявлено, что колебание уровней не зависит от емкости резервуара. Это позволило объединить все статистические данные в единую совокупность со следующими характеристиками: $n=2932$, среднее отклонение от максимального уровня налива $\Delta\bar{h}=440$ см, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\Delta h}=290$.

В качестве объекта наблюдения для получения изменчивости плотности хранимого продукта служит сжиженный технический пропан. В результате статистической обработки данных получена генеральная совокупность со следующими характеристиками: $n=1680$, среднее значение плотности $\bar{\rho}=0.58$ г/см³, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\bar{\rho}}=0.003$ г/см³.

Проанализировано фактическое положение резервуаров по отношению к вертикальной оси, а также отклонение их диаметров от проектного значения. На основании обследования 25 вертикальных цилиндрических резервуаров емкостью 5000 м³ и обработки статистических данных получены следующие характеристики радиуса резервуара: объем выборки $n=405$, среднее значение радиуса $\bar{r}=11.4$ м, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\bar{r}}=0.02$ м.

Для определения изменчивости веса снегового покрова и установления его статистических характеристик проведен сбор данных по декадным запасам воды в снеговом покрове в мм, который численно равен весу снегового покрова в Па. Эти сведения получены по результатам снего-съемок на защищенных от воздействия ветра участках метеостанций Ферганской области за 20 лет наблюдений. Статистические характеристики полученного ряда следующие: $n=830$, среднее значение веса снегового покрова $\bar{\rho}_0=0.41$ кПа, среднеквадратическое отклонение $\sigma_{\bar{\rho}_0}=0.30$ кПа.

При решении вопроса о надежности резервуаров существенную роль играет статистическое изучение ветровой нагрузки, действующей на сооружение. С этой целью обрабатывались данные по скоростям ветра по метеостанциям Ферганской области за 30 лет, по которым получено распределение скоростного напора, являющегося ветровой нагрузкой на сооружение, в соответствии с соотношением

$$q_B = \alpha v^2 / 16, \quad (3)$$

где α – поправочный коэффициент, определяемый по флюгеру; v – скорость ветра. Статистические характеристики скоростей следующие: $n=213800$, среднее значение скорости ветра $\bar{v}=3.6$ м/с, среднее квадратическое отклонение $\sigma_v=2.8$ м/с.

Следующий этап в статистическом расчете надежности резервуара заключался в выборе теоретических распределений для аппроксимации эмпирических распределений рассмотренных случайных факторов. Для этого осуществлялись два подхода: выбор теоретического распределения, исходя из фактических соображений о характере изучаемой случайной величины, с привлечением механизма самого явления и феноменологический подход, основанный на близости кривых эмпирического и некоторого теоретического распределения. Нами использован подход к выбору теоретических законов распределений на основе физических соображений об их характере, так как для рассматриваемых классов случайных явлений в настоящее время не разработаны статистические теории. Такой подход часто является единственно возможным. В этом случае близость теоретического и эмпирического распределений оценивается с помощью критериев согласия [3]. Результаты проведенного подбора представлены в таблице.

Параметры теоретического распределения

Элементарный случайный фактор	Выбранное теоретическое распределение	Параметры теоретического распределения
Нормативное распределение сварного шва, МПа:		
с подваркой корня	Лукомского	$a=34.12, n=10, x^0=1500$
без подварки корня	»	$a=36.18, n=9, x^0=1500$
Нормативное сопротивление резервуарной стали, МПа	»	$a=22.91, n=5, x^0=2400$
Отклонение от максимального уровня налива продукта в резервуар, см	Вейбулла	$\alpha=1.58, \beta=18.065, x_H=0$
Плотности хранимого продукта, кг/см ³	Лукомского	$a=0.00004, n=12, x^0=0.00057$
Радиус резервуара, см	»	$a=1.85, n=4.6, x^0=1134.4$
Толщина стального листа, мм:		
4	Нормальное	$a=3.86, \sigma=0.135$
5	Лукомского	$a=0.215, n=2.7, x^0=4.45$
6	»	$a=0.227, n=2.4, x^0=5.35$
8	Нормальное	$a=7.640, \sigma=0.28$
10	Лукомского	$a=0.260, n=3, x^0=9.15$
12	»	$a=0.274, n=3, x^0=11.15$
16	Нормальное	$a=15.67, \sigma=0.25$
Вес снегового покрова, Н/м ²	Лукомского	$a=3.5, n=2, x^0=1$
Скорость ветра, м/с ²	Вейбулла	$\alpha=1.3, \beta=5.96, x_H=0$

В основу статистического метода расчета надежности положен детерминированный расчет, регламентированный ШНК 2.03.05-13 [4].

Расчетные формулы представляются в виде конечной последовательности элементарных функций (суммы, произведения, частного) случайных величин. Зная законы распределения случайных параметров, составляющих эти элементарные функции, находят законы их распределения. Последовательно определяя законы распределения элементарных функций, устанавливают затем закон распределения сложной функции.

Пусть, например, изучается надежность корпуса резервуара по условию прочности его стенки, которое оценивается по формуле

$$t = P_p r / \gamma_c \gamma_m R_{св}^H, \quad (4)$$

где P_p – расчетное давление продукта на каждый пояс, Па; r – радиус резервуара, см; $R_{св}^H$ – нормативное сопротивление металла сварного стыка стенки для стыковых и нахлесточных швов, Па; γ_c – коэффициент, учитывающий условия работы; t – толщина стенки пояса резервуара, см; γ_m – коэффициент надежности по материалу.

Расчетное давление продукта на каждый пояс определяется по формуле

$$P_p = \gamma_{f_1} P_{изб} + \rho(h-x)\gamma_{f_2}, \quad (5)$$

где γ_{f_1} , γ_{f_2} – коэффициенты надежности соответственно избыточного давления и плотности продукта; $P_{изб}$ – избыточное давление в газовом пространстве резервуара, Па; ρ – плотность хранимого продукта, кг/см³; h – высота налива продукта в резервуаре, см; x – расстояние от днища до рассчитываемого уровня корпуса, см.

Исследуем уравнение (4) с учетом случайной природы входящих в нее параметров. В связи с этим нет необходимости учитывать коэффициенты надежности по материалу и коэффициент условий работы, т. е. принимаем их равными единице.

Основное условие надежности, выраженное соотношением (1), может быть преобразовано к виду

$$Y = Y_1 + (-1) Y_2 \geq 0, \quad (6)$$

где $Y_1 = R_{св}^H t$, $Y_2 = \{ P_{изб} + \rho [(H_{\max} - x) + (-1) \Delta h] r$ – сложные функции совокупности ряда элементарных величин; $H_{\max}$ – максимальный уровень налива продукта в резервуар, см; Δh – отклонение от максимального уровня, см.

Считая случайными величины $R_{св}^H$, t , ρ , Δh , r , а $P_{изб}$, $H_{\max}$, x – детерминированными и последовательно обозначая $(-1) \Delta h = V_1$, $H_{\max} - x = B$, $V_2 = V_1 - (-1) B$, $V_3 = \rho V_2$, $V_4 = V_3 - (-1) P_{изб}$, получаем $Y_2 = Y_4 r$. Принимаем в формуле (6) $(-1) Y_2 = Y_5$ и, определяя последовательно плотности распределения величин $V_1 - V_5$, записываем показатель надежности (2) в виде

$$H = 1 - \int_0^\infty \left[f_{Y_2}(v_5) \int_0^{y-V_5} f(Y_1) dY_1 \right] dV_5. \quad (7)$$

Здесь $f_{Y_1}(v)$, $f_{Y_2}(v)$ – плотности распределения случайных величин Y_1 и Y_2 , в свою очередь функционально зависящих от элементарных случайных величин $Y_1, \dots, Y_5$, законы распределения которых установлены на основании обработки статистических данных. Осуществляя последовательный переход от $Y_1, \dots, Y_5$ к Y_1 и Y_2 , получаем алгоритм точного решения задачи надежности, реализуемой на компьютере. Такой подход состоит в необходимости применения численных методов к решению выражений типа (7), содержащих кратные интегралы, зависящие от многих параметров. Вычисления выполняются на компьютере. Такой метод решения требует значительного машино-времени. В связи с этим предлагается инженерный метод расчета надежности, дающий достаточную практическую точность. В качестве такого решения использовался приближенный метод вероятностного анализа точности технических систем, модифицированный применительно к решению задач надежности строительных конструкций.

Заключительным этапом статистического расчета надежности строительных конструкций является сопоставление расчетной надежности с их нормативными значениями.

Вопрос определения нормативной (оптимальной) надежности представляет собой технико-экономическую проблему. При таком подходе задача сводится к отысканию минимума выражения

$$C = C_0 + C_B P + C_B P^2 + C_B P^3 + \dots = C_0 + \frac{P}{1-P} C_B = \min, \quad (8)$$

где C – полная стоимость изготовления и ремонта конструкции; C_0 – первоначальная стоимость изготовления конструкции; C_B – стоимость восстановления конструкции после ее разрушения, включая убытки, вызванные временным прекращением нормальной эксплуатации конструкций; P – вероятность ее разрушения.

Определение оптимального коэффициента надежности сводится к определению экономически наиболее выгодных значений вероятности разрушения $P(Y \leq 0)$. Это значение может быть определено из основного условия (8) в предположении, что разрушенная конструкция заменяется такой же новой. Тогда

$$C_B = C_0 + U, \quad (9)$$

где U – вероятностный ущерб, вызванный разрушением конструкции, определяемый на основании сбора и обработки статистических данных по стоимости ликвидации аварии как математическое ожидание рассматриваемой статистической совокупности. Предполагая, что C_0 пропорцио-

нальна некоторому расчетному показателю (например, в случае расчета на прочность – площади поперечного сечения 1 м длины элемента, в случае проверки устойчивости – числу устанавливаемых ребер жесткости и т.д.), получаем

$$C_0 = \alpha \Phi, \quad (10)$$

где α – коэффициент пропорциональности, определяемый в зависимости от вида предельного состояния, по которому решается задача надежности; Φ – выбранный расчетный показатель. Окончательно полная стоимость изготовления и ремонта конструкции определяется из выражений

$$C = \left[\frac{\Phi + \xi(1-H)}{H} \right] \alpha, \quad \xi = \frac{U}{\alpha}, \quad (11)$$

где ξ – коэффициент экономической ответственности, $\xi = U/\alpha$. Оптимальный коэффициент надежности определяется путем минимизации по Φ выражения (11)

$$\Phi_{\text{опт}} = \frac{H}{dH/d\Phi} - \xi. \quad (12)$$

Предложенный метод расчета надежности металлических конструкций может быть использован при проектировании ответственных металлических конструкций и, кроме того, его целесообразно включить в нормы проектирования.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Болотин В.В. Методы теории вероятностей и теории надежности в расчетах сооружений, М.: Стройиздат, 1982. – 350 с.
- [2] Ржаницын А.Р. Теория расчета строительных конструкций на надежность. М.: Стройиздат, 1978. – 225 с.
- [3] Прицкер В.А. О статическом распределении толщин листового проката для металлических конструкций // Строительство и архитектура. 1987. № 2. С. 13 – 15.
- [4] ШНК 2.03.05-13. Стальные конструкции нормы проектирования. Госархитектстрой. Ташкент: AQATM, 2013.– 344с.

Ферганский педагогический институт

Дата поступления
08.02.2017

Й.М. Махкамов. Цилиндрик пўлат резервуарларнинг ишчиликлигини статистик усулда ҳисоблаш

Мазкур мақолада нефть маҳсулотларини сақлашга мўлжалланган сизими 5000 м³ бўлган вертикал цилиндрик пўлат резервуар мисолида металл конструкцияларнинг ишчиликлиги билан боғлиқ масалалар кўриб чиқилган. Юқлар ва таъсирларнинг статистик тавсифлари аниқланган ва металл резервуарларнинг статистик моделлари қурилган.

Y.M. Makhkamov. Calculation of reliability of steel cylindrical tanks statistical method

The questions connected with reliability of metal designs on the example of statistical calculation of the steel cylindrical vertical tank with a capacity of 5000 m³ for storage of oil products are considered. Statistical characteristics of loadings and influences are defined and statistical models of reliability of metal tanks are constructed.

УДК 621.01

Д.М. МУХАММАДИЕВ, Х.А. АХМЕДОВ, Б.Х. ПРИМОВ

АНАЛИЗ ЭНЕРГЕТИЧЕСКИХ ПОКАЗАТЕЛЕЙ ПИЛЬНОГО ДЖИНА С НАБРАСЫВАЮЩИМ БАРАБАНОМ И ДВУХБАРАБАННЫМ ПИТАТЕЛЕМ

В задачу исследования входит нахождение закона изменения частоты и неравномерности вращения ротора электродвигателя, пильного цилиндра, набрасывающего барабана и колковых барабанов питателя в зависимости от упруго-диссипативных параметров ременных передач, момента инерции электродвигателя, пильного цилиндра, набрасывающего барабана, колковых барабанов питателя и момента сопротивления пильного цилиндра, набрасывающего барабана и колковых барабанов питателя при их различных значениях с использованием уравнения движения машинного агрегата. Кроме того, необходимо установить пути снижения неравномерности вращения и потребляемой мощности электродвигателя. Для этого следовало учитывать упругость звеньев и

демпфирующих факторов (диссипация) привода и не учитывать упругость и диссипацию опор из-за обобщения координат системы.

При составлении дифференциальных уравнений питателя воспользуемся уравнением Лагранжа второго рода:

$$\frac{d}{dt} \left[\frac{\partial T}{\partial \dot{\varphi}_i} \right] - \frac{\partial T}{\partial \varphi_i} + \frac{\partial \Pi}{\partial \varphi_i} + \frac{\partial \Phi}{\partial \dot{\varphi}_i} = Q[\varphi_i], \quad (1)$$

где T – кинетическая энергия системы; Π – потенциальная энергия системы; Φ – диссипативная функция системы; φ – обобщенная координата; $\dot{\varphi}$ – обобщенная скорость; $Q[\varphi_i]$ – обобщенная сила.

Динамическая модель машинного агрегата и кинематическая схема представлены на рис. 1, где $\mathfrak{I}_D, \mathfrak{I}_1, \mathfrak{I}_2, \mathfrak{I}_3, \mathfrak{I}_4, \mathfrak{I}_5$ – соответственно моменты инерции вращающихся масс, кг·м²; $M_D, M_1, M_2, M_3, M_4, M_5$ – соответственно движущий момент электродвигателя и моменты нагрузок, действующих на вращающийся вал пильного цилиндра, набрасывающего барабана, промежуточного вала и колковых барабанов питателя, Н·м; c_1, c_2, c_3, c_4, c_5 – жесткость ременных передач, Н·м/рад; $\nu_1, \nu_2, \nu_3, \nu_4, \nu_5$ – коэффициенты диссипации ременных передач, Н·м·с/рад; $\dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2, \dot{\varphi}_3, \dot{\varphi}_4, \dot{\varphi}_5$ – угловые скорости вращающихся масс системы; c^{-1} ; $i_{D1}, i_{12}, i_{13}, i_{34}, i_{35}$ – передаточные отношения ременных передач.

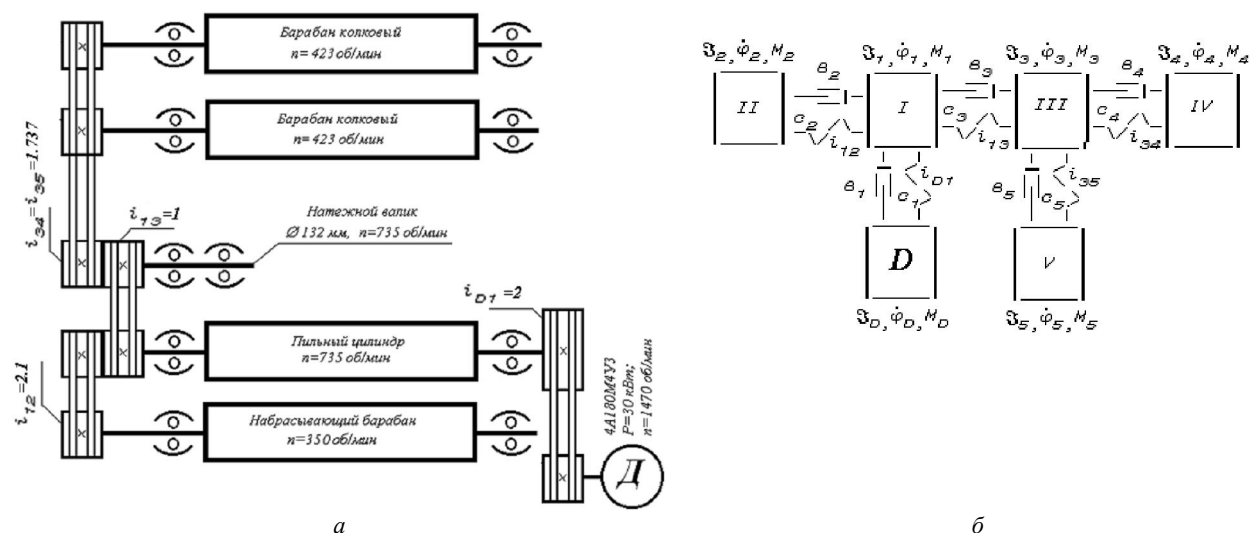


Рис. 1. Кинематическая схема (а) и динамическая модель (б) машинного агрегата

Привод пильного джина с набрасывающим барабаном и двухбарабанным питателем состоит из ременных передач. Для привода справедливы следующие кинематические соотношения:

$$i_{D1} = \dot{\varphi}_D / \dot{\varphi}_1 = 2, i_{12} = \dot{\varphi}_1 / \dot{\varphi}_2 = 2.1, i_{13} = \dot{\varphi}_1 / \dot{\varphi}_3 = 1, i_{34} = \dot{\varphi}_3 / \dot{\varphi}_4 = i_{35} = \dot{\varphi}_3 / \dot{\varphi}_5 = 1.737 \quad (2)$$

За обобщенные координаты принимаем угловые скорости вращающихся масс питателя $\dot{\varphi}_D, \dot{\varphi}_1, \dot{\varphi}_2, \dot{\varphi}_3, \dot{\varphi}_4, \dot{\varphi}_5$. Кинетическая энергия привода имеет следующий вид:

$$T = \frac{\mathfrak{I}_D \cdot \dot{\varphi}_D^2}{2} + \frac{\mathfrak{I}_1 \cdot \dot{\varphi}_1^2}{2} + \frac{\mathfrak{I}_2 \cdot \dot{\varphi}_2^2}{2} + \frac{\mathfrak{I}_3 \cdot \dot{\varphi}_3^2}{2} + \frac{\mathfrak{I}_4 \cdot \dot{\varphi}_4^2}{2} + \frac{\mathfrak{I}_5 \cdot \dot{\varphi}_5^2}{2}. \quad (3)$$

Потенциальная энергия питателя представляет собой однородную квадратичную форму обобщенных координат и записывается в виде

$$\Pi = \frac{1}{2} [c_1(\varphi_D - i_{D1}\varphi_1)^2 + c_2(\varphi_1 - i_{12}\varphi_2)^2 + c_3(\varphi_1 - i_{13}\varphi_3)^2 + c_4(\varphi_3 - i_{34}\varphi_4)^2 + c_5(\varphi_3 - i_{35}\varphi_5)^2] \quad (4)$$

Диссипативная функция системы выражается в виде

$$\Phi = \frac{1}{2} [\epsilon_1 (\dot{\varphi}_D - i_{D1} \dot{\varphi}_1)^2 + \epsilon_2 (\dot{\varphi}_1 - i_{12} \dot{\varphi}_2)^2 + \epsilon_3 (\dot{\varphi}_1 - i_{13} \dot{\varphi}_3)^2 + \epsilon_4 (\dot{\varphi}_3 - i_{34} \dot{\varphi}_4)^2 + \epsilon_5 (\dot{\varphi}_3 - i_{35} \dot{\varphi}_5)^2]. \quad (5)$$

Определим члены Лагранжевых уравнений:

- а) частные производные по перемещениям от потенциальной энергии;
- б) частные производные по перемещениям от диссипативной функции;
- в) частные производные по скоростям от обобщенных координат;
- г) дифференцирования по времени;
- д) обобщенные силы.

Подставив определенные члены, получим систему дифференциальных уравнений движения машинного агрегата в общем виде:

$$\left. \begin{aligned} \mathfrak{T}_D \cdot \ddot{\varphi}_D &= M_D - c_1 \cdot (\varphi_D - i_{D1} \cdot \varphi_1) - \epsilon_1 \cdot (\dot{\varphi}_D - i_{D1} \cdot \dot{\varphi}_1) \\ \mathfrak{T}_1 \cdot \ddot{\varphi}_1 &= c_1 \cdot i_{D1} \cdot (\varphi_D - i_{D1} \cdot \varphi_1) + \epsilon_1 \cdot i_{D1} \cdot (\dot{\varphi}_D - i_{D1} \cdot \dot{\varphi}_1) - c_2 \cdot (\varphi_1 - i_{12} \cdot \varphi_2) - \\ &\quad - \epsilon_2 \cdot (\dot{\varphi}_1 - i_{12} \cdot \dot{\varphi}_2) - c_3 \cdot (\varphi_1 - i_{13} \cdot \varphi_3) - \epsilon_3 \cdot (\dot{\varphi}_1 - i_{13} \cdot \dot{\varphi}_3) - M_1 \\ \mathfrak{T}_2 \cdot \ddot{\varphi}_2 &= c_2 \cdot i_{12} \cdot (\varphi_1 - i_{12} \cdot \varphi_2) + \epsilon_2 \cdot i_{12} \cdot (\dot{\varphi}_1 - i_{12} \cdot \dot{\varphi}_2) - M_2 \\ \mathfrak{T}_3 \cdot \ddot{\varphi}_3 &= c_3 \cdot i_{13} \cdot (\varphi_1 - i_{13} \cdot \varphi_3) + \epsilon_3 \cdot i_{13} \cdot (\dot{\varphi}_1 - i_{13} \cdot \dot{\varphi}_3) - c_4 \cdot (\varphi_3 - i_{34} \cdot \varphi_4) - \\ &\quad - \epsilon_4 \cdot (\dot{\varphi}_3 - i_{34} \cdot \dot{\varphi}_4) - c_5 \cdot (\varphi_3 - i_{35} \cdot \varphi_5) - \epsilon_5 \cdot (\dot{\varphi}_3 - i_{35} \cdot \dot{\varphi}_5) - M_3 \\ \mathfrak{T}_4 \cdot \ddot{\varphi}_4 &= c_4 \cdot i_{34} \cdot (\varphi_3 - i_{34} \cdot \varphi_4) + \epsilon_4 \cdot i_{34} \cdot (\dot{\varphi}_3 - i_{34} \cdot \dot{\varphi}_4) - M_4 \\ \mathfrak{T}_5 \cdot \ddot{\varphi}_5 &= c_5 \cdot i_{35} \cdot (\varphi_3 - i_{35} \cdot \varphi_5) + \epsilon_5 \cdot i_{35} \cdot (\dot{\varphi}_3 - i_{35} \cdot \dot{\varphi}_5) - M_5 \end{aligned} \right\}. \quad (6)$$

При исследовании машинных агрегатов важно правильно выбрать характеристики двигателя. В настоящее время используются статическая, линеаризованная динамическая, уточненная динамическая и динамическая механическая характеристики асинхронных электродвигателей. Одно из наиболее перспективных направлений – приближенное рассмотрение электромагнитных переходных процессов, протекающих в двигателе, и их математическое описание системой дифференциальных уравнений. Поэтому при исследовании динамических параметров питателя мы использовали динамическую механическую характеристику асинхронного электродвигателя, которая учитывает как электромагнитные переходные процессы пуска, так и установившееся движение, описываемое системой дифференциальных уравнений, содержащих составляющие вектора потокосцеплений статора и ротора при синхронной скорости вращения осей координат. Она имеет следующий вид [1]:

$$\left. \begin{aligned} M_D &= \frac{3P \cdot K_r \cdot \omega_o}{2 \cdot \sigma \cdot x_s} (\psi_{x2} \cdot \psi_{y1} - \psi_{x1} \cdot \psi_{y2}) \\ \dot{\psi}_{x1} &= U_m \cdot \cos \gamma - \omega_o \cdot \alpha'_s \cdot \psi_{x1} + \omega_o \cdot \alpha'_s \cdot K_r \cdot \psi_{x2} + \omega_o \cdot \psi_{y1} \\ \dot{\psi}_{y1} &= U_m \cdot \sin \gamma - \omega_o \cdot \alpha'_s \cdot \psi_{y1} + \omega_o \cdot \alpha'_s \cdot K_r \cdot \psi_{y2} - \omega_o \cdot \psi_{x1} \\ \dot{\psi}_{x2} &= -\omega_o \cdot \alpha'_r \cdot \psi_{x2} + \omega_o \cdot \alpha'_r \cdot K_s \cdot \psi_{x1} + \omega_o \cdot \psi_{y2} - \dot{\varphi}_D \cdot \psi_{y2} \\ \dot{\psi}_{y2} &= -\omega_o \cdot \alpha'_r \cdot \psi_{y2} + \omega_o \cdot \alpha'_r \cdot K_s \cdot \psi_{y1} - \omega_o \cdot \psi_{x2} + \dot{\varphi}_D \cdot \psi_{x2} \end{aligned} \right\} \quad (7)$$

где ψ_{x1}, ψ_{y1} – составляющие обобщенного вектора потокосцеплений статора по осям x и y , вращающегося с синхронной скоростью; ψ_{x2}, ψ_{y2} – составляющие обобщенного вектора потокосцеплений ротора по осям x и y ; $K_s = x_\mu / \alpha_s = 0.9828629$; $K_r = x_\mu / \alpha_r = 0.9701492$ – соответственно коэффициенты, равные отношениям полного реактивного сопротивления взаимоиндукции $x_\mu = 15.28767$ ом к полному реактивному сопротивлению статора x_s и ротора x_r ; α_s, α_r – соответственно коэффициенты, равные отношениям полного активного сопротивления фазы статора $r_1 = 0.133271$ ом и ротора $r_2 = 0.0705584$ ом к полному реактивному сопротивлению статора x_s и ротора x_r ($\alpha_s = r_1 / x_s = 0.00856855$; $\alpha'_s = \alpha_s / \sigma = 0.184364$; $\alpha_r = r_2 / x_r = 0.004477611$; $\alpha'_r = \alpha_r / \sigma = 0.09634189$; $\sigma = 1 - K_s \cdot K_r = 0.04647627$); $x_s = x_\mu + x_1 = 15.55423$ ом – синхронное реактивное сопротивление обмотки статора, учитывающее магнитную связь с двумя другими фазными обмотками статора;

$x_r = x_\mu + x_2 = 15.75806$ ом – синхронное реактивное сопротивление обмотки ротора, учитывающее магнитную связь с двумя другими фазными обмотками статора; $x_1 = 0.2665543$ ом – индуктивное сопротивление рассеяния обмотки статора; $x_2 = 0.4703899$ ом – индуктивное сопротивление рассеяния обмотки ротора [2].

Далее определяем паспортные параметры и коэффициенты асинхронного двигателя 4A180M4УЗ [2, 3]: $N=30$ кВт – номинальная мощность двигателя; $n=1470$ об/мин – номинальное число оборотов ротора двигателя; $M_K=428.7$ Н·м – критический момент на валу ротора двигателя; $M_H=M_K/2.2=194.9$ Н·м – номинальный момент на валу ротора двигателя; $f_c=50$ Гц – частота сети; $U_m=220$ В – номинальное фазное напряжение; $\eta=0.91$ – КПД двигателя; $\cos\varphi=0.89$ – номинальный коэффициент мощности двигателя; $\omega_o=157.08\text{ с}^{-1}$ – синхронная частота вращения ротора двигателя; $\omega_n=153.08\text{ с}^{-1}$ – номинальная частота вращения ротора двигателя; $S_n=(\omega_o - \omega_n)/\omega_o=0.02$ – номинальное значение скольжения двигателя; $S_K=0.07464$ – критическое значение скольжения двигателя; $P=2$ – число пар полюсов; $I_{н.ф.}=56.12\text{ А}$ – номинальный фазный ток; $\mathcal{J}_D=0.6\text{ кг}\cdot\text{м}^2$ – суммарный момент инерции ротора двигателя.

Для исследования машинного агрегата экспериментально определены момент инерции пыльного цилиндра ($\mathcal{J}_1=0.37\text{ кг}\cdot\text{м}^2$), набрасывающего барабана ($\mathcal{J}_2=0.013\text{ кг}\cdot\text{м}^2$), промежуточного вала ($\mathcal{J}_3=0.01\text{ кг}\cdot\text{м}^2$) и колковых барабанов ($\mathcal{J}_4=\mathcal{J}_5=0.257\text{ кг}\cdot\text{м}^2$) методом разгона, технологическая нагрузка, действующая на вал пыльного цилиндра

$$M_1 = M_{1cp} + M_{10} \cdot \cos(\pi \cdot \omega_{ny} \cdot t / 12) + \varphi_o,$$

где $M_{1cp}=114.75$ Н·м; $M_{10}=10.71$ Н·м; $\omega_{ny}=\pi \cdot 1470/30$ рад/с; t – время; φ_o – начальная фаза, набрасывающего барабана

$$M_2 = M_{2cp} + M_{20} \cdot \cos(\pi \cdot \omega_{n6} \cdot t / 12) + \varphi_o,$$

где $M_{2cp}=1.537$ Н·м; $M_{20}=0.143$ Н·м; $\omega_{n6}=\pi \cdot 350/30$ рад/с, промежуточного вала $M_3=0$, колковых барабанов

$$M_4 = M_5 = M_{4cp} + M_{40} \cdot \cos(\pi \cdot \omega_{k6} \cdot t / 12) + \varphi_o,$$

где $M_{4cp}=6.433$ Н·м; $M_{40}=0.6$ Н·м; $\omega_{k6}=\pi \cdot 423.3/30$ рад/с и далее расчетным путем жесткость $c_1=30700$; $c_2=186.82$; $c_3=204.85$; $c_4=c_5=52.93$ Н·м/рад и коэффициент диссипации $\nu_1=157.08$; $\nu_2=0.662$; $\nu_3=1.055$; $\nu_4=\nu_5=0.188$ Н·м·с/рад ременных передач [2, 4].

Система нелинейных дифференциальных уравнений (6) и (7) исследована на ЭВМ, по результатам которых построены графики изменения потребляемой мощности электродвигателя в зависимости от следующих действительных параметров системы (0, %): момента сопротивления ($M_1=125.4629$; $M_2=1.680576$; $M_4=6.64$ Н·м – рис. 2); упруго-диссипативных параметров ($c_1=30700.06$; $c_2=186.82$; $c_3=204.85$; $c_4=c_5=52.93$ Н·м/рад и $\nu_1=157.083$; $\nu_2=0.662$; $\nu_3=1.055$; $\nu_4=\nu_5=0.188$ Н·м·с/рад, рис. 3) ременной передачи, момента инерции электродвигателя ($\mathcal{J}_D=0.6\text{ кг}\cdot\text{м}^2$), пыльного цилиндра ($\mathcal{J}_1=0.37\text{ кг}\cdot\text{м}^2$), набрасывающего барабана ($\mathcal{J}_2=0.013\text{ кг}\cdot\text{м}^2$), промежуточного вала ($\mathcal{J}_3=0.01\text{ кг}\cdot\text{м}^2$) и колковых барабанов ($\mathcal{J}_4=\mathcal{J}_5=0.257\text{ кг}\cdot\text{м}^2$, рис. 4) при уменьшении (– 100 %) и увеличении (100 %) действительных параметров.

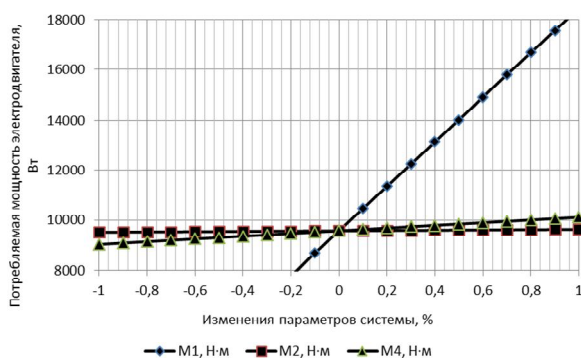


Рис. 2. График изменения потребляемой мощности электродвигателя в зависимости от моментов сопротивлений пыльного цилиндра M_1 , набрасывающего барабана M_2 и колкового барабана M_4 , %

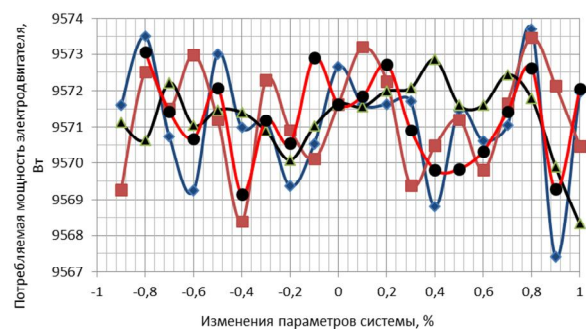


Рис. 3. График изменения потребляемой мощности электродвигателя в зависимости от жесткости ременных передач c_1, c_2, c_3, c_4 , %

Результаты исследования уравнения движения машинного агрегата пильного джина с использованием найденных исходных параметров позволили установить влияние параметров системы на потребляемую мощность электродвигателя и разницу между максимальными и минимальными значениями:

- момент сопротивления пильного цилиндра (M_1) – 605.8 Вт и 18448.1 Вт (3045.0 %);
- момент сопротивления набрасывающего барабана (M_2) – 9513.0 и 9627.0 Вт (101.2 %);
- момент сопротивления колкового барабана питателя (M_4) – 9025.1 и 10115.0 (112.1 %);
- упруго-диссипативные параметры ремня (c_1) – 9573.7 и 9567.4 (100.1 %);
- упруго-диссипативные параметры ремня (c_2) – 9573.5 и 9512.5 (100.6 %);
- упруго-диссипативные параметры ремня (c_3) – 9572.8 и 9027.1 (106.0 %);
- упруго-диссипативные параметры ремня (c_4) – 9584.7 и 9027.6 (106.2 %);
- момент инерции электродвигателя ($\mathcal{J}_D$) – 9572.9 и 9568.9 (100.04 %);
- момент инерции пильного цилиндра ($\mathcal{J}_1$) – 9571.7 и 9568.9 (100.03 %);
- момент инерции набрасывающего барабана ($\mathcal{J}_2$) – 9573.3 и 9569.1 (100.04 %);
- момент инерции промежуточного вала ($\mathcal{J}_3$) – 9589.7 и 9562.3 (100.29 %);
- момент инерции колкового барабана питателя ($\mathcal{J}_4$) – 9573.5 и 9569.4 (100.04 %).

Результаты анализа (см. рис. 2 – 4) показывают, что с увеличением момента сопротивления от –100 до +100 % увеличивается потребляемая мощность электродвигателя соответственно пильного цилиндра от 605.8 до 18448.1 Вт, набрасывающего барабана – от 9513.0 до 9627.0 Вт и колкового барабана питателя – 9025.1 и 10115.0 (см. рис. 2);

- с увеличением упруго-диссипативных параметров ременной передачи от –90 до –10 % изменение потребляемой мощности электродвигателя находится в пределах 9568÷9584 Вт, а далее с небольшими отклонениями остается постоянной и составляет 9567÷9574 Вт (см. рис. 3);

- с увеличением моментов инерции ротора электродвигателя, пильного цилиндра, набрасывающего барабана и колковых барабанов от – 90 до 100 % изменение потребляемой мощности электродвигателя находится в пределах 9562÷9590 Вт (см. рис. 4).

В целом составлены уравнения движения машинного агрегата, изучены энергетические показатели привода и механизмов пильного джина с набрасывающим барабаном и колковыми барабанами питателя. Установлено, что максимальная нагрузка на электродвигатель джина оказывает момент сопротивления пильного цилиндра – 3045 %; колковый барабан питателя – 112.1 %; упруго-диссипативный параметр ремня промежуточного вала – 106.0 % и колкового барабана питателя – 106.2 %.

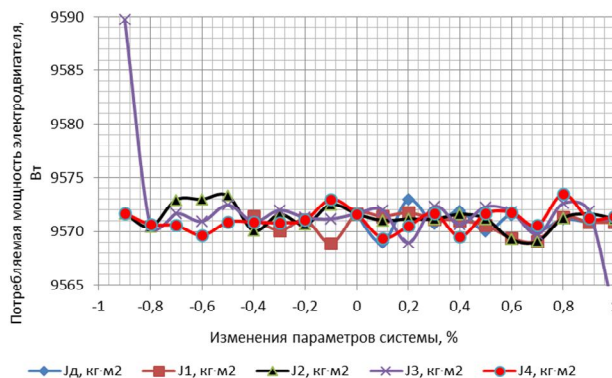


Рис. 4. График изменения потребляемой мощности электродвигателя в зависимости от моментов инерции электродвигателя $\mathcal{J}_D$, пильного цилиндра $\mathcal{J}_1$, набрасывающего барабана $\mathcal{J}_2$, промежуточного вала $\mathcal{J}_3$ и колкового барабана питателя $\mathcal{J}_4$, %

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Мухаммадиев Д.М. и др. Анализ статических и динамических характеристик пильного цилиндра волоконотделителя // Проблемы машиностроения и надежности машин. М., 2009. № 2. С. 13 – 17.
- [2] Кравчик А.Э. и др. Асинхронные двигатели серии 4А. М.: Энергоиздат, 1982. – 504 с.
- [3] Мухаммадиев Д.М. Исследование математической модели машинного агрегата двухбарабанного питателя // Научно-технический журнал «Известия вузов. Технология текстильной промышленности». Иваново, 2008. № 4. С. 115 – 118.
- [4] Мухаммадиев Д.М. и др. Исследование движения хлопка на поверхности барабана с наклонными колками // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2016. № 2. С. 53 – 58.

Д.М. Мухаммадиев, Х.А. Ахмедов, Б.Х. Примов. Пахтани отиб берувчи барабанли ва икки барабанли таъминлагичли аррали жиннинг энергетик кўрсаткичларини таҳлил қилиш

Мақолада пахта отиб берувчи барабан ва икки барабанли таъминлагич ўрнатилган аррали жин кинематик схемаси асосида унинг машина агрегат кўринишидаги динамик модели қурилган. Олиб борилган тадқиқотлар пахтани отиб берувчи барабан ва икки барабанли таъминлагич ўрнатилган аррали жин узатмаларининг эластик-диссипатив параметрлари, айланувчи массаларнинг инерция моментлари ва қаршилик моментларининг энергетик кўрсаткичларига – электродвигатель қувват сарфига таъсири аниқланган.

D.M. Muhammadiev, Kh.A. Ahmedov, B.Kh. Primov. Analysis of energy characteristics saw gin with throwing drum and double drum feeders

The paper built a dynamic model of the machine set the saw gin with throwing on drum and double drum feeder based on kinematic scheme. Studies have established the influence of the elastic-dissipative parameters of the drive, the moment of inertia of a rotating mass and moment of resistance of the saw cylinder, throwing on drum and the drum feeder on energy performance of the saw gin - the power consumption of the motor.

УДК 677.21: 177.21.004.15

О.С. НОРКУЗИЕВ, Н.Б. ДЖУРАЕВА

МЕТОДИКА ГРАФОАНАЛИТИЧЕСКОГО АНАЛИЗА УСЛОВИЙ ВЗАИМОДЕЙСТВИЯ СОЗРЕВШЕГО ХЛОПКА СО ШПИНДЕЛЯМИ ХЛОПКОУБОРОЧНЫХ МАШИН В РАБОЧЕЙ ЗОНЕ

Графоаналитическим методом изучения условий взаимодействия созревшего хлопка на основе анализа результатов испытаний различных конструкций шпиндельных хлопкоуборочных машин на базе МХ-1.8 [1] с универсальными шпинделями при соответствующих степенях раскрытия коробочек установлена эмпирическая зависимость «полнота сбора – степень раскрытия коробочек». Дана оценка работы вертикально-шпиндельных барабанов с различным количеством шпинделей 12- и 14-шпиндельных барабанов.

Учитывая многовариантные условия взаимодействия шпинделей ВША с волокнами и семенами хлопка в узкой части рабочей щели проведем обоснование модели такой намотки долек хлопка на шпиндель с учетом следующих допущений:

1. В качестве модельной примем четырехдольную (дольки Д1-Д4) коробочку с размещением семян согласно схеме (рис. 1 – 3), которая построена на основе реальных материалов экспериментальных исследований [1 – 4]. Считаем, что каждая доляка содержит по 8 летучек хлопка.

2. При анализе условий захвата волокон хлопка по каждому варианту учитываем относительные смещения шпинделей ВША и коробочек в узкой части рабочей щели.

Для такого анализа используем расчетные параметры [2, 3] реализаций технологического процесса уборочных аппаратов машин ХНП-1.8 при частоте вращения ротора водила шпиндельного барабана $n_6=112$ об/мин и шпинделей [1] $n_{ш}=1200$ об/мин.

В качестве оценочных параметров для условий захвата волокон долек и летучек хлопка из созревших коробочек принимаем следующие [3]:

1. Угол поворота шпинделя α , характеризующего условия формирования на шпинделе захваченных летучек хлопка.

2. Расстояния z_i по длине шпинделя согласно схеме (рис. 2), характеризующие размещение семян летучек Л1÷Л8.

3. Радиус r_i размещения зубьев шпинделя в зоне контактирования с семенами летучек Л1÷Л8.

4. Наружный диаметр D_i , характеризующий окружность с центром на оси вращения шпинделя, внутри которого размещены летучки первого слоя, не отрывающиеся от этого шпинделя.

Вышеперечисленные оценочные параметры используются для всех вариантов контактирования шпинделя с модельной коробочкой и показаны на рис. 2.

Методика графоаналитических построений относительных расположений шпинделей и коробочек хлопка проводится через интервалы времени $0.25T_{ш}=15/n_{ш}$, соответствующие углу $\alpha=90^0$ шпинделя и углу поворота шпиндельного ба-
рабана
$$\Delta\beta = \frac{\omega_6 \cdot T_{ш}}{4} = 3.445^0.$$

Примеры реализации показаны на рис. 1 и 2, а результаты обработки представлены в табл. 1.

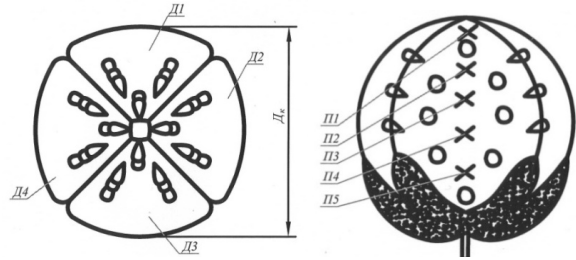


Рис. 1. Модель раскрытой коробочки, обрабатываемой шпинделями ВША при возможных вариантах А, Б, В, Г и позициях П1, П2, П3, П4, П5

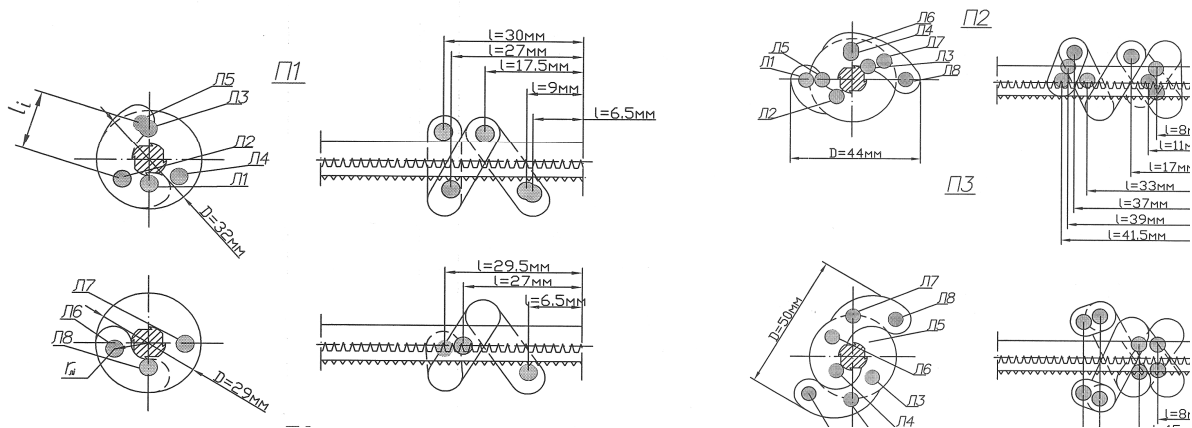


Рис. 2. Графоаналитический анализ намотки хлопка шпинделями ВША при различных подходах шпинделя к дольке D_3 (вариант Б) по высоте раскрытой коробочки

Таблица 1
Результаты графоаналитического построения намотки долек хлопка шпинделями ВША

Номер дольки, обрабатываемой ВША	Размеры летучек	Параметры летучек на поверхности шпинделя и номера летучек								Средние значения z_i, r_i, D_i, a_{max}
		1	2	3	4	5	6	7	8	
2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
D_3	z , мм	6.5	8.5	11.5	17	30	29.5	24	6.5	18.68
	r , мм	14.8	15	15.5	16.3	16.8	16.5	16.2	14.8	15.74
	D , мм	25.6	26	27	28.6	29.6	29	28.4	25.6	27.476
	α^0	0^0	50^0	170^0	300^0	530^0	440^0	270^0	0^0	530^0

Аналогичным методом для обработки летучек хлопка использовались по 4 позиции (П1, П2, П3, П4) (см. рис. 1) размещения шпинделей относительно каждой дольки модельной коробочки по высоте рабочей щели. Точки входа оси вращения шпинделей в модельную коробочку хлопка показаны на рис. 3. Использовалось 4 варианта (А, Б, В, Г) начального подхода шпинделя к модельной коробочке хлопка (см. рис. 1).

Принималось допущение о равной вероятности вариантов позиций. По данным табл. 1 рассчитывались среднеарифметические значения α, z_i, r_i, D_i .

Для определения вероятностных значений анализируемого процесса принимаем следующие допущения:

- учитываем захват тех летучек (в дольках), у которых осуществлялись контактирования с поверхностью шпинделей, установленных в результате графоаналитических построений;
- принимаем условия отрыва центробежными усилиями волокон тех летучек, у которых сила связи между летучками оказалась меньше центробежных сил.

С учетом введенных допущений и расчетов полученные графоаналитические результаты представлены в табл. 2.

По данным выполненных графоаналитических построений для захвата летучек дополнительно определялись:

- число зубьев l_{e1}, l_{e2}, l_{e3} , размещенных у каждого дола и которые внедряются в массу волоконец летучек хлопка;

- число зубьев $Ч_1, Ч_2, Ч_3$, размещенных в пределах длин l_{e1}, l_{e2}, l_{e3} ; эти числа определялись с учетом шага $S_3=7$ мм между вершинами шпинделей ВША и записывались в табл. 2;

- расстояния l_{01}, l_{02}, l_{03} между серединами участков l_{ei} двух смежных долевых частей определяем по формуле

$$l_{oi} = \sqrt{\pi^2 \cdot (d + \Delta)^2 + S^2}, \quad (1)$$

где d – средний диаметр шпинделя; Δ – толщина намотки; S – шаг витка намотки на шпинделе. Расстояние r от оси вращения шпинделя до центра тяжести семян размещено в пределах каждой l_{oi} ;

- значения масс хлопка G_{01}, G_{02}, G_{03} , размещенных в пределах l_{01}, l_{02}, l_{03} (по числу летучек).

С использованием допущения о сосредоточенности всей массы летучки в центре тяжести семени определялись центробежные силы инерции, действующие на эту летучку с использованием данных G_{0i} и r_{li} (см. табл. 2):

$$P_{li} = \frac{G_{li}}{q} \omega_u^2 r_{li}. \quad (2)$$

откуда определяем значения эквивалентной интенсивности нагружения каждого отрезка l_{li} по формуле

$$q_{li} = \frac{\sum P_{li}}{l_{oi}}. \quad (3)$$

Полученные расчетные данные представлены в табл. 2.

Таблица 2

Результаты расчетных и графоаналитических построений намотки долек хлопка шпинделями ВША

№	Номер летучек							
	1	2	3	4	5	6	7	8
G_{0is} , г	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18	0.18
Номер летучек	L_{01}	L_{02}	L_{03}	L_{04}	L_{05}	L_{06}	L_{07}	L_{08}
Расстояния между летучками, мм	4.5	4.53	10.5	11.5	20	15	11.5	11.5
P_{li} , г	3.6	3.65	3.77	3.97	4.09	4.02	3.94	3.6
q_{li} , г/см	3.2							

Анализ исследований влияния шага расстановки шпинделей в барабане аппарата на агротехнические показатели хлопкоуборочной машины при диаметре 292 мм барабана по центрам шпинделей большая полнота сбора будет при количестве шпинделей $Z_u=12-14$ штук [4].

Анализ процесса обработки куста хлопчатника шпиндельными аппаратами осуществим с учетом ранее выполненных исследований и особенностей конструкции современных машин, выполненных за последние годы. Разработку этой модели проведем с учетом следующих материалов и допущений:

- куст хлопчатника в рабочей зоне при обработке не движется;
- раскрытые коробочки хлопчатника в процессе намотки шпинделями в рабочей зоне не меняют своего положения.

Материалы данного раздела включают:

- радиус барабана $R_0=146$ мм;
- при радиусе шпинделя $r_u=13$ мм и $r_{iu}=14$ мм;
- окружность барабана $L=2\pi \cdot R=0.917$ м;
- коэффициент опережения $K_0=1.2$;

- скорость машин $v_m=3.24$ км/ч;
 - количество шпинделей в барабане $D=12$ штук, для универсального составного шпинделя в барабане $D=14$ штук.

Линейную скорость барабана определим по формуле

$$v_{лс} = K_0 \cdot \frac{v_m}{t} = 1.2 \cdot \frac{3240}{3600} = 1.08 \text{ м/с.} \quad (4)$$

Расстояния между шпинделями (между осями) в барабане

$$P = \frac{l}{D} = \frac{917 \text{ см}}{14} = 6.55 \text{ см.} \quad (5)$$

Расстояния свободных пространств между шпинделями (рис. 4) с учетом коэффициента опережения, где принимаем $d=2.8$ см, $k_1=0.75$ см:

$$P_1 = P - d = 6.55 \text{ см} - 2.8 \text{ см} = 3.75 \text{ см},$$

$$P_2 = P_1 - k_1 = 3.75 \text{ см} - 0.75 \text{ см} = 3 \text{ см}. \quad (6)$$

Процентное соотношение обрабатываемого участка рабочей зоны составляет

$$S_{\pi} = P - (d \cdot K_0)$$

$$F = \left[100 \cdot \frac{(P - S_{\pi})}{P} = 46.7\% \right]. \quad (7)$$

Проведем расчеты при различных коэффициентах опережения и диаметра шпинделя. Полученные результаты отражены в табл. 3.

Таблица 3

Односторонняя обработка ряда хлопчатника 12- и 14-шпиндельными барабанными аппаратами

Показатель	Процентные соотношения обработки ряда при различных коэффициентах K_0 опережения					
	1.1	1.2	1.3	1.4	1.5	1.6
$N_{ш}=12$ шт., $D_{ш}=28$ мм.	42.97	49.31	55.64	61.98	68.32	74.65
$N_{ш}=14$ шт., $D_{ш}=26$ мм.	45.72	51.75	57.78	63.81	69.84	75.87
$N_{ш}=14$ шт., $D_{ш}=28$ мм.	48.47	54.19	59.92	65.64	71.37	77.09

Ёмкость шпинделей определяем по формуле

$$F_{ш} = \left[\frac{2\pi d}{2} \right] l_{ш}, \quad (8)$$

где $l_{ш}$ – длина шпинделя.

Ёмкость одного барабана определяем по формуле

$$F_{б} = \left[\frac{2\pi d}{2} \right] l_{ш} N_{ш}. \quad (9)$$

где $N_{ш}$ – количество шпинделей одного барабана.

Полученные результаты расчетов представлены в табл. 4.

Таблица 4

Ёмкости шпинделей ВША различных диаметров при 12- и 14-шпиндельных барабанах, при длине шпинделя $l_{ш}=630$ мм

d , мм	20	22	24	26	28	30
Ёмкости шпинделя, $F_{шр}$, м ²	0.039	0.043	0.047	0.051	0.055	0.059
Ёмкости 12-шпиндельного барабана, $F_{бр}$, м ²	0.47	0.52	0.57	0.61	0.66	0.71
Ёмкости 14-шпиндельного барабана, $F_{бр}$, м ²	0.55	0.60	0.66	0.72	0.77	0.83

Рассчитаем количество зубьев шпинделя в см² обрабатываемого участка шпинделями при количестве зубьев шпинделя $z_{ш1}=600$ шт., $z_{ш2}=800$ шт.

$$F_s = \left[\left(\frac{2\pi d}{2} \right) l_{ш} N_{ш} \right] K_0, \quad Z_{об} = \frac{F_s}{z_{ш} \cdot N_{ш}}. \quad (10)$$

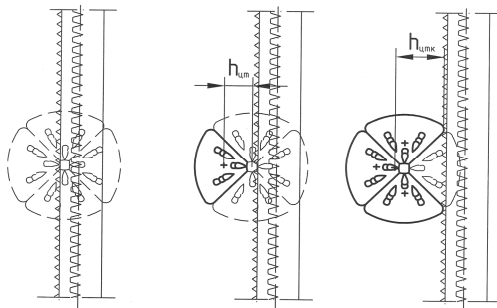


Рис. 3. Варианты вероятностей захвата летучек хлопка шпинделями ВША из раскрытой коробочки

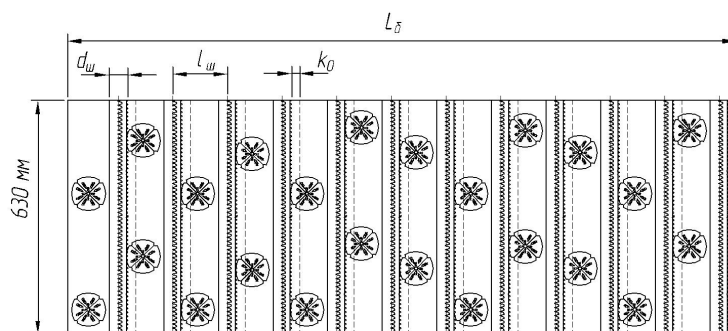


Рис. 4. След одного оборота шпиндельного барабана на поверхности плоскости ряда хлопчатника

Оставленный след одного оборота шпиндельного барабана на поверхности плоскости ряда хлопчатника позволяет определить геометрические параметры обработки куста хлопчатника (рис. 4).

Графоаналитическими и расчетными методами описан процесс намотки долек хлопка на поверхность шпинделя ВША, а также обосновано поведение на шпинделях кольцевой намотки только из одной дольки и отрыв летучек от шпинделя под воздействием центробежных сил.

Графоаналитический и расчетный методы исследования позволили выявить, что при установке составного шпинделя на серийном 12-ти шпиндельном барабане динамические характеристики машины улучшаются, но при этом обрабатываемое пространство куста хлопчатника уменьшается в зависимости от диаметра шпинделя и коэффициента опережения барабана. Для устранения этих недостатков вместо серийного барабана предложены 14-шпиндельные барабаны.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Сабликов М.В. Исследование шпиндельных аппаратов хлопкоуборочных машин. Ташкент: Гостиздат УзССР, 1959.
- [2] Глушенко А.Д., Ризаев А.А. Моделирование динамических взаимодействий долек хлопка и шпинделей в хлопкоуборочных аппаратах. Ташкент: Фан, 1995.
- [3] Норкузиев О.С. Разработка модели оценки повреждаемости хлопка горизонтально-шпиндельными аппаратами хлопкоуборочных машин: Дис. ... канд. техн. наук. Янгиюль, 2003.
- [4] Отчет о научно-исследовательской работе по теме: «Разработка, усовершенствование параметров универсального шпинделя, его изготовление и испытание» (промежуточный). НИЦ ПОМ при ТГТУ. Ташкент, 2016.

О.С. Норкузиев, Н.Б. Джуроева. Пахта териш аппарати шпинделининг ишчи зонасида пахта толаси билан ўзаро таъсирини графоаналитик услубий таҳлили

Маколада пахта териш машинаси ишчи органи шпинделининг очилган пахта чаноғи билан ўзаро таъсири математик ва графоаналитик моделиштирилиб, турли диаметрли ва сонли ВША шпинделининг ишчи зонасида пахта толасини ўраб олиш эҳтимоллий миқдори ҳисобланган.

O.C. Norkuziev, N.B. Djuraeva. Technique of the graphic-analytical analysis of conditions of interaction of the ripened cotton with spindles of mechanical cotton pickers in the working zone

In article the mathematical and graphic-analytical probabilistic analysis in the course of winding of cotton from the opened cotton box is carried out, and calculation of quantity of segments of the cotton which is reeled up on a spindle at various values of diameter and quantity of spindles of VShA is carried out.

УЎК 539.3

А.Ф. ХАКИМОВ, Ж.А. ДАМИНОВ

ТРАНВЕРСАЛ-ИЗОТРОП МАТЕРИАЛЛАРНИ ОҚУВЧАНЛИК ШАРТИ ТЎҒРИСИДА

Турли кучланиш ҳолатларидаги конструкцион материаллар деформацияланиш эгри чизиклари ушбу кучланиш ҳолатига мос оқувчанлик ва мустаҳкамлик бўйича чекли кучланишларни аниқлаш имкониятини беради.

Бундай оқувчанлик чегаралари $\sigma_i = \sigma_i(\varepsilon_i)$ умумлашган эгри чизиклардан 0.2 % колдик деформацияси ε_i^p га мос келувчи кучланиш сифатида аниқланса, мустаҳкамлик чегараси сифатида, ҳар бир юкланиш траекториясида пластик деформацияланиш жараёни устуворлигини йўқолишига мос келувчи кучланиш σ_{ib} сифатида аниқланади.

Шу зайлда олинган материаллар чекли кучланишлар диаграммалари чекли ўтишлар критерийларини аниқлаш имкониятини беради. Бу эса оддий тажрибалар натижалари асосида, бош кучланишларнинг ихтиёрий муносабатларида, материалнинг оқувчанлиги ва емирилишига мос кучланишларни аниқлаш имконини беради. Янги техника деталларининг мустаҳкамлигини баҳолашда муҳим аҳамиятга эга бўлиши билан бирга, чекли кучланишлар диаграммалари ишлатиш жараёнида температуравий шароитларни таъсири, материалдаги структуравий ўзгаришлар ҳамда юкланиш траекториясининг мураккаб кучланиш ҳолатида материаллар ҳоссаларига таъсирини таҳлил қилишда дастлабки маълумотдир.

[1] манбада трансверсал изотроп материаллар учун оқувчанлик шarti куйидаги кўринишда келтирилган.

$$\frac{\eta}{\sigma_{1s}} \sqrt{\sigma_1^2 + \chi^2(\sigma_2^2 + \sigma_3^2) - \sigma_1 \cdot \sigma_2 - \sigma_1 \cdot \sigma_3 - (2\chi^2 - 1)\sigma_2 \sigma_3 + (1 - \eta) \frac{|\sigma_m - \sigma_n|}{\sigma_{mS}}} = 1 \quad (1)$$

бу ерда $\chi = \frac{\sigma_{1s}}{\sigma_{2s}}$; $(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_2 - \sigma_3) \geq \chi$ бўлганда $m = 1$; $n = 3$;

$(\sigma_1 - \sigma_3)/(\sigma_2 - \sigma_3) \leq \chi \leq (\sigma_2 - \sigma_1)/(\sigma_2 - \sigma_3)$ бўлганда $m = 2$; $n = 3$;

$(\sigma_2 - \sigma_1)/(\sigma_2 - \sigma_3) \geq \chi$ бўлганда $m = 1$; $n = 2$.

η параметри бош кучланишлар $\sigma_2/\sigma_3 = 0.5$ муносабатидаги икки ўқли чўзилишда ва Мизес-Хилл ҳамда Треска назариялари билан башорат қилувчи микдорлар кескин фарқ қилувчи айрим кучланиш ҳолатларидаги тажрибалардан аниқланади.

Бунда

$$\eta = \frac{\sigma_{1s} - 2\sigma_{2s}^{(0.5)}}{\sigma_{2s}^{(0.5)}(\sqrt{\chi^2 + 2} - 2)} \quad (2)$$

бу ерда $\sigma_{2s}^{(0.5)} - \sigma_2 / \sigma_3 = 0.5$ га мос келувчи энг кичик оқувчанлик чегараси.

(1)-шартни текис кучланиш ҳолатига ($\sigma_1 = 0$), σ_2 ва σ_3 бош ўқлари изотропия текислигида ётган ҳолат учун қўллайдиган бўлсак

$$\frac{\eta}{\sigma_{1S}} \sqrt{\chi^2 (\sigma_2^2 + \sigma_3^2) - (2\chi^2 - 1)\sigma_2\sigma_3} + (1 - \eta) \frac{|\sigma_m - \sigma_n|}{\sigma_{mS}} = 1 \quad (3)$$

кўринишга келади.

$\sigma_3 / (\sigma_3 - \sigma_2) > \chi$ бўлганда $\sigma_m = 0$; $\sigma_n = \sigma_3$; $\sigma_{mS} = \sigma_{1S}$;

$\sigma_3 / (\sigma_3 - \sigma_2) \leq \chi \leq \sigma_2 / (\sigma_2 - \sigma_3)$ бўлганда $\sigma_m = \sigma_2$; $\sigma_n = \sigma_3$; $\sigma_{mS} = \sigma_{1S}$;

$\sigma_2 / (\sigma_2 - \sigma_3) \leq \chi$ бўлганда $\sigma_m = 0$; $\sigma_n = \sigma_2$; $\sigma_{mS} = \sigma_{1S}$.

Оқувчанлик чегаралари бўйлама ва тангенциал йўналишларда деярли бир хил $\sigma_{2S} = \sigma_{3S}$ бўлган материаллар учун радиал йўналишидаги оқувчанлик чегараси (трубкасимон намуна қалинлиги бўйича) текис икки ўқли чўзилиш тажрибалари натижаларидан [2, 3, 4] фойланланиб (3) тенглама билан аниқлаш мумкин.

(3) тенгламага $\sigma_2 = \sigma_3 = \sigma_S^{(1)}$; $\sigma_m = 0$; $\sigma_n = \sigma_3 = \sigma_S^{(1)}$ қўйсак. $\sigma_{kS} = \sigma_{1S}$ бу ерда $\sigma_S^{(1)}$, $\sigma_2 / \sigma_3 = 1$ кучланиш ҳолатида оқувчанлик чегараси $\sigma_{1S} = \sigma_S^{(1)}$ ҳосил бўлади. Шундай қилиб

$$\chi = \sigma_S^{(1)} / \sigma_{2S} \quad (4)$$

Мустаҳкамлик шarti (3) кўринишида бўлиб, бу ерда σ_{1S} ва σ_{mS} ўрнига σ_{1b} ва σ_{mb} қўлланилади.

Расмда титан α – қаришмасининг оқувчанлик ва мустаҳкамлик чекли кучланишлар диаграммалари кўрсатилган. Бу ерда $\sigma_z - \sigma_\theta$ бош кучланишлар текислигида, турли юкланиш траекториясига мос оқувчанлик ва мустаҳкамлик чегаралари келтирилган ҳамда (3) ифодага, трансверсал изотроп материаллар учун Мизес-Хилл критерияси (узуликсиз чизик): оқувчанлик учун

$$\sigma_z^2 + \left(\frac{\sigma_{zs}}{\sigma_{\theta s}} \right)^2 \sigma_\theta^2 - \sigma_z \cdot \sigma_\theta = \sigma_{zs}^2 \quad (5)$$

мустаҳкамлик учун

$$\sigma_z^2 + \left(\frac{\sigma_{z\theta}}{\sigma_{\theta s}} \right)^2 \sigma_\theta^2 - \sigma_z \cdot \sigma_\theta = \sigma_{z\theta}^2$$

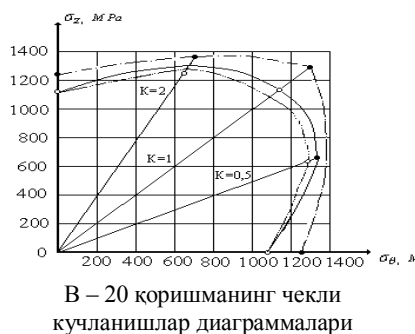
анизотроп материаллар учун Мизес-Хилл шarti оқувчанлик учун

$$\sigma_z^2 + \frac{2R}{R+1} \sigma_z \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_{zs}^2 \quad (6)$$

мустаҳкамлик учун

$$\sigma_z^2 + \frac{2R}{R+1} \sigma_z \sigma_\theta + \sigma_\theta^2 = \sigma_{zb}^2;$$

Треска-Сен-Венан шarti (штрих чизик) оқувчанлик учун



$$\begin{aligned} \sigma_z = \sigma_{zs} & \quad \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} \geq \frac{\sigma_{zs}}{\sigma_{\theta s}} \\ \sigma_\theta = \sigma_{\theta s} & \quad \frac{\sigma_z}{\sigma_\theta} \leq \frac{\sigma_{zs}}{\sigma_{\theta s}} \end{aligned} \quad (7)$$

мустаҳкамлик учун

$$\begin{aligned} \sigma_z = \sigma_{zs} & \quad \sigma_z / \sigma_\theta \geq \sigma_{zs} / \sigma_{\theta s} \\ \sigma_\theta = \sigma_{\theta s} & \quad \sigma_z / \sigma_\theta \leq \sigma_{zs} / \sigma_{\theta s} \end{aligned}$$

Губер-Мизес-Генки оқувчанлик шартига

$$\sigma_z^2 + \sigma_\theta^2 + \sigma_z \sigma_\theta = \sigma_{zs}^2 \quad (8)$$

мос чекли чизиклар келирилган.

Шаклдан кўриниб турибдики, В_{т20} коришма оқувчанлик бўйича нисбатан изотропдир. Чекли оқувчанлик ҳолати изотроп материаллар учун Губер-Мизес-Генки шarti (8) билан яхши тавсифланади.

Материал емирилишига мос келувчи чекли кучланишлар $k=+2$ ва $k=+0.5$ нотекис икки ўқли чўзилишда $k=+\infty$ ва $k=+1$ кучланиш ҳолатидагига нисбатан камдир. Мустаҳкамлик бўйича материал чекли ҳолати (3) шарт билан қониқарли ифодаланади.

АДАБИЁТЛАР

- [1] Ковальчук Б.И., Косарчук В.В., Лебедев А.А. Исследование скалярных и векторных свойств анизотропных материалов в условиях сложного напряженного состояния. // Проблемы прочности. 1982. № 8.
- [2] Писаренко Г.С., Лебедев А.А. Деформирование материалов при сложном напряженном состоянии. Киев: Наукова думка, 1976.
- [3] Прочность материалов и элементов конструкций в экстремальных условиях: в 2 т. /Под общ. ред. Г.С. Писаренко. Киев: Наукова думка, 1980.
- [4] Лебедев А.А., Ковальчук Б.И., Кульчицкий Н.М., Хакимов А.Ф. Влияние повышенных температур на сопротивление сплава АК 4-1 деформированию и разрушению в условиях плоского напряженного состояния. Проблемы прочности. 1987. № 11.

Наманган муҳандислик-педагогика институти

19.06.2017
қабул қилинган

А.Ф. Хакимов, Ж.А. Даминов. Об условиях текучести трансверсально-изотропных материалов

В статье дан анализ экспериментальных данных, позволяющий выявить критерии предельного перехода, определить по результатам простых опытов напряжения, соответствующие текучести или разрушению при любом соотношении главных напряжений. Показана применимость условия текучести для трансверсально-изотропных материалов, при использовании для плоского напряженного состояния ($\sigma_1=0$), когда главные оси напряжений σ_2 и σ_3 расположены в плоскости изотропии.

A.F. Hakimov, J.A. Daminov. On the yield condition of transversely isotropic materials

The article gives an analysis of the experimental data, which makes it possible to identify the criteria for the limiting transition, which allow one to determine the stresses corresponding to fluidity or failure at any ratio of the principal stresses from the results of simple experiments. The yield condition for transversely isotropic materials is used for a plane stress state ($\sigma_1=0$), when the principal stress axes σ_2 and σ_3 are located in the isotropy plane.

ИССЛЕДОВАНИЕ ТЯГОВОГО СОПРОТИВЛЕНИЯ РЫХЛИТЕЛЯ

Качественная обработка почвы любым рабочим органом должна обеспечить оптимальную площадь поверхности почвенных агрегатов для эффективного впитывания зимней влаги при наименьшем тяговом сопротивлении. Решение данной проблемы достигается при оптимальных конструктивно-технологических параметрах рабочего органа. Для оптимизации параметров необходимо определить закономерности их влияния на тяговое сопротивление рабочего органа [1].

Наша цель – теоретическое обоснование конструктивно-технологических параметров комбинированного рабочего органа, выполняющего рыхление почвы с одновременным подрезанием корней растений, который создан для полосной и ярусной обработки почвы при посеве семян фитомелиорантов при улучшении пастбищ (рис. 1).

Тяговое сопротивление рыхлителя определяется как сумма [2]

$$P_{рых} = P_{дол} + 2P_{кр}, \quad (1)$$

где $P_{дол}$, $P_{кр}$ – соответственно тяговое сопротивление долота и крыльев, Н.

Тяговое сопротивление долота в упрощенном варианте можно определить по формуле

$$P_{дол} = k_{yd} \cdot F_{cm} + f_{mp} \cdot G_{cm}, \quad (2)$$

где k_{yd} – удельное сопротивление почвы на отделение пласта от массива, для расчетов можно принимать $k_{yd} = [\tau]_{omp}$; F_{cm} – общая площадь отделяемой от монолита стружки; f_{mp} – коэффициент трения почвы о поверхность долота; G_{cm} – сила тяжести стружки, находящейся на поверхности долота.

Для определения площади отделяемой стружки принимаем следующие допущения:

- размеры отделяемой стружки одинаковы;
- удельное сопротивление почвы на всей площади одинаковое;
- длина отделяемой стружки равна длине рабочей поверхности долота;
- углы скалывания почвы в продольном и поперечном направлениях равны и постоянны.

С такими допущениями площадь F_{cm} можно определить по схеме (рис. 2).

При внедрении в почву долота почва скалывается в продольном направлении под углом ψ_{np} , в поперечном направлении – под углом ψ_{non} , (для упрощения принимаем $\psi_{non} = \psi_{np} = \psi$).

В результате воздействия долота из монолита выделяется стружка $ABCD$.

Общая площадь отделяемой стружки состоит из площади отрыва в лобовом направлении $F_{CDC'D'}$ и в боковом $2F_6$ направлениях, т.е.

$$F_{cm} = F_{CDC'D'} + 2F_6.$$

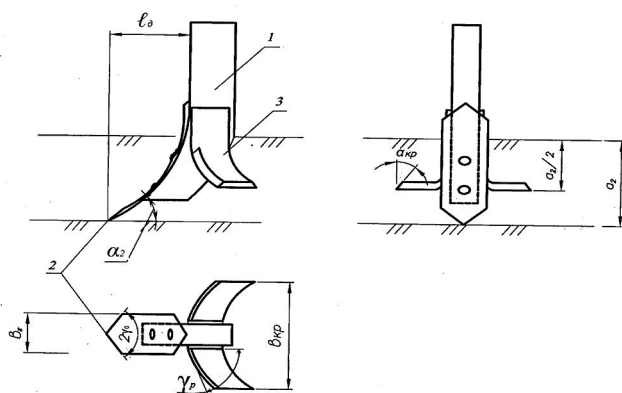


Рис. 1. Рабочий орган для полосной и ярусной обработки почвы (рыхлителя): 1-стойка; 2-рыхлительное долото; 3-крылья

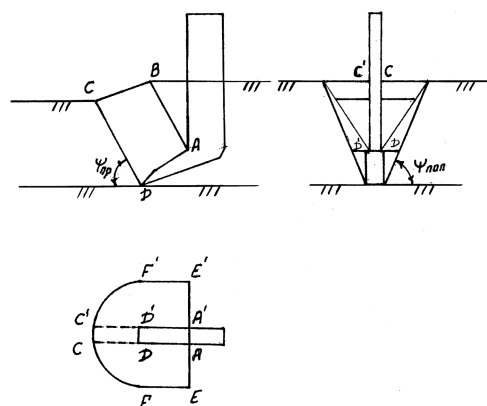


Рис. 2. Отделение стружки почвы долотом рыхлителя

Из рис. 2. видно, что $F_{CDC'D'}$ равна площади прямоугольника $CDC'D'$, наклоненного к горизонту под углом ψ , с шириной $DD'=CC'=\epsilon_\delta$, равной ширине захвата долота, т.е.

$$F_{CDC'D'} = \frac{a_2 \epsilon_\delta}{\sin \psi},$$

где a_2 – глубина рыхления почвы.

Площадь отрыва в боковом направлении F_6 определяется суммой

$$F_6 = F_{ABCD} + F_{CDF},$$

где F_6 – площадь четырехугольника $ABEF$, стороны которого равны $DA=FE=\ell_\delta$ и

$DF = AE = a_2 \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi}$; F_{CDF} – площадь четверти боковой поверхности конуса с радиусом $r=a_2 \text{ctg} \psi$ и высотой a_2 .

$$\text{Тогда } F_6 = 2\ell_\delta a_2 \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi} + \frac{1}{2} \pi a_2^2 \cdot \text{ctg} \psi.$$

Общая площадь скалывания равна

$$F_{cm} = \frac{a_2 \epsilon_\delta}{\sin \psi} + 2\ell_\delta a_2 \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi} + \frac{\pi a_2^2 \text{ctg} \psi}{2} = a_2 \left(\frac{\epsilon_\delta}{\sin \psi} + 2\ell_\delta \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi} + \frac{\pi a_2 \text{ctg} \psi}{2} \right). \quad (3)$$

Сила тяжести стружки, находящейся на поверхности долота, определяется

$$G_{cm} = V_{cm} q,$$

где V_{cm} – объем стружки, м^3 ; q – удельный вес стружки, Н/м^3 .

Объем стружки определяем как объем призмы, размеры которой следующие:

- высота равна длине рабочей поверхности долота ℓ_δ ;
- стороны основания равны ϵ_δ и $\epsilon_\delta + 2a_2 \text{ctg} \psi$;
- площадь основания $a_2(\epsilon_\delta + a_2 \text{ctg} \psi)$.

Тогда $V_{cm} = a_2 \ell_\delta (\epsilon_\delta + a_2 \text{ctg} \psi)$, а сила тяжести $G_{cm} = a_2 \ell_\delta \rho (\epsilon_\delta + a_2 \text{ctg} \psi)$.

Подставляя в (2), определяем горизонтальную $P_{x\text{дол}}$ и вертикальную $P_{z\text{дол}}$ составляющие тягового сопротивления долота:

$$\begin{aligned} P_{x\text{дол}} &= \left[a_2 [\tau]_{\text{омп}} \cdot \left(\frac{\epsilon_\delta}{\sin \psi} + 2\ell_\delta \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi} + \frac{\pi a_2 \text{ctg} \psi}{2} \right) + f_{mp} a_2 \ell_\delta \rho (\epsilon_\delta + a_2 \text{ctg} \psi) \right] \sin(\alpha_\delta + \varphi_{mp}), \\ P_{z\text{дол}} &= \left[a_2 [\tau]_{\text{омп}} \cdot \left(\frac{\epsilon_\delta}{\sin \psi} + 2\ell_\delta \sqrt{1 - \text{ctg}^2 \psi} + \frac{\pi a_2 \text{ctg} \psi}{2} \right) + f_{mp} a_2 \ell_\delta \rho (\epsilon_\delta + a_2 \text{ctg} \psi) \right] \cos(\alpha_\delta + \varphi_{mp}). \end{aligned} \quad (4)$$

Для определения тягового сопротивления крыльев принимаем следующие допущения:

- крылья работают в условиях частично разрыхленной почвы;
- физико-механические свойства почвы однородны;
- тяговое сопротивление обоих крыльев равны.

При движении крыльев на их рабочей поверхности возникают нормальные усилия N_1 , N_2 и силы трения F_1 , F_2 . Для определения составляющих общего тягового сопротивления крыльев проектируем эти силы на оси X и Z :

$$P_{кр}^x = N_1 \cos \alpha_{кр} + N_2 \cos \alpha_{кр} + F_1 \cos \alpha_{кр} + F_2 \cos \alpha_{кр},$$

$$P_{кр}^z = N_1 \sin \alpha_{кр} + N_2 \sin \alpha_{кр} + F_1 \sin \alpha_{кр} + F_2 \sin \alpha_{кр}.$$

Учитывая $F=F_1=F_2$, $N=N_1=N_2$ и $F=N \text{tg} \varphi_{mp}$, запишем

$$P_{кр}^x = 2N \cos \alpha_{кр} + 2F \cos \alpha_{кр} = 2N \cos \alpha_{кр} (1 + \text{tg} \varphi_{mp}),$$

$$P_{кр}^z = 2N \sin \alpha_{кр} + 2F \sin \alpha_{кр} = 2N \sin \alpha_{кр} (1 + \text{tg} \varphi_{mp}).$$

Нормальное давление на поверхности крыльев определяем как давление силы тяжести почвы, находящейся на поверхности крыла, т.е.

$$N = G = V_{II} \rho = a_2 \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho,$$

где ρ – удельный вес почвы, Н/м³; $\ell_{кр}$ – длина рабочей поверхности крыла, м; $\epsilon_{кр}$ – ширина захвата крыла, м; a_2 – глубина установки крыла, м.

Тогда составляющие тягового сопротивления крыльев определяются следующим образом:

$$P_{кр}^x = 2a_2 \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho \cos \alpha_{кр} (1 + \operatorname{tg} \varphi_{mp}),$$

$$P_{кр}^z = 2a_2 \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho \sin \alpha_{кр} (1 + \operatorname{tg} \varphi_{mp}).$$

Таким образом, составляющие общего тягового сопротивления одного рыхлителя определяются по формулам:

$$P_x = P_{дол}^x + P_{кр}^x = \left[a_2 [\tau]_{отр} \cdot \left(\frac{\epsilon_{\delta}}{\sin \psi} + 2\ell_{\delta} \sqrt{1 - \operatorname{ctg}^2 \psi} + \frac{1}{2} \pi a_2 \cdot \operatorname{ctg} \psi \right) + f_{mp} a_2 \ell_{\delta} \rho (\epsilon_{\delta} + a_2 \operatorname{ctg} \psi) \right] \times \\ \times \sin(\alpha_{\delta} + \varphi_{mp}) + [2a_{кр} \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho \cos \alpha_{кр} (1 + \operatorname{tg} \varphi_{mp})] \cdot \sin(\alpha_{кр} + \varphi_{mp})$$

$$P_x = P_{дол}^z + P_{кр}^z = \left[a_2 [\tau]_{отр} \cdot \left(\frac{\epsilon_{\delta}}{\sin \psi} + 2\ell_{\delta} \sqrt{1 - \operatorname{ctg}^2 \psi} + \frac{1}{2} \pi a_2 \cdot \operatorname{ctg} \psi \right) + f_{mp} a_2 \ell_{\delta} \rho (\epsilon_{\delta} + a_2 \operatorname{ctg} \psi) \right] \times \quad (5) \\ \times \cos(\alpha_{\delta} + \varphi_{mp}) + [2a_{кр} \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho \cos \alpha_{кр} (1 + \operatorname{tg} \varphi_{mp})] \cdot \cos(\alpha_{кр} + \varphi_{mp}) \cdot \cos(\alpha_{\delta} + \varphi_{mp}) + \\ + [2a_{кр} \epsilon_{кр} \ell_{кр} \rho \cos \alpha_{кр} (1 + \operatorname{tg} \varphi_{mp})] \cdot \cos(\alpha_{кр} + \varphi_{mp}).$$

Анализ полученных формул приведен на рис. 3.

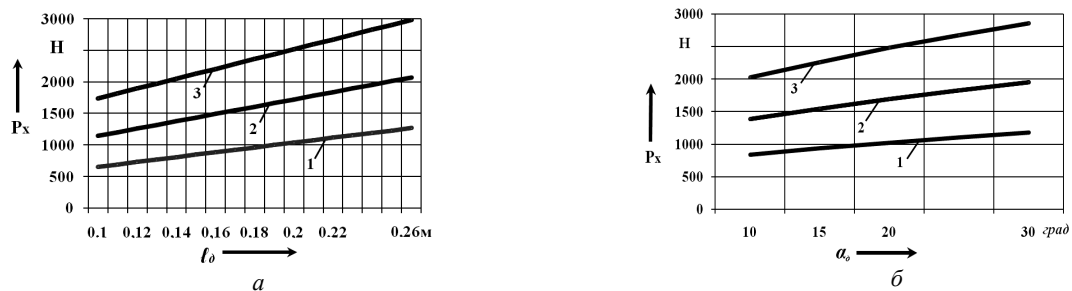


Рис. 3. Зависимость тягового сопротивления рабочего органа P_x от длины рабочей поверхности ℓ_{δ} (а) и от угла крошения α_{δ} долота (б): 1 – $a_2=0.1$ м; 2 – $a_2=0.15$ м; 3 – $a_2=0.2$ м

Из расчетных данных видно, что при ℓ_{δ} , равной 0.1 м, $a_2=0.1$ м, значение P_x составляет 579.57 Н. С увеличением ℓ_{δ} до 0.2 м этот показатель увеличивается на 37.3 % и составляет 924.37 Н (см. рис. 3, а). Это можно объяснить тем, что увеличение ℓ_{δ} приводит к увеличению поверхности трения и объема почвы на рабочей поверхности долота.

Характер изменения P_x при увеличении угла крошения α_{δ} от 10° до 30° имеет такую же тенденцию. Например, при $a_2=0.2$ м, $\alpha_{\delta}=10^\circ$ $P_x=2026.3$ Н, а при $a_2=0.2$ м, $\alpha_{\delta}=30^\circ$ уже $P_x=2855.02$ Н, т.е. увеличивается на 140 %.

Таким образом, полученные формулы позволяют определить закономерности изменения тягового сопротивления данного типа рабочего органа в зависимости от конструктивных параметров (ϵ_{δ} , ℓ_{δ} , $a_{кр}$, $\epsilon_{кр}$, $\ell_{кр}$, α_{δ}), режима работы (a_1 , V_{II}) и свойств почвы ($[\tau]_{отр}$, ψ , f_{mp} , ρ).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Листопад Г.Е. и др. Расчет тягового сопротивления почвоуглубителя с наклонной стойкой // Техника в сельском хозяйстве. 1991. № 6.
- [2] Синеоков Г.Н., Панов И.М. Теория и расчет почвообрабатывающих машин. М.: Машиностроение, 1977. – 328 с.

И.Т. Эргашев, Ё.И. Исломов, Б.Р. Таштемиров. Тупроқни юмшатувчи ишчи орган тортиш қаршилигини ўрганиш

Мақолада чўл ҳудудлари яйловларини яхшилашда тупроққа ишлов бериш учун қўлланиладиган комбинацияланган ишчи орган тортиш қаршилигини аниқлаш формуласи олинган ва ишчи орган параметрларининг таъсир этиши қонуниятлари ўрганилган.

I.T. Ergashev, Y.I. Islomov, B.R. Tashtemirov. Study of the draft forces of working body for loosening of soil

In the article, an analytical formula for determining the draft forces of working body for strip tillage of soil with combined working organ, is stated. The regularities of the draft forces of working body changes depending on the parameters are given.

УДК 539.3

Ш.С. ЮДАШЕВ, М.У. КАРАБАЕВА

ЗАЩИТА ЗДАНИЙ ОТ ВИБРАЦИЙ, ВОЗНИКАЮЩИХ ПРИ ДВИЖЕНИИ ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОГО ТРАНСПОРТА, С ПОМОЩЬЮ ЭКРАНОВ

Среди достаточно большого количества вредных и опасных факторов, воздействующих на человека, имеются такие, с которыми он сталкивается ежедневно. К таким факторам относится вибрация. Эксплуатация современных машин и оборудования сопровождается значительным уровнем вибрации. Источниками вибрации в жилых и общественных зданиях являются инженерное и санитарно-техническое оборудование, а также промышленные установки и транспорт (метрополитен мелкого заложения, тяжелые грузовые автомобили, железнодорожные поезда, трамваи), создающие при работе большие динамические нагрузки, которые вызывают распространение вибрации в грунте и строительных конструкциях зданий. Вибрации часто являются также причиной возникновения шума в помещениях зданий. Так как с вибрацией мы встречаемся на рабочих местах в производственных помещениях, на транспорте (автомобили, электрички, метро и пр.), в быту, необходимо представлять особенности ее вредного воздействия на организм человека, методы и средства защиты от нее.

С точки зрения безопасности труда виброакустические факторы, и в частности вибрация, являются одним из наиболее распространенных вредных производственных факторов. Они занимают 2- и 3-е места среди всех профзаболеваний. В быту свыше 30% населения больших городов живут в условиях виброакустического дискомфорта. Поэтому требуется усиление экспертизы соответствующих разделов проектной документации на строительство и реконструкцию объектов в части проверки достаточности предусмотренных виброзащитных мероприятий и обеспечения соблюдения требований санитарных нормативов к допустимому вибрационному воздействию. В условиях городской среды интенсивным источником вибраций являются рельсовый городской и железнодорожный транспорт [1].

В процессе распространения вибрационных волн колебания грунта, как известно, происходят во времени по гармоническому закону. Задачу можно рассматривать в линейной постановке, так как амплитуда колебаний мала. Отметим, что длина поезда, т.е. участка путей, возбуждающего колебания грунта, достаточно протяженная. Это превышает длину обычных зданий, поэтому можно принять плоскую задачу теории упругости, т.е. колебания железнодорожного полотна по всей его длине происходят в одной фазе [2, 3]. Расчетную схему примем как на рис. 1 и 2 с учетом предположений, приведенных в [1].

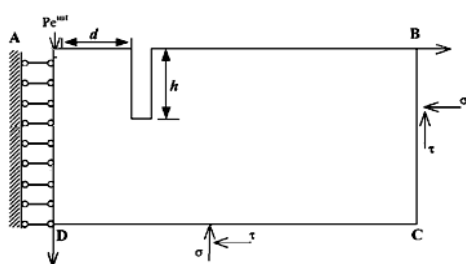


Рис. 1. Расчетная схема преграды типа А

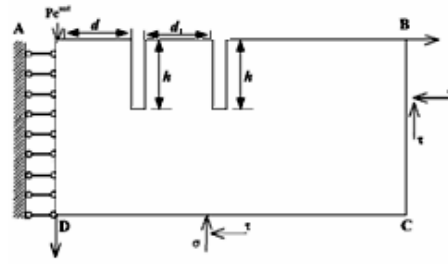


Рис. 2. Расчетная схема преграды типа В

Пассивная виброизоляция применяется для защиты людей, находящихся в зоне распространения вибрации.

Основными требованиями к виброзащитным системам являются сравнительно небольшие габаритные размеры, стабильность виброзащитных свойств, простота в изготовлении, надежность в эксплуатации и низкая стоимость. Упругие и демпфирующие характеристики виброзащитных систем не должны существенно зависеть от изменения окружающей температуры, условий среды, влажности и других факторов.

Для решения задачи применим метод конечных элементов (МКЭ). Применить его к бесконечным системам нельзя в связи с ограничением оперативной памяти ЭВМ. Экспериментальными наблюдениями доказано, что вибрации, возникающие от движения поездов, погаснут на расстоянии 50 м от пути. Пользуясь методикой, приведенной в [2, 3], учитывая симметричность задачи, можно выделить прямоугольный возбужденный участок около железнодорожного полотна (см. рис. 1, 2). Разбивая выделенную область на конечные элементы, напомним уравнение движения системы в матричной форме

$$[M]\{\ddot{u}(t)\} + [C]\{\dot{u}(t)\} + [K]\{u(t)\} = \{P(t)\} - [G]\{\dot{u}\}, \quad (1)$$

где $[M]$, $[C]$ и $[K]$ – соответственно матрица масс, демпфирования и жесткости; $\{u(t)\}$, $\{P(t)\}$ – векторы перемещения узлов и внешней нагрузки; $[G]$ – матрица, учитывающая вязкость границ, имитирующая излучения упругих волн на границе, т.е. [4]

$$\begin{Bmatrix} G(i-1, i-1) \\ G(i, i) \end{Bmatrix} = \begin{Bmatrix} V_P \\ V_S \end{Bmatrix} b \Delta l_i \rho_i. \quad (2)$$

Здесь b – толщина элемента; Δl_i – средний размер элемента около i -й граничной точки; ρ_i – плотность материала около i -й граничной точки.

При гармонической нагрузке с круговой частотой ω

$$[P(t)] = \{\bar{P}\} e^{i\omega t} \quad (3)$$

реакция системы равна

$$\{u(t)\} = \{\bar{u}\} e^{i\omega t}, \quad \{\dot{u}(t)\} = i\omega \{\bar{u}\} e^{i\omega t}, \quad \{\ddot{u}(t)\} = -\omega^2 \{\bar{u}\} e^{i\omega t}, \quad (4)$$

т.е. система тоже колеблется с круговой частотой ω , где $\{\bar{u}\}$ – вектор постоянных комплексных амплитуд перемещения системы.

После подстановки (3) и (4) в (1) уравнение движения системы становится независимым от времени и принимает форму системы комплексных алгебраических уравнений

$$[\bar{K}]\{\bar{u}\} = \{\bar{P}\}, \quad (5)$$

где $[\bar{K}]$ – модифицированная комплексная матрица жесткости, определяемая по формуле

$$[\bar{K}] = [K] + i\omega([C] + [G]) - \omega^2[M]. \quad (6)$$

Как известно, $\omega = 2\pi f$ (f – частота колебаний).

При правильной нумерации узлов и элементов матрица, формируемая с помощью известной процедуры О. Зенкевича, будет иметь ленточный вид, так как матрицы масс, жесткости и демпфирования системы симметричны, ленточные.

Благодаря возможности использования комплексной переменной на трансляционном языке ФОРТРАН, решение уравнения (5) выполняется без процедуры разделения на действительные и мнимые части.

После решения уравнения (5) методом исключения Гаусса определяется комплексный вектор постоянных амплитуд системы

$$[\bar{u}] = \{\bar{u}_1, \bar{u}_2, \bar{u}_3, \dots, \bar{u}_N\}. \quad (7)$$

Здесь N – число степеней свободы дискретизированной области ($ABCD$). Действительный вектор колебания определяется по формуле

$$\{u(t)\} = \text{Re}\{\bar{u}\} e^{i\omega t} \quad \text{или} \quad \{u(t)\} = \text{Re}\{\bar{u}\} \cos \omega t - \text{Im}\{\bar{u}\} \sin \omega t.$$

Алгоритм и программа расчета проверены путем решения известных задач и сравнением результата с экспериментальными данными, приведенными в работе [3].

Решение задачи методом конечных элементов о снижении колебаний, распространяющихся в грунтах от железнодорожного полотна, с помощью виброзащитных систем типа экранов трудности не представляет. Для этого при формировании матрицы жесткости и массы необходимо приравнять к нулю параметров элемента, находящихся там, где предполагается щель.

Предположим, что на пути распространения волн на 8 м от железнодорожного полотна вырыта траншея шириной 1 м и глубиной 7 м (см. рис. 1), и вторая задача, где траншея находится в 5 и 8 м от железнодорожного полотна, ширина и глубина тех же размеров. Результаты, полученные с учетом этих траншей, показаны на рис. 3, 4.

Для сравнения даны изменения модуля амплитуды на поверхности грунта пунктирными линиями, полученными с учетом одной траншеи, точками – полученными с учетом двух траншей, а непрерывными – без учета траншей [2].

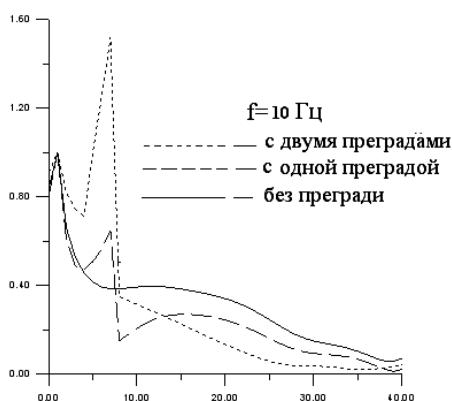


Рис. 3. Влияние преграды на огибающую амплитуду колебаний точек поверхности грунта при $f=10$ Гц

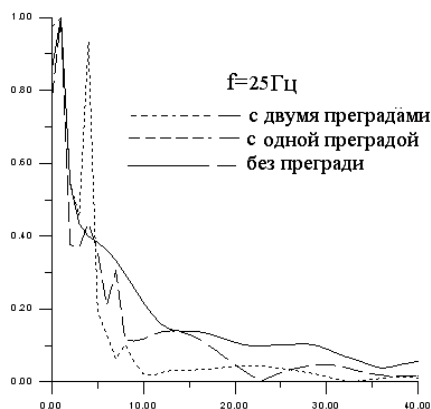


Рис. 4. Влияние преграды на огибающую амплитуду колебаний точек поверхности грунта при $f=25$ Гц

При частоте $f=10$ Гц, на расстоянии 10 м от оси полотна, при учете преграды типа *A* происходит снижение амплитуды на 47 %, 20 м – 29 %, 30 м – 38 % быстрее, чем без учета экрана.

В этой частоте при учете преграды типа *B* на расстоянии 10 м от оси полотна вибрационных волн становится меньше на 20 %, 20 м – на 61 %, 30 м – на 76 %.

На рис.4 показано изменение огибающих амплитуд по координате при частоте $f=25$ Гц. Сравнение модулей амплитуд, полученных с учетом преграды и без учета ее, показывает, что после преграды с учетом преграды типа *A* амплитуда снижается в 2.29 раза, а с учетом преграды типа *B* – в 4.7 раза, но постепенно эта разница уменьшается. Перед траншеей наблюдается увеличение амплитуды по сравнению с полученной без учета траншеи. Уменьшение амплитуды с преградой типа *A* на расстоянии 10 м составляет 46 %, 20 м – 56 %, 30 м – 48 % соответственно.

При учете преграды типа *B* уменьшение амплитуды на расстоянии 10 м составляет 90 %, 20 м – 61 %, 30 м – 84 % соответственно.

Исследования показывают, что расстояние между осью полотна и траншеей оказывает большое влияние на снижение уровня вибрации. Многочисленные численные эксперименты свидетельствуют о том, что у траншеи большие способности по снижению уровня вибрации. С увеличением расстояния от преграды влияние ее уменьшается. Поэтому рекомендуется возводить ее ближе к защищаемому объекту.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Lysmer J., Kyhlemeyer L. Finite Dynamik Model for Infinite Media // Jour Engineering Mechanics Division, ASCE, August 1969. Vol. 95. No EM 4. P. 859 – 887.
- [2] Ильичев В.А., Юлдашев Ш.С., Саидов С.М. Исследование распространения вибрации при прохождении поездов в зависимости от расположения железнодорожного полотна // Основания, фундаменты и механика грунтов М., 1999. № 2.

- [3] Юлдашев Ш.С., Маткаримов П.Ж. Распространение вибраций в грунтах от транспортных средств и виброзащитные системы. Ташкент: Фан ва технологиялар маркази, 2014. – 188 с.
- [4] Борисов Е.К., Алимов С.Г., Усов А.Г. и др. Экспериментальная динамика сооружений. Мониторинг транспортной вибрации. Петропавловск-Камчатский: КамчатГТУ, 2007. – 128 с.

Наманганский инженерно-педагогический институт

Дата поступления
19.06.2017

Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Биноларни темир йўл транспорти ҳаракатида ҳосил бўладиган тебранишлардан экранлар ёрдамида ҳимоялаш

Мақолада темир йўл поезд ҳаракатида ҳосил бўладиган вибрацияларнинг тарқалиш масаласи кўрилган. Масала эластиклик назариясининг текис масаласига келтирилиб, чекли элементлар усули билан ечилган. Турли частоталарда тебранишларни грунтда тарқалиш даражасини камайтириш учун виброҳимоя экранлари назарий жиҳатдан қўлланилиб, уларнинг самарадорлиги ўрганилган.

Sh.S. Yuldashev, M.U. Karabaeva. Protection of buildings from vibration, springing from railway transport flow with the help of screen

The article formed 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.

УДК 677.4:677.017

Н.Б. ЮСУПОВА, Г. АБДИЕВА, С.А. ХАМРАЕВА, З.Ф. ВАЛИЕВА

МЕТОД РАСЧЁТА ДЛИНЫ РАСПРЯМЛЕННОЙ НИТИ, ВЫНУТОЙ ИЗ ТКНИ

Определение уработки измерения длины нити, извлеченной из ткани, осуществляется инструментальным способом путем распрямления и растяжения нити на динамометре. Это измерение может быть произведено по методам, предложенным А.Н. Соловьевым [1] Э.А. Ониковым [2]. Метод определения длины нити, вынута из ткани, предложенный Э.А.Ониковым, дает более точные результаты. Здесь при включении динамометра в работу одновременно снимается диаграмма изменения длины нити как функция изменения растягивающей силы. На рис. 1 показана копия диаграммы, полученной при таком методе. Здесь ab – участок, соответствующий распрямлению нити без усилия; ac – полное приращение длины нити как от распрямления, так и от растяжения; ec – приращение длины только от растяжения нити; ae – приращение длины только от распрямления нити; bk – участок приращения длины одновременно и от распрямления, и от растяжения.

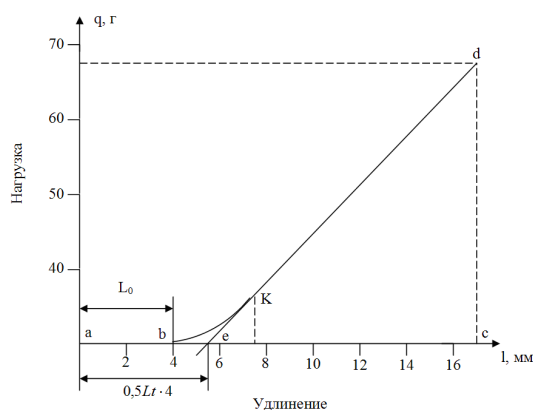


Рис. 1. Диаграмма распрямления и растяжения нити, вынута из ткани

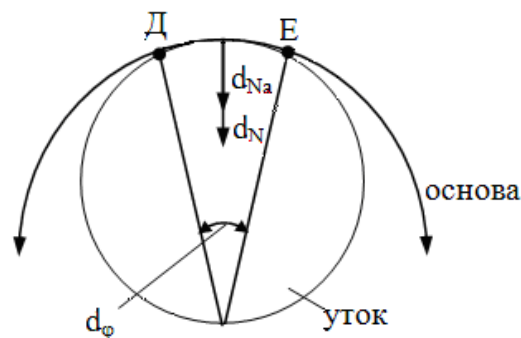


Рис. 2. Разрез ткани

Длина нити, вынута из ткани, будет равна сумме длины ткани $L=200$ мм плюс участок ae .

Длина распрямления нити, вынута из ткани, зависит от высоты волн изгиба нитей в ткани и от коэффициента смятия (K) [3] (таблица).

Результаты испытаний ткани полотняного переплетения

№ п/п	Наименование	Показатели ткани
1.	Плотность нитей на 1 см ткани:	
	- по основе, P_o	27.3
	- по утку, P_y	19.7
2.	Линейная плотность нитей, текс:	
	- по основе, T_o	29
	- по утку, T_y	25
3.	Высота волн изгиба нитей, мм:	
	- по основе, h_o	0.126
	- по утку, h_y	0.212
4.	Разрывная нагрузка, Н:	
	- по основе	247
	- по утку	124
5.	Разрывное удлинение, %	
	- по основе	16.74
	- по утку	21.25
6.	Коэффициент смятия, К	0.841

Ткань имеет весьма сложную структуру. Когда нить одной системы вынимается из ткани, то влияет сила трения другой системы. Поэтому, согласно закону Б.В. Дерягина [3], для элементарного участка нити DE (рис. 2) сила трения выражается уравнением

$$dF = \mu(dN + dNa),$$

где dF – элементарная сила трения, Н; dN – элементарная сила нормального давления, Н; dNa – элементарная молекулярная сила сцепления, Н; μ – коэффициент трения.

Элементарная сила нормального давления для этого же участка нити

$$dN = Td\varphi,$$

где $d\varphi$ – элементарный угол обхвата, рад; T – натяжение.

Элементарную нормальную молекулярную силу сцепления dNa можно выразить следующим образом:

$$dNa = q_0 ds,$$

где q_0 – удельная сила сцепления основы, Н/мм²; ds – элементарная фактическая площадь контакта, мм или

$$dNa = q_0 a R d\varphi,$$

где a – условная ширина контакта, мм; R – радиус нити утка, мм; $d\varphi$ – элементарный угол обхвата, рад.

Поскольку волнистость нити полукруглая, можно принять её форму, соответствующую представленной на рис. 3.

Допустим, что волнистость равномерна. Рассмотрим зависимость геометрических параметров волн нити, вынутой из ткани, для полотняного переплетения (%)

$$a = \frac{L_n - L_t}{L_n} \cdot 100, \quad (1)$$

где L_n – длина распрямленной нити, мм; L_t – длина отрезка ткани, мм.

Часть волнистости нити $BC=0.5L_n$, а проекция BC на ось $B'C$ равняется $0.5 \cdot L_t = \frac{a \cdot l}{4}$. Из рис. 2 можно выразить, что

$$0.5 \cdot L_t = 0.5 \cdot L_0 \cdot \cos \beta . \quad (2)$$

Подставляя значение L_t , выраженное через $L_n \cos \alpha$, в выражение (1), получим

$$a = \frac{L_n - L_n \cdot \cos \beta}{L_n} \cdot 100 = (1 - \cos \alpha) \cdot 100 . \quad (3)$$

Обозначим $0.5 L_n$ через “ Q ”.

Волнистость может также характеризоваться числом волн. Выразим величину “ Q ” (см. рис. 3) через волнистость и число волн

$$Q = \frac{10 \cdot \left(1 + \frac{a}{100}\right)}{n} , \quad (4)$$

где n – число волн при $L_{\text{зажим}} = 200$ мм; a – волнистость (уработка), %.

Подставляя значение волнистости из уравнения (3) в уравнение (4), получим

$$Q = \frac{10 \cdot (2 - \cos \beta)}{n} . \quad (5)$$

Рассмотрим процесс распрямления волн под действием нагрузки P (см. рис. 3). Расположим силу P на составляющие P_n и P_t . Сила $P_n = P \cos \beta$, а $P_t = P \sin \beta$.

Начальный угол наклона ветви волн изгиба к оси можно определить из уравнения (3), решая его относительно $\cos \beta$:

$$\cos \beta = 1 - \frac{L_0}{100} ,$$

где L_0 – начальная длина распрямления волнистости нити, %.

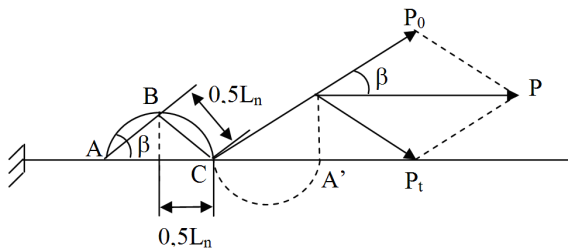


Рис. 3. Форма волнистости нити, вынудой из ткани

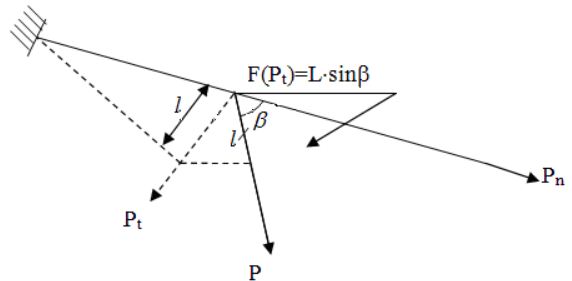


Рис. 4. Проекция стрелы прогиба

Распрямление волны изгиба нити происходит под действием нагрузок. Распрямление волнистости нити проведено на приборе, в результате чего получены значения распрямляющих нагрузок в мгс, при напряжениях $G = 0.1$ кгс/мм². Напишем в общем виде уравнение деформации волнистой нити под действием распрямляющей нагрузок P .

$$F = F_{(P_n)} + F_{(P_t)} , \quad (6)$$

где $F_{(P_n)}$ – удлинение нити под действием силы нормальной к сечению нити, мм; $F_{(P_t)}$ – удлинение нити под действием тангенциальной составляющей силы P , мм.

В соответствии с общей теорией сопротивления материалов удлинение нити равно

$$\Delta L = \frac{P_n \cdot L}{E \cdot S} \quad (7)$$

где E – модуль жесткости при растяжении, кгс/мм²; P_n – растягивающая нагрузка, мгс; L – длина образца (в данном случае $L = Q$), мм; S – площадь поперечного сечения нити, мм².

Из рис. 3, где показан элемент волны “Q”, видно, что под действием силы P_t происходит прогиб элемента и стрела прогиба равна

$$l = \frac{P_t \cdot Q^3}{3 \cdot E \cdot I} \quad (8)$$

где P_t – тангенциальная составляющая силы P , мкс; Q – длина элемента волн нити, мм; E – модуль жесткости при растяжении, кгс/мм²; I – момент инерции поперечного сечения нити, см⁴.

Из рис. 4 также видно, что проекция стрелы прогиба на условную продольную ось волны изгиба нити AA' (см. рис. 3) равна по существу удлинению нити под действием силы P_t

$$F_{(P_t)} = l \cdot \cos(90 - \beta) = l \cdot \sin \beta. \quad (9)$$

Подставляя в формулу (6) значения $F_{(P_n)}$ и $F_{(P_t)}$ из уравнения (7) и (8), получим

$$F = \frac{n \cdot P \cdot Q \cdot \cos \beta}{S \cdot E} + \frac{n \cdot P \cdot Q^3 \cdot \sin^2 \beta}{3 \cdot E \cdot I}. \quad (10)$$

Анализ выражения (10) показывает, что первая часть уравнения выражает зависимость удлинения образца под действием нагрузки, нормальной поперечному сечению нити, при используемых нагрузках (5 – 30 мкс) она ничтожно мала и ею можно пренебречь. Вторая часть уравнения определяет зависимость удлинения образца от распрямления волнистой нити под действием тангенциальной составляющей действующей нагрузки.

Анализ динамики распрямления волн нитей х/б 29.4 текс показывает, что распрямленному состоянию нити теоретически соответствует степень волнистости 5.6 %, следовательно, область определения значений удлинения образца ограничивается углом $\alpha > 30^\circ$.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Соловьев А. Н. Определение уработки нитей основы и утка на динамометре РМ-3 // Сб. науч. трудов МТИ. М., 1984. С. 67 – 69.
- [2] Оников Э. А. Способ определения длины нити, вынутой из ткани // Сб. науч. тр. М.: ЦНИХБИ, 1973. С. 32 – 34.
- [3] Юсупова Н. Б., Хамраева А., Оников Э. А. Выработка ткани с повышенным сроком службы путем увеличения её опорной поверхности // Проблемы текстиля. 2015. № 3. С. 70 – 77.

Ташкентский институт текстильной и легкой промышленности

Дата поступления
12.01.2017

Н.Б. Юсупова, Г. Абдиева, С.А. Хамраева, З.Ф. Валиева. Тўқимадан ажратиб олинган ипнинг текисланган узунлигини ҳисоблаш усули

Мақола тўқимада ипнинг қисқаришини аниқлашда, тўқимадан ажратиб олинган ипни текислаш ва чўзилишини аниқлаш учун ўтказилган тадқиқотга бағишланган. Ипни текислаш ёки чўзиш, тўқимадан тортиб олинган ипнинг тўлқин баландлигига боғлиқлигини аниқлашда геометрик омиллар орқали ёндошилган. Ипнинг тўлқин баландлигини текислаш динамикасининг таҳлили, ўтказилган тадқиқотда муаммонинг ечимини топиш учун асос бўлган.

N.B. Yusupova, G. Abdieva, S.A. Hamraeva, Z.F. Valieva. Method of determination of the length of threaded thread dedicated from fabrics

Article is devoted to the research of determining contraction in the length of the rope lath while formation. During this research leveling the yarn or determining taking into account elongation of the yarn, was approached through geometric factors of the dependence of pulled out yarn from the tissue on the height of the wave. This research, carried out the analysis of leveling dynamics of wave height of yarn, was the solution to the problem.

**АНАЛИЗ ТЕХНОЛОГИИ ВОССТАНОВЛЕНИЯ ШТАМПОВОЙ ОСНАСТКИ
ЭЛЕКТРОДУГОВОЙ НАПЛАВКОЙ**

Повышение конкурентоспособности современного машиностроения невозможно без создания новых и совершенствования действующих технологических процессов, позволяющих экономить материальные ресурсы, снижать энергозатраты и повышать производительность труда, точность и долговечность обрабатываемых деталей. Анализ действующих технологий штамповки различных деталей из листового металла показывает, что до 80 % их цены составляет стоимость металла. Поэтому разработка и внедрение новых металлосберегающих процессов, направленных на уменьшение расхода материала, является одним из радикальных путей снижения себестоимости штампованных деталей и трудоемкости изготовления при обеспечении показателей качества в условиях работы с использованием универсального оборудования и упрощенной технологической оснастки. Известно, что в вырубных и дыропробивных штампах износ пуансонов и матриц выражается в затуплении их режущих кромок, что устраняется переточкой рабочей части. При нормальном износе переточкой снимается слой металла, равный 0.1 – 0.15 мм. Поэтому штамп может выдержать 15 – 25 переточек до полного износа матрицы или пуансона. Пуансон после первого износа можно не выбрасывать, а переделать с одного типа или размера на другой, тогда расход металла на изготовление пуансонов сократится.

Электродуговая наплавка штамповой оснастки эффективна благодаря более низкой цене по сравнению с покупкой новой оснастки. Штампы при работе испытывают удары, высокое удельное давление, износ истиранием, которые приводят к образованию трещин, задиров и рисок, потере геометрии рабочих поверхностей деталей. При выборе наплавочного материала применительно к ремонту штампов нужно учитывать комплекс свойств в зависимости от условий контакта с металлом [1].

В связи с этим для восстановления рабочих деталей штампов, изготовленных из сталей марок У8А, У10А, У12А, применяют электрод, выполненный из малоуглеродистой проволоки, покрытой специальной обмазкой, состоящей из 49 % феррохрома, 2 % черного графита, 16 % плавикового шпата, 11 % титанового концентрата и 22 % мела. К общему количеству сухой смеси обмазки добавляют 25 – 30 % жидкого стекла концентрацией 1.33 – 1.34 %. Обмазку наносят окунанием и сушат детали на воздухе 12 – 15 ч, а затем 1.5 ч закаляют в печи при температуре 180 – 200⁰С. При диаметре стержня 3 мм толщина покрытия на сторону составляет 2 мм; применяют силу тока от 80 – 100 А [2].

Наплавка штампов применяется для повышения износостойкости новых, обычно крупногабаритных штампов, и восстановления изношенных. При изготовлении новых наплавленных деталей в качестве заготовок под наплавку используют сталь марки 45. Наплавка выполняется электродами марок ЭН-60М и ОЗН-1.

Технология изготовления электронаплавных матриц следующая:

- изготовление заготовок под наплавку;
- подогрев заготовок диаметром более 100 мм перед наплавкой электродом ЭН-60М – до 350 – 400⁰С, а перед наплавкой электродом ОЗН-1 – до 500 – 600⁰С[2];
- наплавка электродом вручную;
- отпуск наплавленной заготовки;
- механическая и слесарная обработка;
- закалка и отпуск;
- доводка детали.

На отечественных предприятиях широко практикуется восстановление изношенных штампов путем наплавки их рабочих поверхностей специальными электродами. Наиболее распространённые электроды для наплавки штампов 1 категории (температура рабочей поверхности 400 – 450⁰С) следующие: ОЗШ-1; ОЗШ-1В; ЦН-4 и ЦШ-2 [3].

Металл, наплавленный этими электродами, в исходном состоянии имеет весьма небольшую твердость HRC 35 – 50 и, следовательно, не может эффективно сопротивляться нагрузкам, возникающим при трении. Нитроцементация этих наплавов в предложенной насыщающей пасте позволяет значительно повысить твердость наплавленных покрытий. Химический состав и твердость металла, наплавленного различными электродами, представлены в табл. 1.

Таблица 1

Химический состав и твердость металла после наплавки

Марка электрода	Химический состав масс, %					Сталь, соответствующая наплавленному металлу	Твердость после наплавки HRC
	C	Cr	Mn	Si	прочие		
ОЗШ-1	0.18	1.0	1.0	1.2	0.8 M _o	20ХГСМ	34 – 40
ОЗШ-1В	0.16	1.1	1.5	1.2	0.8 M _o	15ХГ2СМ	32 – 37
ЦШ-2	0.45	1.0	2.0	0.2	-	45ХГ2	37 – 40
ЦН-4	0.32	-	6.0	0.3	-	30Г6	45 – 50

В последнее время авторами [4] опубликованы материалы и технологии для восстановительной и упрочняющей наплавки как изношенных деталей и штампов (5ХГМ, 5ХНВ, 5ХНМ, 7ХЗ, У10А и др.), так и новых, изготовленных из инструментальных и конструкционных марок сталей (сталь 45, ст5 и др). Предприятием ООО “ТМ ВЕЛТЕК” разработаны порошковые проволоки ВЕЛТЕК-Н460.01, ВЕЛТЕК-Н460.04, ВЕЛТЕК-Н460.05 взамен электродов ЦШ-1(30В8ХЗ) Ш-1, Ш-16, ЦН-4(35Г6), ЦН-5, НЖ-2, НЖ-3 (ГОСТ10051-62).

Система легирования порошковых проволок основана на оптимизации легирования наплавленного металла углеродом, кремнием, марганцем, никелем, хромом, молибденом, ванадием, вольфрамом, титаном, благодаря чему обеспечивается получение в наплавленном металле низкоуглеродистой мартенситной матрицы, упрочненной дисперсными карбидами и интерметаллидами.

Наплавленный металл порошковых проволок ВЕЛТЕК-Н460.01 (HRC 38 – 45) в условиях эксплуатации штампов холодного и горячего деформирования металлов удовлетворительно сопротивляется высокому давлению и ударам. Подлежащие наплавке штампы подвергались отжигу, дефектные листы расчищали, трещины удаляли фрезерованием и снимали в ручьях фаски для наплавки. Все фаски и канавки после обработки любым способом имели закругления с радиусом не ниже $R=3$ мм. Угол развала выборки трещин не менее 40° , а ширина дна – не менее 9 мм. Подготовленные для наплавки штампы предварительно нагревали до 350 – 400 °С, чтобы избежать появления трещин от нагрева. Штампы, требующие обработки рабочих поверхностей режущим инструментом, сразу после наплавки подвергали отжигу (900 °С в течение 2 ч, охлаждение с печью). После отжига проводили механическую обработку штампов и последующую их закалку и отпуск. Применение порошковой проволоки позволяет повысить эффективность наплавочных работ более чем в 1.5 раза.

Анализ технологии восстановления штамповой оснастки свидетельствует о возможности развития технологии восстановления штамповой оснастки с целью повышения долговечности работы на заводах Узбекистана.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Абралов М.А. и др. Конспект лекций по «Технологии и оборудованию сварки плавлением». Ташкент, 2014. – 470 с.
- [2] Никитенко В.А., Курганова Ю.А. Штампы листовой штамповки. Технология изготовления штамповой оснастки. Ульяновск, 2010. – 68 с.
- [3] Трусова Е.Б., Костин Н.А. Твердость и внутренние напряжения в нитроцементованных слоях наплавленного металла штамповых сталей // Металлургия машиностроения. 2011. № 6. С. 44 – 49.
- [4] Соломка Е.А., Лобанов А.И., Орлов Л.Н., Голякевич А.А., Хилько А.В. Восстановительная и упрочняющая наплавка деталей штампового оборудования // Автоматическая сварка. 2014. № 6 – 7.

Ш.Т. Хамитов, А.Т. Йулдашев, Н.С. Дуняшин. Штамп жиҳозларини қайта таъмирлаида электр ёйида эритиб қоплаш технологиясини таҳлили

Мақолада штамп жиҳозларини қайта таъмирлаида қўлланиладиган пайвандловчи материалларни штампни узоқ муддат ишлашини таъминлаишга нисбатан таҳлили келтирилган

Sh. Hamitov, A. T Yuldashev, N. S. Dunyashin. Analysis of technology of restoration of the shtampovy equipment arc naplavka

Technologists of restoration of the shtampovy equipment taking into account influence of electrode naplavochny material on durability of work of a stamp are brought in article the analysis.

УДК 621.841

Х.С. САГДИЕВ, З.Р. ТЕШАБОВ, В.А. ГАЛИАСКАРОВ, Х.О. ШЕРНИЁЗОВ, Б.Н. МИРЗАКОБИЛОВ

ИНСТРУМЕНТАЛЬНО-РАСЧЕТНАЯ ОЦЕНКА СЕЙСМОСТОЙКОСТИ ЗДАНИЯ НА СЕЙСМОИЗОЛИРУЮЩИХ ОПОРАХ

В соответствии с современными требованиями и уровнем мировых научных достижений экспериментальные исследования прочности конструкций и сейсмостойкости сооружений проводятся в современных лабораториях, оснащенных высокоскоростными сейсмоплатформами, испытательным оборудованием, измерительными комплексами, записывающими станциями и т.п. В состав каждой системы входит универсальный программный пакет, служащий для управления испытанием, сбора и обработки данных, а также их отображения с использованием удобного графического интерфейса пользователя.

Ведущие компании развитых государств предлагают широкий выбор лабораторного, полевого испытательного оборудования и программного обеспечения, предназначенного как для модернизации имеющихся установок, так и для создания новых систем с компьютерным управлением. Они производят полную линейку электромеханических, пневматических и гидравлических испытательных систем, управляемых при помощи компьютера. Имеются возможности статического и динамического нагружения грунта, скальной породы и строительных материалов. К более совершенным системам относится оборудование для испытания образцов в виде пустотелых цилиндров, исследования прямого сдвига и многоосного нагружения.

Согласно результатам поисковых исследований, как правило, общая стоимость таких лабораторий на первой стадии инвестиций оценивается в сумме около двух млн. долл. США. В связи с этим одной из основных задач проекта ФА-А14-Ф021 «Совершенствование методики экспериментальных исследований сейсмостойкости сооружений путем модернизации лабораторно-экспериментального оборудования и определение закономерностей деформирования конструкции при действии статических и динамических нагрузок» является модернизация имеющегося в Институте сейсмостойкости сооружений АН РУз лабораторного оборудования и измерительного комплекса [1], что обеспечит частичное замещение импортного дорогостоящего оборудования и приборов.

В рамках данного проекта произведена модернизация гидравлических испытательных машин ПММ-125 и МУП-50, создающих статические и динамические нагрузки, на основе системы регистрации экспериментальных данных «датчик + усилитель + АЦП + ПК + ПО» [1]. Разработанная методика позволяет представлять результаты измерений в удобном виде и наблюдать на экране дисплея за процессами в ходе эксперимента, создавать базы данных и использовать их при моделировании различных процессов деформирования элементов конструкции. Проведены серии лабораторных экспериментов по исследованию физико-механических свойств и прочностных характеристик различных материалов и элементов конструкций (бетон, кирпича, дерева, деталей), специально подготовленных и готовых образцов для испытания.

Проведена также модернизация лабораторного тарировочного вибростенда на основе регистрирующей системы «датчик перемещения + усилители + АЦП + ПК + ПО» [1]. Для обеспечения устойчивой работы системы разработан дополнительный тензометрический усилитель, произведена тарировка датчика перемещения и получена формула для калибровки тензометрического канала при колебаниях вибростолика.

Разработана мобильная инженерно-сейсмометрическая станция для проведения лабораторных и натурно - полевых экспериментальных исследований колебания объекта при динамических процессах [1]. Определены технические характеристики мобильной инженерно-сейсмометрической станции и создана программа для регистрации сигналов сейсмометров одновременно во всех каналах. Проведено испытание сейсмометрических каналов мобильной инженерно-сейсмометрической станции на модернизированном вибростенде путем создания колебаний платформы, соответствующих колебаниям грунта при землетрясении интенсивностью 3 – 4 балла. Проведено испытание мобильной инженерно-сейсмометрической станции в полевых условиях при регистрации воздействия сейсмозрывных волн на здания и их грунтовые основания при взрывах в карьере [2].

Мобильная инженерно-сейсмометрическая станция позволяет проводить лабораторные и натурно - полевые экспериментальные исследования колебания объекта при динамических процессах, получать результаты инструментальных измерений с высокой точностью, представлять их в удобном для анализа виде (графиков, диаграмм, таблиц и др.), наблюдать на экране дисплея за процессами в ходе проведения экспериментов.

В 1970 – 1980 гг. в Институте механики и сейсмостойкости сооружений АН РУз разработаны теоретические основы и методика расчета зданий и сооружений с демпфирующими элементами, в частности, зданий на слоисто-эластомерных опорах [3]. Результаты проведенных теоретических исследований специалистами института показали возможность снижения сейсмических нагрузок на здания в два раза и более.

В 1996 – 1997 гг. был построен уникальный экспериментальный 9-этажный 36-квартирный жилой дом (Ташкент, м/р Госпитальный, д. №7э) на слоисто - эластомерных опорах (СЭО). За конструктивную основу экспериментального здания принята типовая блок-секция крупнопанельного 9-этажного жилого дома серии 148-014 СПИ/1.2.У.93, состоящая из 2-х частей с устройством осадочного шва [1]. Одна половина блок-секции – с фундаментом на слоисто-эластомерных опорах, а другая половина – на обычных фундаментах.

Блок-секция здания на СЭО в плане имеет размеры в осях 19.8 м × 10.8 м с одной внутренней продольной стеной [4]. Высота типового этажа – 3 м. Шаг стен в поперечном направлении – 5.4 м × 5.4 м, в продольном – 3.9 м × 3.0 м.

Цокольные панели заменены на монолитные конструкции, повторяющие шаг цокольных наружных и внутренних панелей. Цокольный этаж здания на СЭО имеет конструкцию, принципиально отличающуюся от обычных типовых зданий этой серии. Конструкция СЭО представляет цилиндр (рис. 1, а) и состоит из слоев металла и резины [4] определенной толщины. По краям расположены металлические фланцы, через которые осуществляются монтаж и транспортировка СЭО. Общее количество опор, установленных под здание для снижения сейсмического эффекта 65 шт. (рис. 1, б).

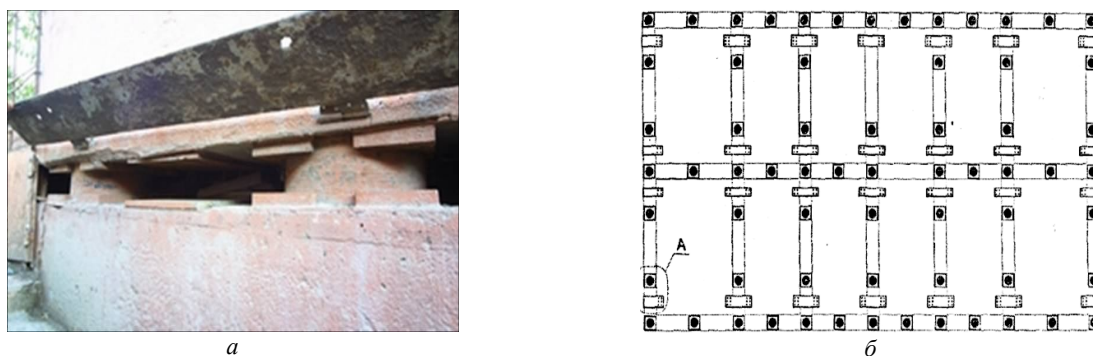


Рис. 1. Вид слоисто-эластомерных опор (а) и схема расположения СЭО (б)

Особенностью опор является их относительно высокая жесткость поперек слоев и низкая – в горизонтальном направлении. За счет значительно меньшей жесткости СЭО на сдвиг по сравнению с общей жесткостью типового этажа происходит снижение общей сейсмической нагрузки на здания при землетрясениях.

С помощью мобильной инженерно-сейсмометрической станции проводились серии инструментальных измерений микросейсмических колебаний здания на СЭО и на обычных традиционных фундаментах по методике цифровой регистрации «сейсмометр + усилители + АЦП + ПК + ПО». Для записи сигналов сейсмометров СМ-3 и их просмотра на ноутбуке использовался язык программирования Processing 2.1, производный от языка программирования JAVA. Для регистрации сигналов сейсмометров создана программа, позволяющая проводить запись одновременно по каналам и просмотра записанной информации в графическом виде. Имеется также возможность для детального анализа сигналов сейсмометров в редакторе Excel.

При регистрации микросейсмических колебаний здания организованы измерительные точки по продольной и поперечной осям здания. Определены динамические характеристики уникального экспериментального здания на СЭО (блок-секция №1) и здания прототипа (блок-секция №2). На рис. 2 показаны регистрации микросейсмических колебаний здания на слоисто-эластомерных опорах (а) и обычных традиционных фундаментах (б).



а



б

Рис. 2. Момент регистрации микросейсмических колебаний здания на СЭО (а) и обычных фундаментах (б)

Результаты измерения микросейсмических колебаний зданий мобильной инженерно-сейсмометрической станцией сопоставлены с данными, полученными при измерениях микросейсмических колебаний и динамических испытаниях здания на СЭО в 1996 – 1997 гг.

В таблице приведены измерительные каналы мобильной станции, динамические характеристики зданий на слоисто-эластомерных опорах и обычных традиционных фундаментах по результатам измерений микросейсмических колебаний зданий 2016 г., а также приведены результаты измерений микросейсмических колебаний 1996 г. и динамических испытаний здания на СЭО в 1997 г. [5].

Некоторую разницу в значениях динамических характеристик здания на СЭО можно объяснить тем, что во время проведения микросейсмических измерений в 1996 г. в здании отсутствовали кровля, полы, временные нагрузки на перекрытия и покрытие.

Из приведенных данных видно, что периоды свободных колебаний здания на СЭО при динамических испытаниях больше, чем полученные при измерениях микросейсмических колебаний. Значения декремента затухания здания на СЭО при динамических испытаниях намного меньше, чем полученные при микросейсмических измерениях.

Отношение периода колебаний здания на СЭО к периоду колебаний здания на обычном фундаменте свидетельствует, что начальная жесткость системы «здание – СЭО – основание» ниже, чем жесткость системы «здание – основание». Полученные данные подтверждают, что сейсмоизолированные крупнопанельные здания будут подвержены меньшим сейсмическим нагрузкам, чем такие же здания на традиционном жестком фундаменте – в данном случае в 1.5 раза.

При динамических испытаниях здания на СЭО в 1997 г. [5] установлено, что на площадках, сложенных по сейсмическим свойствам I и II категорий, в зависимости от конкретных региональных условий ожидаемое снижение сейсмических нагрузок, соответствующих землетрясениям интенсивностью 8 баллов, составит от 1.5 до 2 раз.

Результаты микросейсмических измерений и динамических испытаний

Блок-секция №1							Блок-секция №2	
результаты микросейсмических измерений 2016 г.			результаты микросейсмических измерений 1996 г.		результаты динамических испытаний 1997 г.		результаты микросейсмических измерений	
направление измерения	период собственных колебаний, с	коэффициент затухания колебаний	период собственных колебаний, с	коэффициент затухания колебаний	период собственных колебаний, с	коэффициент затухания колебаний	период собственных колебаний, с	период собственных колебаний, с
							2016 г.	1996 г.
Поперечное	0.57	0.99	0.69	0.96	0.86	0.29 – 0.44	0.47	0.40
Продольное	0.51	0.99	0.67	0.96	0.72		0.43	0.38

Наши результаты при измерениях микросейсмических колебаний здания на СЭО и на обычных фундаментах вполне соответствуют данным, полученным при испытаниях зданий.

При расчетах для блоков №1 и №2 [1] получены соответственно следующие значения периодов собственных колебаний – $T_{11}=0.59$ с, $T_{12}=0.45$ с и $T_{21}=0.32$ с, $T_{22}=0.23$ с. Теоретически определенные динамические характеристики зданий на СЭО и на жестком фундаменте удовлетворительно согласуются с экспериментальными данными. Результаты показывают, что установка СЭО изменяет динамические характеристики здания – частоты и формы собственных колебаний по сравнению с характеристиками типовой постройки на жестком фундаменте, что приводит к снижению сейсмической нагрузки на сооружение.

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Отчеты по теме: «Совершенствование методики экспериментальных исследований сейсмостойкости сооружений путем модернизации лабораторно-экспериментального оборудования и определение закономерностей деформирования конструкции при действии статических и динамических нагрузок» (шифр: ФА-А14-Ф021). Ташкент: ИСС АН РУз, 2015. – 195с.; 2016 – 210с.
- [2] Отчет по договору №04/2016 – №445 от 08.04.2016г. по теме: «Оценка возможного влияния взрывных работ при добыче известняка на карьере Шавазсай для зданий и сооружений близрасположенного жилого поселка». Ташкент: ИСС АН РУз, 2016. – 124 с.
- [3] Рашидов Т.Р., Шамсиев У.Ш., Мушеев Р.Н., Бовшовер А.З. Сейсмодинамика пространственных систем. Ташкент: Фан, 1991. –181 с.
- [4] Отчет по теме: «Экспериментальный 9-этажный 36-квартирный жилой дом из изделий серии 148 с применением СЭО №7 в м/р Госпитальный. V этап. Статические испытания здания». Ташкент: ФСК «Ташжилинвестстрой», 1997. – 42 с.
- [5] Отчет по теме: «Экспериментальный 9-этажный 36-квартирный жилой дом из изделий серии 148 с применением СЭО №7 в м/р госпитальный. VI этап. Динамические испытания здания». Ташкент: ФСК «Ташжилинвестстрой», 1997. С. 69.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
21.05.2017

Х.С. Сагдиев, З.Р. Тешабоев, В.А. Галиаскаров, Х.О. Шерниёзов, Б.Н. Мирзакобиллов. Сеймик ҳимояловчи таянчлардаги бинони сеймик мустаҳкамлигини инструментал – ҳисоблаш билан баҳолаш

Мақолада сеймик ҳимояловчи таянчлардаги ва доимий қўлланувчи фундаментлардаги биноларни динамик хараakterистикаларини тадқиқ қилиш натижалари келтирилган. Ўлчов натижалари биноларни 1996-1997 йилларда ўтказилган динамик синов натижалари билан солиштирилган.

H.S. Sagdiev, Z.R. Teshaboev, V.A. Galiaskarov, H.O. Shherniyozov, B.N. Mirzakobilov. Instrumental and calculation estimation of seismic resistance of a building on seismic insulating supports

The article presents the results of instrumental studies of the dynamic characteristics of buildings on seismic insulating supports and on a conventional foundation. The results of the measurement are compared with the data obtained in 1996-1997 during the dynamic tests of the building.

К РЕШЕНИЮ ТРЕХМЕРНЫХ ЗАДАЧ ТЕОРИИ УПРУГОСТИ ДЛЯ ТОЛСТЫХ ПЛАСТИН ПЕРЕМЕННОЙ ТОЛЩИНЫ

Пластины переменной толщины широко применяются в различных отраслях техники и строительства зданий и сооружений. Расчетами пластин переменной толщины занимаются многие исследователи. В работах [1,2] приведен большой обзор работ, посвященных для пластин переменной толщины. В монографии [1] рассматриваются статические задачи изгиба пластин переменной толщины различного очертания при различных нагружениях. Диссертационная работа автора [2] посвящается динамическим и статическим задачам пластин постоянной и переменной толщины.

Расчет пластин с учетом бимоментов основан на применении метода разложения перемещения в бесконечное по одной из пространственных координат, направленной вдоль нормали. Рассмотрим толстую ортотропную упругую пластину с переменной толщиной $H=2h(x)$, симметрично меняющейся относительно срединной плоскости пластины по закону $z=h(x)$, $z=-h(x)$. В отличие от классической теории пластин компоненты вектора перемещения определяются в виде функций трех пространственных координат и времени $u_1(x_1, x_2, z, t)$, $u_2(x_1, x_2, z, t)$, $u_3(x_1, x_2, z, t)$. Компоненты тензора деформации определяются соотношениями Коши. Пластина рассматривается как трехмерное тело [3 – 8], материал которой подчиняется обобщенному закону Гука:

$$\begin{aligned}\sigma_{11} &= E_{11}\varepsilon_{11} + E_{12}\varepsilon_{22} + E_{13}\varepsilon_{33}, \\ \sigma_{22} &= E_{21}\varepsilon_{11} + E_{22}\varepsilon_{22} + E_{23}\varepsilon_{33}, \\ \sigma_{12} &= 2G_{12}\varepsilon_{12}, \quad \sigma_{13} = 2G_{13}\varepsilon_{13}, \quad \sigma_{23} = 2G_{23}\varepsilon_{23},\end{aligned}\quad (1)$$

где E_{11} , E_{12} , ..., E_{33} – упругие константы, определяемые через коэффициенты Пуассона и модули упругости, которые приведены в [6 – 8]; G_{12} , G_{13} , G_{23} – модули сдвига материала пластины.

В качестве уравнений движения пластины воспользуемся трехмерными уравнениями движения теории упругости:

$$\frac{\partial \sigma_{i1}}{\partial x_1} + \frac{\partial \sigma_{i2}}{\partial x_2} + \frac{\partial \sigma_{i3}}{\partial z} = \rho \ddot{u}_i, \quad (i = 1, 3). \quad (2)$$

Здесь ρ – плотность материала пластины.

Граничные условия на нижней и верхней поверхностях пластины $z=h(x)$ и $z=-h(x)$ запишем относительно обобщенных внешних сил в следующем виде:

$$\sigma_{33} = q_3^{(+)}, \quad \sigma_{31} = q_1^{(+)}, \quad \sigma_{32} = q_2^{(+)} \quad \text{при } z = h; \quad (3, a)$$

$$\sigma_{33} = q_3^{(-)}, \quad \sigma_{31} = q_1^{(-)}, \quad \sigma_{32} = q_2^{(-)} \quad \text{при } z = -h. \quad (3, б)$$

Метод решения. Методика построения решения поставленной задачи теории упругости для толстых пластин с переменной толщиной (1), (2) и (3) основана на разложении перемещения в бесконечный ряд, обобщенный законом Гука (1), на трехмерных уравнениях теории упругости (2), граничных условиях на лицевых поверхностях (3) и разложении компоненты вектора перемещения в ряд Маклорена в виде [3 – 8]:

$$u_k = B_0^{(k)} + B_1^{(k)} \frac{z}{h} + B_2^{(k)} \left(\frac{z}{h} \right)^2 + B_3^{(k)} \left(\frac{z}{h} \right)^3 + \dots + B_m^{(k)} \left(\frac{z}{h} \right)^m +, \quad (k = 1, 2) \quad (4, a)$$

$$u_3 = A_0 + A_1 \frac{z}{h} + A_2 \left(\frac{z}{h} \right)^2 + A_3 \left(\frac{z}{h} \right)^3 + \dots + A_m \left(\frac{z}{h} \right)^m +. \quad (4, б)$$

Здесь $b_m^{(k)}$, a_m – неизвестные функции двух пространственных координат и времени;

$$B_m^{(k)} = B_m^{(k)}(x_1, x_2, t) = \frac{1}{m!} \left(\frac{\partial^m u_k}{\partial z^m} \right)_{z=0}, \quad (k=1,2), \quad A_m = A_m(x_1, x_2, t) = \frac{1}{m!} \left(\frac{\partial^m u_3}{\partial z^m} \right)_{z=0}. \quad (5)$$

На основе разложения (4) компоненты тензора деформации и напряжения также разлагаются в ряд Маклорена в виде

$$\varepsilon_{ij} = \varepsilon_{ij}^{(0)} + \varepsilon_{ij}^{(1)} \frac{z}{h} + \varepsilon_{ij}^{(2)} \left(\frac{z}{h} \right)^2 + \varepsilon_{ij}^{(3)} \left(\frac{z}{h} \right)^3 + \dots + \varepsilon_{ij}^{(m)} \left(\frac{z}{h} \right)^m + \dots \quad (i, j = 1, 3), \quad (6)$$

$$\sigma_{ij} = \sigma_{ij}^{(0)} + \sigma_{ij}^{(1)} \frac{z}{h} + \sigma_{ij}^{(2)} \left(\frac{z}{h} \right)^2 + \sigma_{ij}^{(3)} \left(\frac{z}{h} \right)^3 + \dots + \sigma_{ij}^{(m)} \left(\frac{z}{h} \right)^m + \dots \quad (i, j = 1, 3). \quad (7)$$

Здесь коэффициенты разложения определяются следующим образом:

$$\varepsilon_{ij}^{(m)} = \varepsilon_{ij}^{(m)}(x_1, x_2, t) = \frac{1}{m!} \left(\frac{\partial^m \varepsilon_{ij}}{\partial z^m} \right)_{z=0}, \quad \sigma_{ij}^{(m)} = \sigma_{ij}^{(m)}(x_1, x_2, t) = \frac{1}{m!} \left(\frac{\partial^m \sigma_{ij}}{\partial z^m} \right)_{z=0} \quad (m=1,2,3,\dots)$$

На основе соотношения Коши и разложения (4) получим выражения разложения деформации (6) толстых пластин с переменной толщиной. Компоненты деформации удлинения имеют вид:

$$\varepsilon_{11}^{(m)} = \frac{\partial B_m^{(1)}}{\partial x_1} - B_m^{(1)} \frac{m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_1}, \quad \varepsilon_{22}^{(m)} = \frac{\partial B_m^{(2)}}{\partial x_2} - B_m^{(2)} \frac{m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_2}, \quad \varepsilon_{33}^{(m)} = \frac{(m+1)A_{m+1}}{h}, \quad (8)$$

Компоненты угловых деформации запишутся в виде:

$$\varepsilon_{12}^{(m)} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial B_m^{(1)}}{\partial x_2} + \frac{\partial B_m^{(2)}}{\partial x_1} - \frac{m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_2} B_m^{(1)} - \frac{m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_1} B_m^{(2)} \right), \quad \varepsilon_{13}^{(m)} = \frac{1}{2} \left((m+1) \frac{B_{m+1}^{(1)}}{h} + \frac{\partial A_m}{\partial x_1} - \frac{A_m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_1} \right),$$

$$\varepsilon_{23}^{(m)} = \frac{1}{2} \left((m+1) \frac{B_{m+1}^{(2)}}{h} + \frac{\partial A_m}{\partial x_2} - \frac{A_m}{h} \frac{\partial h}{\partial x_2} \right). \quad (9)$$

На основе закона Гука (1) и разложения (5) и (7) получим выражения для определения коэффициентов разложения напряжения (7). Коэффициенты разложения нормальных напряжений определяются в виде

$$\sigma_{11}^{(m)} = E_{11} \varepsilon_{11}^{(m)} + E_{12} \varepsilon_{22}^{(m)} + E_{13} \varepsilon_{33}^{(m)},$$

$$\sigma_{22}^{(m)} = E_{21} \varepsilon_{11}^{(m)} + E_{22} \varepsilon_{22}^{(m)} + E_{23} \varepsilon_{33}^{(m)}, \quad (10, a)$$

$$\sigma_{33}^{(m)} = E_{31} \varepsilon_{11}^{(m)} + E_{32} \varepsilon_{22}^{(m)} + E_{33} \varepsilon_{33}^{(m)}.$$

Коэффициенты разложения касательных напряжений определяются выражениями

$$\sigma_{12}^{(m)} = 2G_{12} \varepsilon_{12}^{(m)}, \quad \sigma_{13}^{(m)} = 2G_{13} \varepsilon_{13}^{(m)}, \quad \sigma_{23}^{(m)} = 2G_{23} \varepsilon_{23}^{(m)}, \quad m=0,1,2,3,\dots \quad (10, б)$$

На основе разложения (4) покажем, что предлагаемая задача теории упругости для пластин переменной толщины описывается двумя несвязанными задачами, каждая из которых формулируется на основе системы бесконечных рекуррентных двумерных уравнений с соответствующими краевыми условиями. Первая система рекуррентных уравнений имеет вид

$$\frac{1}{h^{2m}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m)}}{\partial x_1} - \frac{\sigma_{i1}^{(2m)}}{h^{2m+1}} c + \frac{1}{h^{2m}} \frac{\partial \sigma_{i2}^{(2m)}}{\partial x_2} - \frac{\sigma_{i2}^{(2m)}}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m)}}{\partial x_2} + \frac{(2m+1)\sigma_{i3}^{(2m+1)}}{h^{2m+1}} = \rho \frac{\ddot{B}_{2m}^{(i)}}{h^{2m}}, \quad (i=1,2) \quad (11, a)$$

$$\frac{1}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{31}^{(2m+1)}}{\partial x_1} - \frac{\sigma_{31}^{(2m+1)}}{h^{2m+2}} c + \frac{1}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{32}^{(2m+1)}}{\partial x_2} - \frac{\sigma_{32}^{(2m+1)}}{h^{2m+2}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m)}}{\partial x_2} + \frac{(2m+2)\sigma_{33}^{(2m+2)}}{h^{2m+1}} =$$

$$= \rho \frac{\ddot{A}_{2m+1}}{h^{2m+1}}, \quad m=0,1,2,3,\dots, \quad (11, б)$$

Вторая система рекуррен уравнений имеет следующий вид:

$$\begin{aligned} \frac{1}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m+1)}}{\partial x_1} - \frac{\sigma_{i1}^{(2m+1)}}{h^{2m+2}} c + \frac{1}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{i2}^{(2m+1)}}{\partial x_2} - \frac{\sigma_{i2}^{(2m+1)}}{h^{2m+2}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m)}}{\partial x_2} + \\ + \frac{(2m+2)\sigma_{i3}^{(2m+2)}}{h^{2m+2}} = \rho \frac{\ddot{B}_{2m+1}^{(i)}}{h^{2m}}, \quad (i=1,2) \end{aligned} \quad (12, a)$$

$$\begin{aligned} \frac{1}{h^{2m}} \frac{\partial \sigma_{31}^{(2m)}}{\partial x_1} - \frac{\sigma_{31}^{(2m)}}{h^{2m+1}} c + \frac{1}{h^{2m}} \frac{\partial \sigma_{32}^{(2m)}}{\partial x_2} - \frac{\sigma_{32}^{(2m)}}{h^{2m+1}} \frac{\partial \sigma_{i1}^{(2m)}}{\partial x_2} + \\ + \frac{(2m+2)\sigma_{33}^{(2m+2)}}{h^{2m+1}} = \rho \frac{\ddot{A}_{2m}}{h^{2m}}, \quad (i=1,2) \end{aligned}, \quad m=0,1,2,3,\dots \quad (12, б)$$

На основе разложения (4) аппроксимируем граничные условия (3) на поверхности пластины $z=h(x)$, $z=-h(x)$. Отметим, что поверхностные граничные условия также разделяются на две независимые системы. Первая система замыкает систему уравнений (11) и запишется в виде

$$\sigma_{3k}^{(1)} + \sigma_{3k}^{(3)} + \sigma_{3k}^{(5)} + \sigma_{3k}^{(7)} \dots = \bar{q}_{3k}, \quad (k=1,2), \quad (13, a)$$

$$\sigma_{33}^{(0)} + \sigma_{33}^{(2)} + \sigma_{33}^{(4)} + \sigma_{33}^{(6)} \dots = \bar{q}_{33}, \quad (13, б)$$

Грузовые члены обозначены как

$$\bar{q}_k = \frac{q_k^{(+)} - q_k^{(-)}}{2}, \quad (k=1,2), \quad \bar{q}_3 = \frac{q_3^{(+)} + q_3^{(-)}}{2}.$$

Вторая система замыкает систему уравнений (12) и запишется в виде

$$\sigma_{3k}^{(0)} + \sigma_{3k}^{(2)} + \sigma_{3k}^{(4)} + \sigma_{3k}^{(6)} + \dots = \tilde{q}_{3k}, \quad (k=1,2) \quad (14, a)$$

$$\sigma_{33}^{(0)} + \sigma_{33}^{(2)} + \sigma_{33}^{(4)} + \sigma_{33}^{(6)} \dots = \tilde{q}_{33}, \quad (14, б)$$

Грузовые члены обозначены как

$$\tilde{q}_k = \frac{q_k^{(+)} + q_k^{(-)}}{2}, \quad (k=1,2), \quad \tilde{q}_3 = \frac{q_3^{(+)} - q_3^{(-)}}{2}.$$

Аппроксимация граничных условий. Каждому граничному условию на краях пластины соответствуют две независимых системы граничных условий относительно коэффициентов разложения (4) и (7).

Если на крае пластины перемещения равны нулю, то имеем:

$$\begin{aligned} B_0^{(1)} = 0, \quad B_0^{(2)} = 0, \quad B_2^{(1)} = 0, \quad B_2^{(2)} = 0, \quad B_4^{(1)} = 0, \quad B_4^{(2)} = 0, \dots, \\ A_1 = 0, \quad A_3 = 0, \quad A_5 = 0 \dots \end{aligned}, \quad (15, a)$$

$$\begin{aligned} B_1^{(1)} = 0, \quad B_1^{(2)} = 0, \quad B_3^{(1)} = 0, \quad B_3^{(2)} = 0, \quad B_5^{(1)} = 0, \quad B_5^{(2)} = 0, \dots, \\ A_0 = 0, \quad A_2 = 0, \quad A_4 = 0 \dots \end{aligned}, \quad (15, б)$$

Если край пластины свободен от опор, то граничные условия имеют следующий вид:

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(0)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(0)} = 0, \quad \sigma_{13}^{(1)} = 0, \quad \sigma_{11}^{(2)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(2)} = 0, \dots, \\ \sigma_{13}^{(3)} = 0, \quad \sigma_{11}^{(4)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(4)} = 0, \quad \sigma_{13}^{(5)} = 0, \dots \end{aligned}, \quad (16, a)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(1)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(1)} = 0, \quad \sigma_{13}^{(0)} = 0, \quad \sigma_{11}^{(3)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(3)} = 0, \dots, \\ \sigma_{13}^{(2)} = 0, \quad \sigma_{11}^{(5)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(5)} = 0, \quad \sigma_{13}^{(4)} = 0, \dots \end{aligned}, \quad (16, б)$$

Если край пластины оперт, то имеем граничные условия в виде

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(0)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(0)} = 0, \quad A_1 = 0, \quad \sigma_{11}^{(2)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(2)} = 0, \dots, \\ A_3 = 0, \quad \sigma_{11}^{(4)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(4)} = 0, \quad A_5 = 0, \dots \end{aligned}, \quad (17, a)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(1)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(1)} = 0, \quad A_0 = 0, \quad \sigma_{11}^{(3)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(3)} = 0, \dots, \\ A_2 = 0, \quad \sigma_{11}^{(5)} = 0, \quad \sigma_{12}^{(5)} = 0, \quad A_4 = 0, \dots \end{aligned} \quad (17, б)$$

Если край пластины оперт и отсутствует перемещение по касательному направлению к контуру пластины, то имеем следующие граничные условия:

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(0)} = 0, \quad B_0^{(2)} = 0, \quad A_1 = 0, \quad \sigma_{11}^{(2)} = 0, \quad B_2^{(2)} = 0, \quad A_3 = 0, \dots, \\ \sigma_{11}^{(4)} = 0, \quad B_4^{(2)} = 0, \quad A_5 = 0, \dots \end{aligned} \quad (18, а)$$

$$\begin{aligned} \sigma_{11}^{(1)} = 0, \quad B_1^{(1)} = 0, \quad A_0 = 0, \quad \sigma_{11}^{(3)} = 0, \quad B_3^{(1)} = 0, \quad A_2 = 0, \dots, \\ \sigma_{11}^{(5)} = 0, \quad B_5^{(1)} = 0, \quad A_4 = 0, \dots \end{aligned} \quad (18, б)$$

Таким образом, поставленная трехмерная задача изгиба и колебаний теории упругости для толстых пластин с переменной толщиной свелась к решениям двух независимых двумерных задач, которые описываются двумя зависимыми системами бесконечных рекуррентных дифференциальных уравнений в частных производных. Отметим что для пластин с постоянной толщиной из построенных систем уравнений получатся уравнения движения бимоментной теории пластин, разработанной в [3 – 8], где показана достаточность учета по восьми членам ряда (4).

ЛИТЕРАТУРА

- [1] Корнева Е. Б. Аналитические методы расчета пластин переменной толщины и их практические приложения. М.: Изд. Ассоциации строительных вузов, 2009. – 240 с.
- [2] Моргачев К. С. Динамика пластин (модель Тимошенко) постоянной и переменной толщины: Дисс. ... канд. техн. наук. Самара, 2007. – 113 с.
- [3] Усаров М. К. Расчет ортотропных пластин на основе бимоментной теории // Узбекский журнал «Проблемы механики». Ташкент, 2014. № 3 – 4. С. 37 – 41.
- [4] Усаров М. К. Бимоментная теория изгиба и колебания толстых ортотропных пластин // Вестник НУУз. 2014. № 2/1. С. 127 – 132.
- [5] Усаров М. К. Изгиб ортотропных пластин с учетом бимоментов // Инженерно-строительный журнал. Санкт-Петербург, 2015. №1. (53). С. 80 – 90.
- [6] Usarov M. K. On Solution of the Problem of Bending of Orthotropic Plates on the Basis of Bimoment Theory // Open Journal of Applied Sciences. Vol. 5. USA, 2015. P. 212 – 219.
- [7] Makhmatali K. Usarov, Davronbek M. Usarov, Gayratjon T. Ayubov. Bending and Vibrations of a Thick Plate with Consideration of Bimoments // Journal of Applied Mathematics and Physics. 2016. N. 4, P. 1643 – 1651.
- [8] Makhmatali K. Usarov. Dynamic Design of Thick Orthotropic Cantilever Plates with Consideration of Bimoments // World Journal of Mechanics. 2016. N. 6. P. 341 – 356.

Институт механики и сейсмостойкости сооружений
им. М.Т. Уразбаева АН РУз

Дата поступления
03.07.2017

М.К. Усаров. Қалинлиги ўзгарувчан бўлган қалин пластинкалар учун эластиклик назарияси масалаларини уч ўлчамли ечимлари

Қалинлиги ўзгарувчи бўлган ортотроп пластиналарнинг эгилиши ва тебранишининг уч ўлчовли масаласининг ечиши усули ишлаб чиқилган. Қўйилган масала ечими кўчишларни чексиз қаторларга ёйиши усули асосида иккита боглиқ бўлмаган чексиз тенгламалар системаси билан ёзиладиган иккита боглиқ бўлмаган масалаларни ечишига келтирилган.

M.K. Usarov. To the solution of three-dimensional problems of the theory of elasticity for thin plates of variable thickness

A method for solving the three-dimensional bending problem and oscillations in the theory of elasticity for orthotropic plates with variable thickness has been developed. The problem on the basis of the method of expanding the displacement into an infinite series has been reduced to solutions of two independent problems, which are described by two independent systems of two-dimensional infinite equations.

МУНДАРИЖА

Сўз боши.....	3
---------------	---

1-бўлим. Самарқанд давлат университетининг 90 йиллик юбилейига бағишланган материаллар

СамДУ ректори Р.И.Халмурадов. Таълим тизимининг теран илдиэлари (ёки Ўзбекистон университетлари неча ёшда?).....	4
А. Абдирашидов. Цилиндрик қобикнинг импульсли юк таъсирида нозизиқли деформацияланиши.....	6
Х. Худойназаров, А. Абдирашидов. Цилиндрик қобикнинг гидродинамик юк таъсирида нозизиқли эластопластик деформацияланиши.....	11
Ж. Акилов, М. Джаббаров, А. Раупов. Нефть ва газ қудуқларини бурғиладшда бурғиладш колоннасини тушириш-чиқаришни моделлаштириш.....	17
Ш.М. Буркутбоев. Цилиндрик қобикнинг бўйлама тебранишларига ичидан оқиб ўтувчи суюқликнинг таъсири.....	21
К. Исмаилов, О. Эшнйёзов. Ёпик цилиндрик қобикларнинг биринчи тур устиворлигини йўқотишда деформация ва кучланишлар.....	24
А.А.Халджигитов. Анизотроп жисмлар учун пластиклик, термопластик ва қовушқоқ-пластиклик назариялари.....	28
А.З. Хасанов, З.А. Хасанов, К. Мамасолиев, Ш.А. Турсунов. Ташки кучлар таъсирида грунт массивида кучланишларни тарқалиш қонуниятлари.....	38
Р.И. Холмурадов, Х. Худойназаров, З. Худойбердиев. Уч қатламли эластик пластинканинг эркин тебранишлари.....	46
Р.И. Холмуродов. Арматураланган қовушқоқ-эластик пластинканинг эркин тебранишлари.....	53
Б.Х. Хужаёров, Т.О.Джиянов. Турли хил хусусиятга эга бўлган икки зонали муҳитда модданинг кўчиш	58

2-бўлим. Ўзбек-Америка симпозиуми материаллари

Т. Рашидов. Ўзбекистонда зилзилабардош қурилиш соҳасидаги илмий тадқиқотлар таҳлили.....	62
Б. Мардонов, А.А. Раҳманов, Н.Б. Джураева. Грунт билан ўзаротаъсиридаги қувурларнинг нозизиқли тўлқин жараёнлари.....	67
И. Мирзаев. Бино ва иншоотларни зилзилабардошликка ҳисоблаш усуллари ва математик моделлари.....	72
К.Д. Салямова, М.А. Аҳмедов, Д.Ф. Руми. Гидротехник иншоотларга зилзиланинг таъсири ва Ўзбекистонда уларни лойиҳалашда зилзилабардошликка ҳисоблашнинг муаммоли масалалари.....	74
Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Метрополитен поездлари ҳаракатидан тарқалувчи вибрациялар ва вибрациялардан ҳимоя қилиш системалари.....	79
А.А. Ишанходжаев. Тошкент метрополитенининг зилзилабардош конструкциялари ва келгусидаги ривожланиш истиқболлари. Назария ва тажриба.....	83
У.З. Шермухамедов. Қўприқларни антисейсмик кучайтириш усуллари.....	87
Х.А. Байбулатов, О.К. Зияев. Ўзбекистон республикасида қўприқлар қуришдаги муаммолар.....	89
С.Т. Джаббаров, Б. Мардонов. Мавжуд темир йўллар инфраструктурасига аэродинамик таъсирлар.....	93
Н.А. Нишонов. Ер ости полимер қувурлари сейсмодинамикаси.....	96
Е.В. Ан. Ер ости қувурларини турғунлигини таъминлаш муаммолари.....	98
Т. Микошиба, К. Минова, Б. Каримов, Ж. Каниев, Р. Исакжонов, Я. Ниитсу. Тошкент шаҳридаги Турин политехника университетида бир йўналишли сейсмоплатформа.....	101
Aziz Khakimov, Hiroki Yamaguchi, Yasunao Matsumoto, Naoki Tomida, Itsumi Kurahashi and Akira Izumi. Автомобиль йўли қўпригининг модуль типдаги деформацион чокидан ҳосил бўлаётган шовқин.....	104
Т.Р. Рашидов, Д.А. Бекмирзаев. «Қувур-грунт» тизимида чизиқли ва чизиксиз ўзаро таъсиридаги ер ости қувурларининг бўйлама тебраниши.....	108
Ш. Тахиров, К. Мосалам, С. Ярра, Н. Пералта, Е. Фужисаки, Х. Хо. Бетон билан тўлдирилган ер ости элетроэнергия таъминоти тизимларини сейсмик характеристикаларини тўла масштабли экспериментал ва сонли тадқиқотларда баҳолаш.....	111
Ш.М. Тахиров, Е. Фужисаки, Л. Кемпнер, М. Рилей, Б. Лоу. Бир спектрда мавжуд бўладиган бир неча сейсмик тебранишларга мўлжалланган сейсмик изоляцияланган тизимни сейсмоплатформада синовдан ўтказиш ва сонли таҳлили.....	119
Иншоотлар сейсмодинамикаси соҳасидаги илмий тадқиқотлар бўйича ўтказилган Ўзбек-америка симпозиуми ҳисоботи.....	127

3-бўлим. Журналнинг анъанавий мақолалари

Г.К. Аннакулова, А.А. Шермухамедов, Б.Ж. Астанов. Пахта териш машинаси бункерини кўтариш механизми ҳисоби.....	130
А. Ахмедов. Акустик прибор ишчи камераси ўлчамларининг чигит тукдорлигини ўлчашидаги хатоликларга таъсири.....	134
А.Т.Йулдашев, Д.А.Кулдошев, С.Э.Шараева, Ш.Н.Нишоналиев, Ш.Х.Абубакиров. Тиркамали пахта териш машинасини тадқиқи.....	139
Й.М. Махкамов. Цилиндрик пўлат резервуарларнинг ишончилигини статистик усулда ҳисоблаш.....	141
Д.М. Мухаммадиев, Х.А. Ахмедов, Б.Х. Примов. Пахтани отиб берувчи барабанли ва икки барабанли таъминлагичли аррали жиннинг энергетик кўрсаткичларини таҳлил қилиш.....	145
О.С. Норкузиев, Н.Б. Джураева. Пахта териш аппарати шпинделининг ишчи зонасида пахта толаси билан ўзаротаъсирини графоаналитик услубий таҳлили.....	150
А.Ф. Хакимов, Ж.А. Даминов. Транверсал-изотроп материалларни оқувчанлик шарти тўғрисида.....	155
И.Т. Эргашев, Ё.И. Исломов, Б.Р. Таштемиров. Тупрокни юмшатовчи ишчи орган тортиш қаршилигини ўрганиш.....	158
Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Биноларни темир йўл транспорти ҳаракатида ҳосил бўладиган тебранишлардан экранлар ёрдамида ҳимоялаш.....	161
Н.Б. Юсупова, Г.Абдиева, С.А. Хамраева, З.Ф. Валиева. Тўқимадан ажратиб олинган ипнинг текисланган узунлигини ҳисоблаш усули.....	164

Илмий ахборотлар

Ш.Т. Хамитов, А.Т. Йулдашев, Н.С. Дуняшин. Штамп жиҳозларини қайта таъмирлашда электр ёйида эритиб қоплаш технологиясини таҳлили.....	168
Х.С.Сагдиев,З.Р.Тешабоев,В.А.Галиаскаров,Х.О.Шерниёзов, Б.Н.Мирзакобилов. Сеймик ҳимояловчи таянчлардаги бинони сейсмик мустаҳкамлигини инструментал-ҳисоблаш билан баҳолаш.....	170
М.К. Усаров. Қалинлиги ўзгарувчан бўлган қалин пластинкалар учун эластиклик назарияси масалаларини ўқ ўлчамли ечимлари.....	174

СОДЕРЖАНИЕ

Предисловие.....	3
------------------	---

Часть 1. Юбилейные материалы, посвященные 90-летию Самаркандского государственного университета

Ректор СамГУ Р.И. Халмурадов. Глубокое наследие системы образования (или сколько лет университетам Узбекистана).....	4
А. Абдирашидов. Нелинейное деформирование цилиндрической оболочки при импульсном нагружении.....	6
Х. Худойназаров, А. Абдирашидов. Нелинейное упругопластическое деформирование цилиндрической оболочки при гидродинамическом нагружении.....	11
Ж. Акилов, М. Джаббаров, А. Раупов. Моделирование спуско-подъемных операций при бурении нефтяных и газовых скважин.....	17
Ш.М. Буркутбоев. Влияние протекающей жидкости на продольные колебания цилиндрической оболочки.....	21
К. Исмаилов, О. Эшниёзов. Деформация и напряжения цилиндрических оболочек при потере устойчивости первого рода.....	24
А.А. Халджигитов. Теории пластичности, термопластичности и вязкопластичности анизотропных тел.....	28
А.З. Хасанов, З.А. Хасанов, К. Мамасолиев, Ш.А. Турсунов. Определение напряжений в массиве грунта от действия внешних нагрузок.....	38
Р.И. Холмурадов, Х. Худойназаров, З. Худойбердиев. Свободные колебания упругой трёхслойной пластинки.....	46
Р.И. Холмуродов. Свободные колебания армированной вязкоупругой пластинки.....	53
Б.Х. Хужаёров, Т.О. Джианов. Перенос вещества в двухзонных средах с различными характеристиками.....	58

Часть 2. Материалы Узбекско-Американского симпозиума

Т. Рашидов. Обзор научно-исследовательской деятельности в области сейсмостойкого строительства в Узбекистане.....	62
Б. Мардонов, А.А. Рахманов, Н.Б. Джураева. Нелинейные волновые процессы во взаимодействующих с грунтом трубопроводах.....	67
И. Мирзаев. Математические модели и методы расчета зданий и сооружений на сейсмостойкость.....	72
К.Д. Саламова, М.А. Ахмедов, Д.Ф. Руми. Последствия землетрясений на гидротехнические сооружения и проблемные вопросы антисейсмического расчета при их проектировании в Узбекистане.....	74
Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Распространение вибраций от движения поездов метрополитена и виброзащитные системы.....	79
А.А. Ишанходжаев. Сейсмостойкие конструкции Ташкентского метрополитена и перспективы дальнейшего развития. Теория и эксперимент.....	83
У.З. Шермухамедов. Методы антисейсмического усиления мостов.....	87
Х.А. Байбулатов, О.К. Зияев. Проблемы мостостроения Республики Узбекистан.....	89
С.Т. Джаббаров, Б. Мардонов. Аэродинамическое воздействие на инфраструктуру существующей железной дороги.....	93
Н.А. Нишонов. Сейсמודинамика подземных полимерных трубопроводов.....	96
Е.В. Ан. Проблемы устойчивости подземных трубопроводов.....	98
Т. Микошиба, К. Минова, Б. Каримов, Ж. Каниев, Р. Исакжонов, Я. Ниитсу. Однонаправленная сейсмоплатформа в Туринском политехническом университете в Ташкенте.....	101
Азиз Хакимов, Хироки Ямагачи, Ясунао Мацумото, Наоки Томида, Ицуми Курахаша, Акира Изуми. Шумогенерирующий механизм деформационного шва модульного типа в автодорожных мостах.....	104
Т.Р. Рашидов, Д.А. Бекмирзаев. Продольные колебания подземных трубопроводов при линейном и нелинейном взаимодействии в системе «груба–грунт».....	108
Ш. Тахиров, К. Мосалам, С. Ярра, Н. Пералта, Е. Фужисаки, Х. Хо. Оценка сейсмических характеристик полномасштабных экспериментальных и численных исследований подземных систем распределения электроэнергии.....	111
Ш.М. Тахиров, Е. Фужисаки, Л. Кемпнер, М. Рилей, Б. Лоу. Эксперименты на сейсмоплатформе и численный анализ сейсмически изолированных систем, предназначенных для нескольких сейсмических воздействий, содержащихся в одном спектре.....	119
Отчет о состоявшемся Узбекско-американском симпозиуме по научным исследованиям в области сейсמודинамики сооружений.....	127

Часть 3. Традиционные статьи журнала

Г.К. Аннакулова, А.А. Шермухамедов, Б.Ж. Астанов. Расчет подъемного механизма бункера хлопкоуборочной машины	130
А. Ахмедов. О влиянии размеров измерительной камеры акустического прибора на погрешность определения опущенности семян хлопчатника.....	134
А.Т. Йулдашев, Д.А. Кулдошев, С.Э. Шараева, Ш.Н. Нишоналиев, Ш.Х. Абубакиров. Исследование маневренности прицепной хлопкоуборочной машины.....	139
Й.М. Махкамов. Расчет надежности стальных цилиндрических резервуаров статистическим методом.....	141
Д.М. Мухаммадиев, Х.А. Ахмедов, Б.Х. Примов. Анализ энергетических показателей пильного джина с набрасывающим барабаном и двухбарабанным питателем.....	145
О.С. Норкузиев, Н.Б. Джуроева. Методика графоаналитического анализа условий взаимодействия созревшего хлопка со шпинделями хлопкоуборочных машин в рабочей зоне.....	150
А.Ф. Хакимов, Ж.А. Даминов. Об условии текучести трансверсально-изотропных материалов.....	155
И.Т. Эргашев, Ё.И. Исломов, Б.Р. Таштемиров. Исследование тягового сопротивления рыхлителя.....	158
Ш.С. Юлдашев, М.У. Карабаева. Защита зданий от вибраций, возникающих при движении железнодорожного транспорта с помощью экранов.....	161
Н.Б. Юсупова, Г.Абдиева, С.А. Хамраева, З.Ф. Валиева. Метод расчёта длины распрямленной нити, вынутой из ткани.....	164

Научные сообщения

Ш.Т. Хамитов, А.Т. Йулдашев, Н.С. Дуняшин. Анализ технологии восстановления штамповой оснастки электродуговой наплавкой.....	168
Х.С. Сагдиев, З.Р. Тешабоев, В.А.Галиаскаров, Х.О. Шерниёзов, Б.Н. Мирзакобилов. Инструментально-расчетная оценка сейсмостойкости здания на сейсмоизолирующих опорах.....	170
М.К. Усarov. К решению трехмерных задач теории упругости для толстых пластин переменной толщины.....	174

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.

Сдано в набор 09.08.2017. Подписано в печать 07.09.2017.
Формат 60×84 ¹/₈. Гарнитура Times New Roman. Ризография.
Усл.-печ. л. . Уч.-изд. л. 14.5. Тираж 100. Заказ № .
Цена договорная.

Отпечатано в Минитипографии УД АН РУз:
100047, г. Ташкент, ул. акад. Я. Гулямова, 70.