ISSN 1728-3841

ГМР

НАУЧНО-
ТЕХНИЧЕСКИЙ
ЖУРНАЛ

2011 № 1

ГОРНАЯ МЕХАНИКА
И МАШИНОСТРОЕНИЕ

ISSN 1728-3841

ГОРНАЯ МЕХАНИКА
И МАШИНОСТРОЕНИЕ
№ 1 2011

Учредитель журнала:
ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством»

Редакция:

Главный редактор
Щерба Владимир Яковлевич

Заместитель главного редактора
Прушак Виктор Яковлевич

Ответственный секретарь
Заяц Ирина Михайловна

Технический редактор
Барановский Анатолий Леонидович

Редакционная коллегия:

Андрейко С.С. – доктор технических наук, проф.
Белый А.В. – доктор технических наук, проф.
Богданович П.Н. – доктор технических наук, проф.
Буря А.И. – кандидат технических наук, проф.
Голуб М.В. – доктор технических наук, проф.
Губанов В.А. – доктор технических наук
Журавков М.А. – доктор физ.-техн. наук, проф.
Захаров Ю.Н. – доктор технических наук, проф.
Зубов В.П. – доктор технических наук, проф.
Кантович Л.И. – доктор технических наук, проф.
Кислов Н.В. – доктор технических наук, проф.
Петровский Б.И. – доктор технических наук
Смычник А.Д. – доктор технических наук, проф.
Струк В.А. – доктор технических наук, проф.
Стухляк П.Д. – доктор технических наук, проф.

Адрес редакции:
Республика Беларусь, 223710,
г. Солигорск, ул. Козлова, 69
Тел.: (+375 174) 263532,
(+375 174) 282107,
факс: (+375 174) 262837
E-mail: ontiipr@tut.by

Свидетельство о государственной регистрации № 1000 от 12.01.2010
Подписные индексы:
74933 (для индивидуальных подписчиков),
749332 (для организаций)

Научно-технический журнал
Издается с декабря 1998 г.
Выходит четыре раза в год
Журнал включен в Перечень научных изданий ВАК Республики Беларусь

Подписано в печать 14.03.2011
Формат 60×84 1/8. Бумага «Снегурочка»
А4, 80 г/м². Гарнитура Таймс.
Отпечатано на ризографе CR-1610.
Усл. печ. л. 17. Тираж 240 экз. Заказ 318.

© ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», 2011

СОДЕРЖАНИЕ

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

Болобов В.И., Горшков Л.К., Цирель С.В., Шабаров А.Н., Андриянова Е.П. Анализ причин повышенной аварийности подземных трубопроводных сетей Санкт-Петербурга…….……. 5

Смычник А.Д., Шемет С.Ф., Гречко А.М., Шутин С.Г., Самодуров В.П. Разработка способов подземного растворения маломощных соляных пластов..... 13

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г., Березовский Н.И. Определение избыточного давления на фронте ударных воздушных волн при взрывах на открытых разработках……. 21

Кислов Н.В., Цыбуленко П.В. Плотностные свойства измельченной калийной руды и продуктов ее переработки…… 27

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г. Способ прогноза устойчивости горных выработок и склонов…… 32

МАШИНОСТРОЕНИЕ

Казаченко Г.В., Басалай Г.А., Глинистый С.Л. Расчет усилия и скорости подачи очистного комбайна на забой……...……..……. 42

Гурский Н.Н. Тепловой анализ элементов виброзащиты мобильных машин..... 49

Ворожун И.А., Заворотный А.В., Шилович А.В. Устройство для размещения и крепления труб большого диаметра на железнодорожной платформе……. 56

Ворожун И.А., Заворотный А.В., Шилович А.В. Метод определения динамических сил при соударении вагонов…… 65

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

Басалай И.А. Коррозионная стойкость углеродистых сталей с комплексными термодиффузионными покрытиями в технологических средах калийного производства……... 73

Приходько И.В., Неверов А.С., Громыко Ж.Н. Определение оптимального состава растворителей для высокомолекулярных ингредиентов нефти..... 78

Колдаева С.Н., Полищук Л.Н., Бусел М.В., Екименко А.Н., Колдаев О.Ю. Технологические особенности производства погонажных изделий из композиционных материалов на основе отходов промышленных производств……. 88

Шаповалов В.М., Злотников И.И., Ахмадиева Л.В. Применение силикаторганических наполнителей в качестве присадок к смазочным маслам для тяжелонагруженных узлов трения……...…… 95

ISSN 1728-3841

MINE MECHANICAL ENGINEERING AND MACHINE-BUILDING

№ 1 2011

Founder of the Journal:
JSC «Soligorsk Institute for Problems of Resources Savings with Pilot Production»

Edition:

Editor-in-Chief
Shcherba Vladimir Yakovlevich

Deputy Editor-in-Chief
Prushak Viktor Yakovlevich

Executive Secretary
Zayats Irina Mikhailovna

Technical Editor
Baranovsky Anatoly Leonidovich

Editorial Board:

Andreiko S.S. − Ph.D., Professor
Belyi A.V. − Ph.D., Professor
Bogdanovich P.N. − Ph.D., Professor
Burya A.I. − Ph.D., Professor
Golub M.V. − Ph.D., Professor
Gubanov V.A. − Ph.D.
Zhuravkov M.A. − Ph.D., Professor
Zaharov Y.N. − Ph.D., Professor
Zubov V.P. − Ph.D., Professor
Kantovich L.I.− Ph.D., Professor
Kislov N.V. − Ph.D., Professor
Petrovsky B.I. − Ph.D.
Smychnik A.D. − Ph.D., Professor
Struck V.A. − Ph.D., Professor
Stukhlyak P.D. − Ph.D., Professor

Editorial Address:
The Republic of Belarus, 223710,
Soligorsk, Kozlova Street, 69
Tel: (+375 174) 263532,
(+375 174) 282107,
Fax: (+375 174) 262837
E-mail: ontiipr@tut.by

Certificate of State Registration
No 1000 dd. 12.01.2010
Subscriptions Indexes:
74933 (for individual subscribers),
749332 (for organizations)

Scientific and Technical Journal

Published since December, 1998
Issued four times a year

The journal is included in the list of scientific publications of Higher Attestation Commission of the Republic of Belarus

Signed for print 14.03.2011
Format 60×841/8. Paper «Snegurochka»
A4, 80 g/m2. Times Headset.
Printed on risograph CR-1610.
Nominal printed sheets 17. 240 copies. Order 318.

© JSC «Soligorsk Institute for Problems of Resources Savings with Pilot Production», 2011

CONTENTS

GEOTECHNOLOGY

Bolobov V.I., Gorshkov L.K., Tsirel S.V., Shabarov A.N., Andriyanova E.P. The possible reason of the increased breakdown of St.-Petersburg underground pipeline networks…… 5
Smychnik A.D., Shemet S.F., Grechko A.M., Shutin S.G., Samodurov V.P. Development of underground solution techniques for thin salt layers…… 13
Onika S.G., Khalyavkin F.G., Berezovsky N.I. Determination of the excess pressure at the front shock air waves during the blastings at the opencast working…… 21
Kislov N.V., Tsybulenko P.V. Density features of the crashed potash ore and products of its processing……... 27
Onika S.G., Khalyavkin F.G. The forecast way of mine workings and slopes stability……..…… 32

MACHINE-BUILDING

Kazachenko G.V., Basalay G.A., Glinisty S.L. Calculation of haulage force and speed of the shearer to ward the working face……. 42
Gursky N.N. Thermo analysis of vibration protection elements of the mobile machines 49
Vorozhun I.A., Zavorotny A.V., Shilovich A.V. Device for arrangement and fixation of big diameter pipes on a railway platform…… 56
Vorozhun I.A., Zavorotny A.V., Shilovich A.V. Method of the dynamic forces determination by railway carriages impacting……. 65

MATERIALS ENGINEERING

Basalay I.A. The corrosion resistance of carbon steels with complex thermodiffusion coatings in technological medium of potash production……. 73
Prikhodko I.V., Neverov A.S., Gromyko Zh.N. Determination of an optimal solvents' composition for high-molecularoil components ……. 78
Koldaeva S.N., Polishchuk L.N., Busel M.V., Ekimenko A.N., Koldaev O.Yu. Technological features of running goods manufacture from composition materials on the basis of production residuals…… 88
Shapavalov V.M., Zlotnikov I.I., Akhmadieva L.V. Application of silicate organic fillers as additives to lubricating oils for heavy loaded friction units……..…… 95

ГЕОТЕХНОЛОГИЯ

УДК 621.697.433

АНАЛИЗ ПРИЧИН ПОВЫШЕННОЙ АВАРИЙНОСТИ ПОДЗЕМНЫХ ТРУБОПРОВОДНЫХ СЕТЕЙ САНКТ-ПЕТЕРБУРГА

Болобов В.И., Горшков Л.К., Цирель С.В., Шабаров А.Н., Андриянова Е.П. (ГУО ВПО «Санкт-Петербургский государственный горный институт им. Г.В. Плеханова (технический университет)», Россия)

Рассчитаны максимальные напряжения, возникающие от проходящих трамвайных поездов в стальных трубопроводах, расположенных над активными тектоническими разломами, которые, в ряде случаев, оказываются достаточными для усталостного разрушения трубопровода. Вероятность усталостного разрушения возрастает при увеличении ширины активного разлома и уменьшении диаметра трубопровода, а также при наличии на металлической поверхности трубопровода инициаторов образования усталостных трещин и контакта стенки трубопровода с водой.

Введение

Известно негативное влияние активных разломов в земной коре на эксплуатационную надежность различного рода подземных трубопроводов. По одной из гипотез [1], негативное воздействие зон разломов связывается с импульсными нагрузками от тяжелых транспортных средств (грузовых автомобилей, трамвайных поездов, железнодорожных составов), движущихся вблизи геоактивных зон с пониженной (на 20-30 %) плотностью грунтов. Показано [1], что при импульсном воздействии возмущающих сил от движущихся транспортных средств в подземных коммуникациях, в частности в бесканальных теплопроводах, способны возникать резонансные явления, связанные с совпадением частот собственных колебаний трубопроводов и частот возмущающих сил. Высказывается опасение, что явление резонанса может спровоцировать рост деформаций (прогибов) трубопроводов и напряжений в них до уровня, способного вызвать усталостное разрушение коммуникаций.

В настоящей работе рассчитываются максимальные напряжения, способные возникнуть в материале трубопровода в условиях резонансных колебаний при прохождении трамвайного поезда, а также время до возможного аварийного усталостного разрушения трубы. Расчет производится для стальных труб, наиболее употребляемых во вспомогательных (108×4, 169×5 мм) и магистральных (630×7 мм) подземных тепловых бесканальных сетях со слоем пенополиуретановой изоляции толщиной 120 мм, пересекающих активный разлом земной коры шириной $l = 20$ и 50 м, что характерно для Санкт-Петербурга.

Методика расчета

Рост напряжений можно учесть величиной коэффициента динамичности, показывающего, на сколько усиливается колебательный процесс при возникновении резонансов. Значение этого коэффициента определяется по зависимости:

$$K_g = 1 + \frac{\lambda_д}{\lambda_{ст}} \beta ,$$

где $\lambda_д$ − динамическая деформация (прогиб) трубопровода при действии на него возмущающей силы;

$\lambda_{ст}$ − статическая деформация (тоже прогиб) трубопровода от статической силы, то есть собственного веса трубопровода с теплоносителем внутри него (водой) и теплогидроизоляционной оболочкой, отнесенного к 1 погонному метру длины трубопровода;

β − коэффициент нарастания колебаний.

Величины деформаций $\lambda_д$ и $\lambda_{ст}$ можно определить, составив уравнение упругой линии (изогнутой оси) трубопровода для его участка, находящегося в зоне геодинамической активности, где наиболее сильно проявляются колебательные процессы. Этот участок показан на рисунке 1 в виде горизонтального фрагмента теплопровода, концы которого жестко защемлены, то есть статически неопределимой балки.

Общее выражение для изменения деформаций (прогибов) балки по длине целесообразно определить по известному из курса сопротивления материалов методу начальных параметров, применимому для решения статически неопределимых строительных конструкций, к которым можно отнести фрагмент трубопровода в зоне тектонического разлома:

$$y = \frac{1}{EJ}\left[q\frac{x^4}{4!} + \|_C \frac{P(x-c)^3}{3!} - \frac{A_0 x^3}{3!} - \frac{M_0 x^2}{2!} + \theta_0 x \right] + y_0 , \qquad (1)$$

где y − прогиб трубопровода на некотором текущем значении его длины x;

EJ − жесткость сечения трубопровода при изгибе;

E − модуль упругости материала трубопровода при растяжении – сжатии;

J − осевой момент инерции сечения трубопровода;

P − возмущающая сила, в нашем случае вес трамвайного поезда, приходящийся на одну колесную пару и импульсно действующий на трубопровод через грунтовую прослойку;

A_0 − реакция левой начальной опоры трубопровода, то есть в жестком защемлении, соответствующем началу зоны тектонического разлома (геодинамически активной зоны);

M_0 − реактивный изгибающий момент в том же сечении;

θ_0 − угол поворота начального сечения;

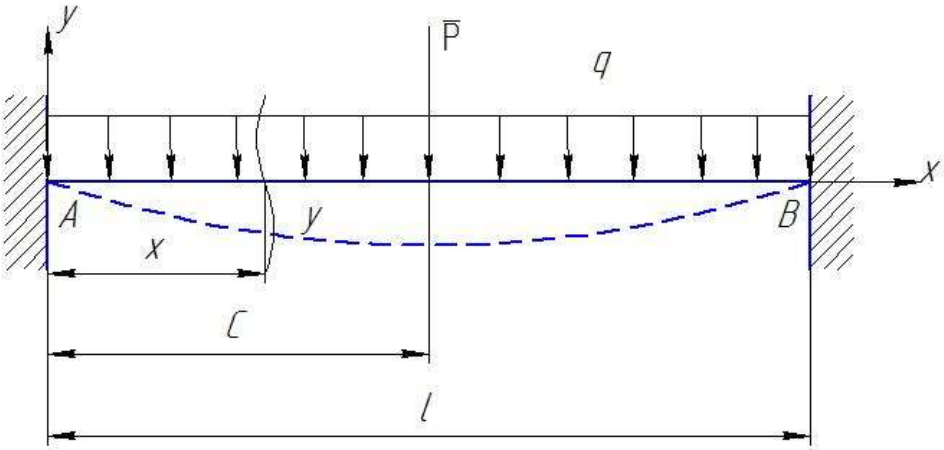
y_0 − начальный прогиб трубопровода.

Знак $\|_C$ в выражении (1) есть оператор И.Г. Бубнова, означающий, что величина члена с этим знаком в интервале длин 0-С равна нулю, а при x>С учитывается для конкретного значения x.

Выпишем четыре граничных условия для нахождения прогибов трубопровода, изображенного на рисунке 1: при $x = 0$, $y_0 = 0$ и $y_0' = 0$, где y_0' − угол поворота сечения на левой опоре балки, при этом $y_0' = \theta_0$; при $x = l$, $y_l = 0$ и $y_l' = 0$, где y_l, y_l' − соответственно прогиб и угол поворота сечения на правой опоре балки.

С учетом первой пары граничных условий уравнение (1) примет следующий вид:

$$y = \frac{1}{EJ}\left[q\frac{x^4}{4!} + \|_C \frac{P(x-c)^3}{3!} - \frac{A_0 x^3}{3!} - \frac{M_0 x^2}{2!} \right]. \qquad (2)$$



– – – – – – – изогнутая ось балки

Рисунок 1 – Фрагмент подземного трубопровода в зоне геодинамической активности в виде балки с жестко защемленными концами

Уравнение (2) будет считаться решенным, если определятся еще два начальных параметра: A_0 и M_0. Для этого возьмем производную по x от выражения (2):

$$y' = \frac{1}{EJ}\left[q\frac{x^3}{3!} + \|_C \frac{P(x-c)^2}{2!} - \frac{A_0 x^2}{2!} - M_0 x \right]. \tag{3}$$

Подставляя в зависимости (2) и (3) приведенные выше граничные условия при $x = 0$ и $x = l$, получим значения реакций в начальном сечении, то есть в точке A (рисунок 1) трубопровода:

$$A_0 = \frac{ql}{2} + \frac{P}{2};\ M_0 = -\left(\frac{ql^2}{12} + \frac{Pl}{8} \right).$$

Используя выше приведенные значения реакций A_0 и M_0, запишем окончательный вид уравнения изогнутой оси трубопровода:

$$y = \frac{1}{EJ}\left[q\frac{x^4}{4!} + \|_C \frac{P(x-c)^3}{3!} - \frac{ql}{2}\left(\frac{x^3}{6} - \frac{lx^2}{12} \right) + P\left(\frac{lx^2}{16} - \frac{x^3}{12} \right) \right]. \tag{4}$$

Нетрудно убедиться, что при подстановке в выражение (4) значений $x = 0$ и $x = l$ последнее превращается в тождество типа $0 = 0$, что свидетельствует о корректности его получения.

Разделим уравнение (4) на два, чтобы показать две составляющие общего прогиба трубопровода: от действия статической распределенной нагрузки q, то есть статическую деформацию $\lambda_{ст}$, и от действия возмущающей силы P, то есть динамическую деформацию $\lambda_д$:

$$\lambda_{\text{ст}} = \frac{1}{EJ}\left[q\frac{x^4}{4!} - \frac{ql}{2}\left(\frac{x^3}{6} - \frac{lx^2}{12}\right)\right]; \tag{5}$$

$$\lambda_{\text{д}} = \frac{1}{EJ}\left[\frac{P(x-c)^3}{6} + \frac{P}{4}\left(\frac{lx^2}{4} - \frac{x^3}{3}\right)\right]. \tag{6}$$

Исследование зависимостей (5) и (6) на экстремум показало, что их производные по x обращаются в нуль при $x_0 = \frac{l}{2}$; это значит, что максимальные величины деформаций $\lambda_{\text{ст}}$ и $\lambda_{\text{д}}$ имеют место в середине участка трубопровода при $C = \frac{l}{2}$ (рисунок 1) и соответственно равны:

$$\lambda_{\text{ст}} = ql^4/(384EJ);\ \lambda_{\text{д}} = Pl^3/(48EJ). \tag{7}$$

Теперь можно переписать выражение для расчета коэффициента динамичности:

$$K_g = 1 + \frac{\lambda_{\text{д}}}{\lambda_{\text{ст}}}\beta = 1 + \frac{8P}{ql}\beta. \tag{8}$$

Осталось найти значение коэффициента нарастания колебаний β для подземных трубопроводов, заглубленных в траншеи с грунтом определенной степени уплотнения. В режиме резонанса величина этого коэффициента пропорциональна частоте резонанса и обратно пропорциональна удельному коэффициенту демпфирования колебаний:

$$\beta = K_{\text{р}}/(2n), \tag{9}$$

где $K_{\text{р}}$ − резонансная частота собственных (свободных) колебаний трубопровода;

n − удельный коэффициент демпфирования колебаний трубопровода в уплотненном грунте траншеи.

Так как коэффициент β есть безразмерная величина, то у $K_{\text{р}}$ и n должны быть одинаковые размерности, а именно – с$^{-1}$. При этом о природе коэффициента n можно судить, исходя из выражения:

$$n = q_{\text{т}}/q_{\text{уп}}, \tag{10}$$

где $q_{\text{т}}$ − коэффициент сопротивления грунта при перемещениях в нем трубопровода, Н/м;

$q_{\text{уп}}$ − удельное смещение массы грунта при колебаниях трубопровода во времени, кг/с.

Из выражения (10) следует, что размерность коэффициента n действительно равна с$^{-1}$. По опытным данным [2, 3], величина n зависит от частоты резонанса и вида среды: для воздуха $n = 0{,}1$-$0{,}25$ [4]; для грунта средней плотности, например, грунта в траншее, проходящей через зону геодинамической активности, можно предположить, что величина n, по крайней мере, на порядок выше, чем для колебаний в воздушной

среде. Более точное значение n целесообразно находить с помощью коэффициента нарастания колебаний β согласно выражению (9). Известно [4], что при малых частотах ω возмущающей силы P (а в нашем случае это именно так: при скорости движения трамвая 10-50 км/ч $\omega = 1,8 - 9,3$Гц [1]) коэффициент нарастания колебаний стремится к единице, то есть $\beta \cong 1$. Для средних резонансных частот $K_р$, определенных в работе [1]: для труб 630×7 мм – 7,5 Гц; 169×5 мм – 5,5 Гц; 108×4 мм – 4,4 Гц, – величина n будет изменяться в пределах 3,75-2,2 при среднем значении $n \sim 3$.

Максимальные нормальные напряжения, доминирующие при изгибе в стенках трубопровода, определенные при статическом изгибе, усиленном действием импульсной возмущающей силы, рассчитываются как напряжения от статических сил, умноженные на коэффициент динамичности:

$$\sigma_{расч} = \left(M_{ст} + K_д M_д\right)/W, \tag{11}$$

где $K_д$ – коэффициент динамичности;

$M_{ст}$ – максимальный изгибающий момент от действия статической нагрузки;

$M_д$ – то же от действия динамической нагрузки;

W – осевой момент сопротивления сечения трубопровода при изгибе, определяемый для труб по зависимости:

$$W = 0{,}1D^3\left(1 - \alpha^4\right), \tag{12}$$

где D – номинальный наружный диаметр труб с теплогидроизоляционной оболочкой;

α – отношение внутреннего диаметра трубы соответствующего типоразмера к наружному диаметру трубопровода D.

Анализ выражения (8) для расчета коэффициента динамичности $K_д$ показывает, что правая часть этой формулы, то есть отношение $8P/ql$, отвечает условиям, когда сопротивление деформации отсутствует или, по крайней мере, очень мало. В случае значительных сопротивлений (труба в грунте определенной плотности) и наличии демпфирующей оболочки значительной толщины статическая $\lambda_{ст}$ и динамическая $\lambda_{дин}$ деформации стремятся стать практически равными друг другу, в результате чего коэффициент динамичности не превысит значения $K_д = 2$.

Выражения для расчета $M_{ст}$ и $M_д$, входящих в зависимость (11), могут быть получены, если взять вторую производную по x от зависимости (4) и исследовать ее составляющие (статическую и динамическую) на экстремум:

$$M_{ст} = ql^4/24;\ M_д = Pl/8, \tag{13}$$

откуда соответствующие значения напряжений равны

$$\sigma_{ст} = ql^4/24/W;\ \sigma_{дин} = Pl/8/W. \tag{14}$$

Результаты расчета

Результаты расчета максимальных напряжений $\sigma_{расч}$, а также их статических и динамических составляющих, способных возникнуть в материале трубопровода в условиях резонансных колебаний, представлены в таблице. Расчет производился при значе-

ниях $\beta = 1$, $K_д = 2$ для одного из основных типов трамваев Санкт-Петербурга (вагона ЛМ 2008) весом (с учетом наличия пассажиров) 0,20 МН, распределенным на четыре пары колес. Откуда возмущающая сила *P*, импульсно действующая на трубопровод через грунтовую прослойку, принималась равной $5 \cdot 10^4$ Н.

В этой же таблице для каждого напряжения $\sigma_{расч}$ приведено соответствующее ему количество циклов до разрушения $N_{разр}$, рассчитанное для наиболее часто используемого материала бесканальных трубопроводов − углеродистой конвертерной стали обыкновенного качества Ст 3 сп с пределом прочности $\sigma_В = 360 - 460$ МПа, а также время $\tau_{разр}$ до возможного аварийного разрушения соответствующего трубопровода в результате усталостных процессов.

Таблица − Расчетное время разрушения стального трубопровода в зонах повышенной активности земной коры в результате циклических воздействий от проходящих трамвайных поездов

Типоразмер трубы, мм	$W \cdot 10^4$, м^3	*q*, МН/м	Ширина зоны разлома *l*, м	Изгибающие моменты, Н·м		Напряжения, МПа			Количество циклов до разрушения $N_{разр}$ для трубопровода		Количество лет до разрушения $\tau_{разр}$ для трубопровода	
				$M_{ст}$,	$M_д$,	$\sigma_{ст}$	$\sigma_{дин}$	$\sigma_{расч}$	гладкого	с инициатором разрушения	гладкого	с инициатором разрушения
108×4	41,8	0,2	20	3,3	125	0,8	30	60,8	$>10^7$	$>10^7$	>12	>12
			50	20,8	312,5	5,0	75	155	$3\ 10^6$	$0{,}35\ 10^6$	3,5	0,5
169×5	66,4	0,43	20	7,2	125,0	1,1	18,8	38,7	$>10^7$	$>10^7$	>12	>12
			50	44,8	312,5	6,8	47,1	101,0	$>10^7$	$3\ 10^6$	>12	3,5
630×7	493, 2	4,4	20	73,0	125	1,5	2,5	6,5	$>10^7$	$>10^7$	>12	>12
			50	456,3	312,5	9,3	6,3	21,9	10^7	$>10^7$	>12	>12

Величину $N_{разр}$ устанавливали в соответствии с видом кривых выносливости выбранной стали [5] в координатах $\sigma_{max} - \lg N$ для гладких образцов и с надрезом (глубиной 0,75 мм). Последние моделировали поведение труб, имеющих какие-либо концентраторы напряжений (поверхностные трещины, коррозионные поражения, резкие переходы от одного диаметра к другому и пр.).

При расчете $\tau_{разр}$ исходили из того, что при прохождении одной колесной пары через находящийся над трубопроводом рельсовый стык возникает импульс возмущающей силы *P*, вызывающий одно резонансное колебание трубопровода, сразу же потухающее вследствие значительного сопротивления окружающего грунта. Далее считали, что среднее количество рейсов совершаемых за день трамваями одного маршрута ~ 150. Если через стык проходят трамваи четырех маршрутов, общее количество трамваев, проходящих через стык в течение дня ~ 600, что соответствует прохождению ~ 2400 колесных пар. Таким образом, количество источников колебаний стыка и трубопровода $N_{кол}$ ~ 400 за 1 день, или $\sim 8,6 \cdot 10^5$ за год. Отсюда время разрушения трубопровода (лет):

$$\tau_{разр} = N_{разр} / N_{кол} = N_{разр} / 8,6 \cdot 10^5 . \quad (15)$$

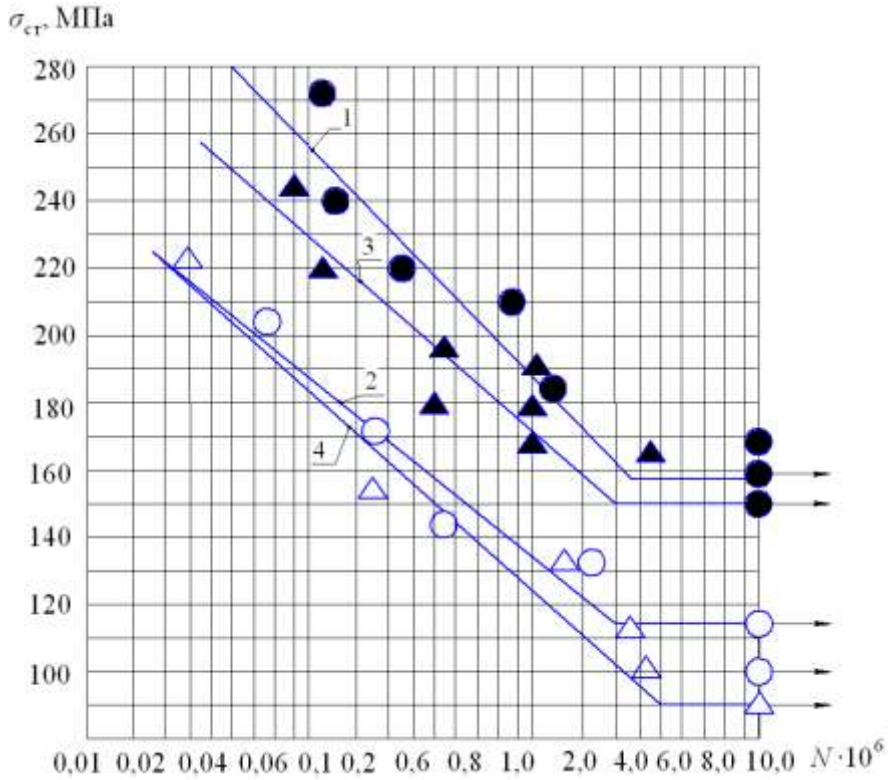


Рисунок 2 – Кривые выносливости кипящей мартеновской (1, 2) и конвертерной (3, 4) стали Ст 3 сп: 1 и 3 – гладкие образцы, 2 и 4 – с надрезом

Как следует из результатов расчета (таблица), в трубопроводах, проходящих над активными разломами земной коры, в результате резонансных колебаний при прохождении трамвайного поезда возможно возникновение напряжений, которые способны привести к усталостному разрушению материала трубопроводов малого диаметра (108×4 и 169×5 мм). В первую очередь, это касается трубопровода типоразмера 108×4 мм, потенциально способного к разрушению уже через полгода после ввода в эксплуатацию.

Что касается возможности усталостного разрушения труб большего размера, то по этому поводу можно отметить следующее. Использованные для установления количества циклов до разрушения $N_{разр}$ кривые выносливости стали (рисунок 2) построены по результатам усталостных испытаний стандартных образцов (цилиндр с диаметром рабочей части 7,52 мм). В то же время известно [6], что при переходе от указанных об-

разцов к конструкциям большего размера предел выносливости σ_{-1} углеродистых сталей способен уменьшаться почти в 2 раза. Аналогичным образом снижает усталостную прочность и контакт стальных конструкций с обычной водопроводной водой [6]. Поскольку оба фактора имеют прямое отношение к подземным трубопроводам, можно предположить, что потенциальная опасность усталостного разрушения в активных разломах земной коры при прохождении транспортных средств существует и для труб больших диаметров, в частности, 630×7 мм.

Выводы

1. С использованием разработанной методики расчета показано, что уровень напряжений, возникающих от проходящих трамвайных поездов в стальных трубопроводах, расположенных над активными тектоническими разломами, в ряде случаев оказывается достаточным для усталостного разрушения трубопровода.

2. Вероятность усталостного разрушения возрастает при увеличении ширины активного разлома и уменьшении диаметра трубопровода, а также при наличии на металлической поверхности трубопровода инициаторов образования усталостных трещин (рисок, надрезов, коррозионных поражений, резких переходов от одного диаметра к другому и пр.) и контакта стенки трубопровода с водой.

Список использованных источников

1. О влиянии транспортных нагрузок на состояние городских подземных трубопроводов в зонах геодинамической активности / Л.К. Горшков [и др.] // Горная механика и машиностроение. − 2010. − № 4. – С. 13-21.

2. **Горшков, Л.К.** Основы теории механических колебаний в разведочном бурении / Л.К. Горшков. – СПб.: СПГГИ, 1998. – 109 с.

3. **Кикичев, Н.Г.** Современные бесканальные теплопроводы / Н.Г. Кикичев. – СПб.: Наука, 2008. – 176 с.

4. **Беляев, Н.М.** Сопротивление материалов / Н.М. Беляев. – М.: Наука, 1976. – 608 с.

5. **Кудрявцев, И.В.** Материалы в машиностроении. Выбор и применение. Т.2. – М.: Наука, 1967. – 420 с.

6. **Шапошников, Н.А.** Механические испытания металлов / Н.А. Шапошников. − М.: МАШГИЗ, 1954. – 444 с.

Bolobov V.I., Gorshkov L.K., Tsirel S.V., Shabarov A.N., Andriyanova E.P.

The possible reason of the increased breakdown of St.-Petersburg underground pipeline networks

The maximum stresses arising from the trams passing through the steel pipelines situated over the active tectonical faults, which are in some cases sufficient for the pipeline fatigue failure, were calculated. The probability of fatigue failure increases with the width of active fault and with decrease of the pipeline diameter, as well as by the presence of the fatigue cracks' initiators at the metal surface of the pipeline and by the contact of the pipeline wall with water.

Поступила в редакцию 26.01.2011 г.

УДК 622.277.3

РАЗРАБОТКА СПОСОБОВ ПОДЗЕМНОГО РАСТВОРЕНИЯ МАЛОМОЩНЫХ СОЛЯНЫХ ПЛАСТОВ

Смычник А.Д., Шемет С.Ф., Гречко А.М., Шутин С.Г., Самодуров В.П. (ОАО «Белгорхимпром», г. Минск, Беларусь)

Проанализирован опыт применения подземного растворения, применительно к добыче калийных солей. Рассмотрены основные технические проблемы, сдерживающие применение существующих технологий подземного растворения для разработки маломощных пластов минеральных солей. Предложены новые способы подземного растворения через взаимодействующие скважины с использованием энергии ударных волн и колтюбинга.

Введение

Способ добычи солей в виде их рассолов через пробуренные с поверхности земли скважины (солепромысел) использовался с древних времен. Развитие техники дало новый толчок исследованиям в этом направлении. В настоящее время подземным растворением разрабатываются преимущественно залежи каменной соли, имеющие мощность от 20 до 700 м при глубине залегания от 200 до 1700 м. Эксплуатация месторождений ведется преимущественно камерной системой с вертикальным расположением камер. Эта система реализуется при диаметрах камер порядка 100 м и целиках шириной от 60 м. Высокая эффективность метода предопределила попытки его применения в калийной промышленности [1, 2]. Однако применительно к калийным солям реализация преимуществ технологии подземного растворения солей (ПРС) встречает значительные трудности. Прежде всего, это обусловлено малыми мощностями калийных пластов, их структурной неоднородностью, различиями вещественного состава, как по простиранию, так и по глубине, наличием включений, мульд и пропластков значительно различающихся скоростью растворения и предельной растворимостью. Развитие метода подземного растворения для таких залежей с созданием способов управления размывом и формирования камер ПРС необходимой формы и размеров позволит существенно расширить сырьевую базу калийных предприятий.

Мировой опыт добычи сильвинитов подземным растворением

В мировой практике имеются примеры успешной реализации технологии подземного растворения сильвинитов в промышленных масштабах [3, 4]. Сведения об основных рассолопромыслах, добывающих сильвинит приведены в таблице.

Наибольшие успехи в этом направлении достигнуты в Канаде. В Саскачеване по методу подземного растворения работают две компании на участках, расположенных на юге месторождения, где хорошо развиты все три калиеносные зоны, представленные сильвинитами хорошего качества при низком содержании хлористого магния.

Предприятие Белл Плейн (Belle Plaine) компании Mosaic разрабатывает сильвинитовую залежь методом подземного растворения с 1964 г. Первоначально производственная мощность предприятия составляла 1000 тыс. т КС1, затем повышалась: до 1420 тыс. т в 1970 г., 2120 тыс. т в 1981 г., 2450 тыс. т в 2001 г., 2730 тыс. т в 2004 г. и планировалась до 3230 тыс. т в 2010 г. Достаточно быстрое наращивание мощности

рассолопромысла свидетельствует о высокой эффективности применяемой технологии. Разрабатываемая сильвинитовая залежь имеет мощность около 60 м и состоит из трех сильвинитовых пластов. Залегание пластов – горизонтальное. Глубина – 1500 м. Среднее содержание хлористого калия – 30 %. Температура пласта – 54-55 ºС обеспечивает высокую скорость растворения залежи и высокое содержание полезного компонента в добычном рассоле. Скважины расположены кустами. Камеры подземного растворения имеют цилиндрическую форму, средний диаметр – 91,5 м. Состав добычного рассола (%): KCl – 13,4; NaCl – 18,8. Товарный продукт содержит 98,2 % KCl.

Таблица – Компании, использующие подземное растворение в производстве KCl

№ п/п	Страна, компания	Предприятие	Мощность, тыс. т K_2O	Месторождение, тип и качество исходной руды	Способ добычи	Способ переработки	Продукция
1	2	3	4	5	6	7	8
1	Канада Potash Corporation of Saskatchewan	Patiente Lake	500	Саскачеванское. Сильвинитовая руда KCl 38-41 %, НО – 5,5 %	ПРС	Кристаллизация в бассейнах	Хлористый калий (98,2 %) KCl
2	Канада Mosaic	Belle Plaine	Более 2000	Саскачеванское. Сильвинитовая руда KCl 28-32 %	ПРС слабым рассолом	Выпарка-кристаллизация	Хлористый калий (98,2 %) KCl
3	США IMC Kalium	Hersey (Michigan)	90	Мичиганское. Сильвинитовая руда	ПРС	Выпарка-кристаллизация	Хлористый калий (96 %) KCl
4	США Intrepid and Sales Inc.	Moab (UTA)	24	Моабское (Кейн Крик). Сильвинитовая руда KCl 31-47 % (в пласте)	ПРС	Бассейный, флотация, растворение-кристаллизация	Хлористый калий (96 %) KCl

На предприятии Пейшенс Лейк (Patience Lake) компании PCS в конце 1980-х годов затопленный рудник был преобразован в рассолопромысел и предприятие продолжало производить около 250 тыс. т КС1 в год. Хлорид калия, осажденный в бассейне при вымораживании, стабильно имел качество 62 % К2О (98,2 % КС1) и содержал около 0,05 % нерастворимых примесей, в то время как по первичной технологии флотационного обогащения получали из сильвинитовой руды хлорид калия с содержанием 60 % K_2O (95 % KCl) и около 0,7 % нерастворимых примесей. В первой половине 2000-х годов предприятие было временно законсервировано, но в 2007 г. возобновило работу. Было произведено 240 тыс. т КС1 (при мощности предприятия 360 тыс. т КС1 в год). В 2008 г. объем производства вырос до 282 тыс.т. Дальнейшее повышение операционной мощности до 500 тыс. т КС1 в год завершено в 2009 за счет модернизации системы добычи рассола. В 2009 г., из-за проведения работ по модернизации рассолопромысла, объем производства составил 100 тыс. т. В 2010 г., по данным компании, предприятие работало успешно, однако к моменту написания данной статьи годовые отчеты еще не были опубликованы.

Имеются примеры промышленного освоения технологии подземного растворения и на других калийных предприятиях. В США компания Кейн Крик в штате Юта. Также в США (Карлсбад) проводились опыты по подземному растворению маломощных (1,5 м) калийных пластов на пилотной установке. В Англии проводились опытные работы по применению подземного растворения для разработки Йоркширского калийного месторождения. В Саскачеване (Канада), на участке, расположенном севернее рассолопромысла фирмы Mosaic, принадлежащем фирме Linbar Mining Co, выполнялись опытные работы по методу селективной отработки калийных пластов с применением гидроразрыва. Ценный опыт разработки сильвинита получен на Карлюкском (Гарлыкском) многопластовом месторождении калийных солей с глубиной залегания до 900 м, где проведены масштабные работы на опытно-промышленной установке подземного растворения [5].

Разработка способов подземного растворения маломощных калийных пластов

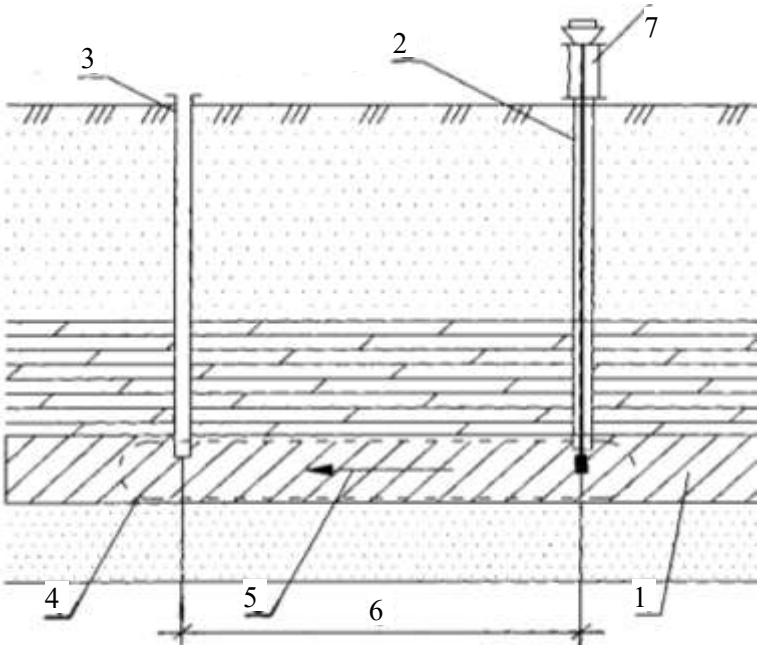
Применению технологии подземного растворения на канадских предприятиях благоприятствовал ряд объективных причин, среди которых низкое содержание в пластах карналлита, высокая температура рудного тела, значительная мощность залежей. Для условий месторождений, подобных Старобинскому, использование традиционных систем и технологий разработки калийных солей, основанных на вертикальном расположении камер подземного растворения [1, 2] оказывается неэффективным, т. к. объем вымываемой одной скважиной породы ограничен в горизонтальном направлении устойчивостью кровли камеры, а в вертикальном – мощностью пласта.

При наклонном залегании пластов ситуация еще больше осложняется из-за неизбежного разубоживания рассолов и потерь полезного ископаемого. При этом не обеспечится окупаемость работ по бурению, обустройству скважины и переработке рассола, низкой будет производительность рассолодобычи.

Авторами данной статьи разработаны способы, позволяющие отрабатывать подземным растворением пласты малой мощности, повысить производительность рассолодобычи и обеспечить надежное управление формированием камеры ПРС. Так в одном из вариантов ПРС, проиллюстрированном рисунком 1, для сбойки закачной и добычной скважин, а также формирования камер ПРС применена обработка продуктивного пласта на межскважинном участке с помощью ударных волн [6].

Обычно при подземном растворении солей через взаимодействующие скважины с использованием гидроразрыва пласта между ними формируется один главный фильтрационный канал, при этом поверхность контакта растворителя с рудным телом и объемная скорость растворения оказываются недостаточными. В предложенном нами способе сбойку скважин и растворение залежи осуществляют с помощью формирования на межскважинном участке дополнительной однородной проницаемости путем его обработки направленными упругими волнами. Полученный в камерах ПРС рассол откачивают из добычных скважин и подают на переработку. В этом случае фильтрационные каналы пронизывают весь объем пласта на межскважинном участке, что обеспечивает развитую поверхность растворения и высокую эффективную скорость перевода полезного ископаемого в рассол.

В другом варианте ПРС (рисунок 2) сбойка скважин и формирование камер ПРС с помощью горизонтальных стволов осуществляется путем их бурения с использованием колтюбинговых установок и гибкой цельнотянутой трубы.



1 – калийный пласт малой мощности; 2 – закачная и 3 – добычная (откачная) скважины;
4 – тоннельная камера ПРС; 5 – направление и 6 – интервал обработки пласта;
7 – генератор ударных волн, передаваемых посредством НКТ и отражателя в пласт

Рисунок 1 – Схема ПРС с формированием тоннельных камер с помощью ударных волн

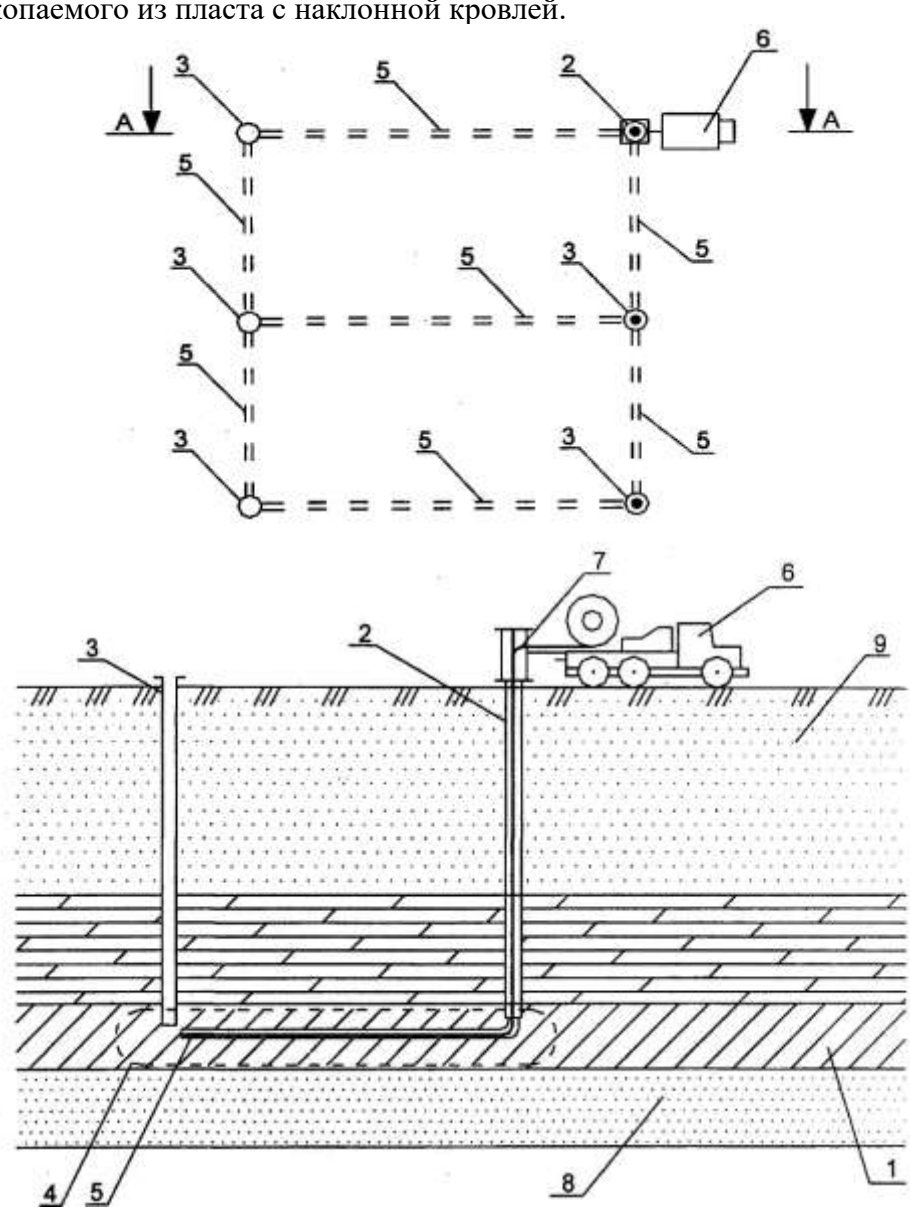
При этом в отличие от метода гидроразрыва, в котором развитие трещины плохо контролируется и может происходить в нежелательных направлениях, повышается управляемость процесса. Неотъемлемой частью технологии является буровой агрегат, представляющий собой колтюбинговую установку, оборудованную системой направленного бурения с гибкой цельнотянутой стальной трубой, оснащенной специальными насадками и приспособлениями для бурения и подачи растворителя (или отбора рассола) [7].

Колтюбинг может быть применен для подземного растворения маломощных пластов с наклонной растворимой кровлей (рисунок 3).

Традиционно управление размывом полости камеры осуществляют с помощью жидкого нерастворителя. Нерастворитель систематически вводят в виде горизонтального слоя в подкровельное пространство при растворении стенок камеры и выводят – если необходимо обеспечить размыв ее потолочины. При наклонной кровле в этом случае неизбежны потери или разубоживание полезного ископаемого. Представленная на рисунке 3 схема организации ПРС решает одну из наиболее трудных задач технологии подземного растворения – позволяет изолировать потоком нерастворителя наклонную потолочину камеры ПРС.

С помощью колтюбингового бурения вдоль подошвы пласта из закачной скважины в подготовительную выработку добычной скважины проходят наклонный ствол. Посредством гибкой цельнотянутой трубы вводят растворитель, размывающий кровлю ствола. По достижении камерой ПРС кровли пласта под кровлю подается сплошным потоком нерастворитель, непрерывно отбираемый из закачной скважины и возвращаемый в добычную. Таким образом, образуют замкнутый контур с циркуляцией нерастворителя. При этом развитие камеры подземного растворения происходит уже за счет растворения ее стенок. По мере расширения камеры ПРС в циркуляционный контур подают дополнительное количество нерастворителя, объем и скорость подачи которого определяют в зависимости от размеров формируемой камеры подземного растворения,

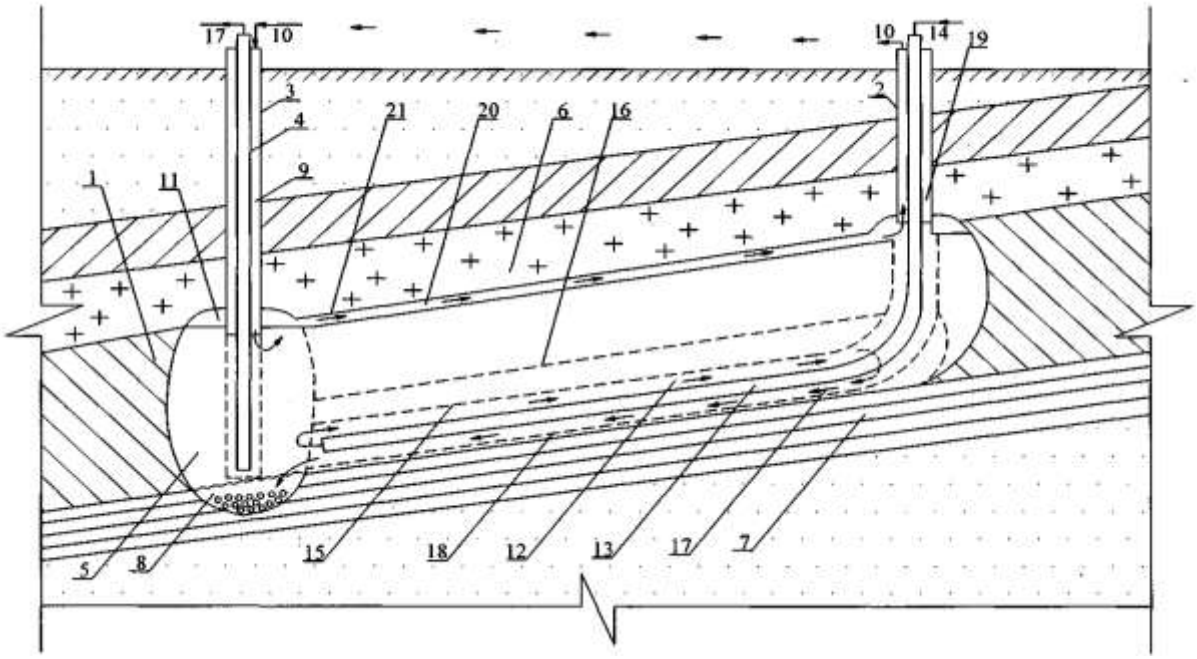
степени разубоживания рассола, угла наклона кровли пласта полезного ископаемого и других параметров. Таким образом, удается повысить коэффициент извлечения полезного ископаемого из пласта с наклонной кровлей.



1 – калийный пласт малой мощности; 2 – закачная и 3 – добычная (откачная) скважины; 4 – тоннельная камера ПРС; 5 – горизонтальный ствол; 6 – колтюбинговая установка; 7 –гибкая безмуфтовая труба; 8 – подстилающие и 9 – перекрывающие породы

Рисунок 2 – Способ разработки пластов соляных залежей малой мощности подземным растворением с использованием колтюбинга

Традиционно управление размывом полости камеры осуществляют с помощью жидкого нерастворителя. Нерастворитель систематически вводят в виде горизонтального слоя в подкровельное пространство при растворении стенок камеры и выводят – если необходимо обеспечить размыв ее потолочины. При наклонной кровле в этом случае неизбежны потери или разубоживание полезного ископаемого. Представленная на рисунке 3 схема организации ПРС решает одну из наиболее трудных задач технологии подземного растворения – позволяет изолировать потоком нерастворителя наклонную потолочину камеры ПРС.

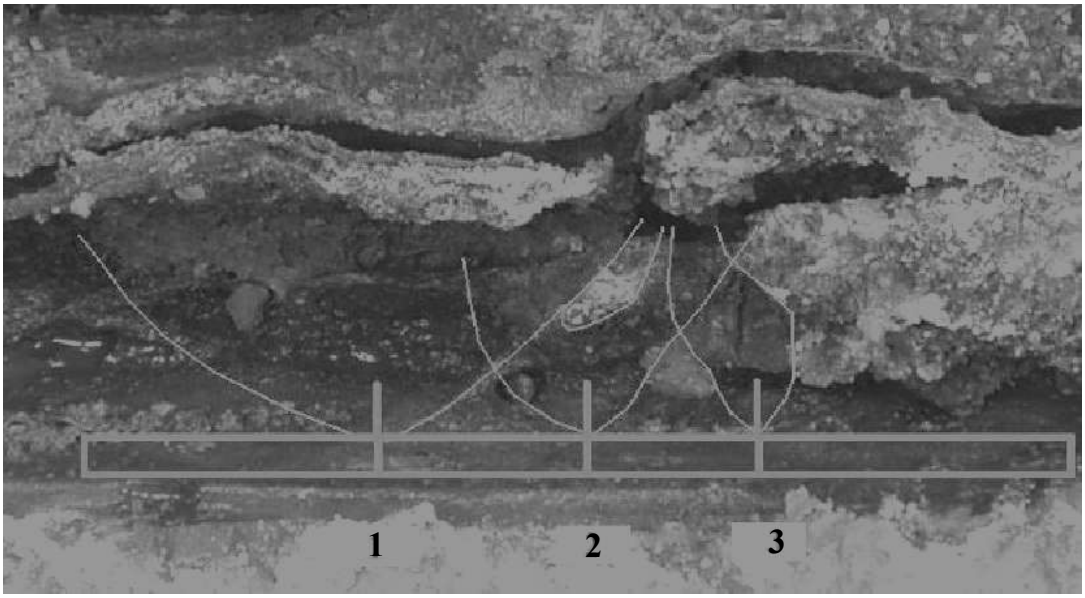


1 – рудный пласт; 2 – закачная и 3 – добычная скважины;
4 – центральная труба; 5 – подготовительная выработка;
6 и 7 – перекрывающие и подстилающие породы; 8 – нерастворимый остаток;
9 – межтрубное пространство; 10 – жидкий нерастворитель;
11 – подкровельное пространство для нерастворителя; 12 – наклонный ствол;
13 – гибкая цельнотянутая труба; 14 – растворитель; 15 – потолочина наклонного ствола;
16 – камера подземного растворения; 17 – насыщенный рассол;
18 – подошва наклонного ствола; 19 – межтрубное пространство;
20 – поток нерастворителя; 21 – наклонная кровля пласта.

Рисунок 3 – Технологическая схема отработки наклонно залегающих пластовых залежей методом подземного растворения

С помощью колтюбингового бурения вдоль подошвы пласта из закачной скважины в подготовительную выработку добычной скважины проходят наклонный ствол. Посредством гибкой цельнотянутой трубы вводят растворитель, размывающий кровлю ствола. По достижении камерой ПРС кровли пласта под кровлю подается сплошным потоком нерастворитель, непрерывно отбираемый из закачной скважины и возвращаемый в добычную. Таким образом, образуют замкнутый контур с циркуляцией нерастворителя. При этом развитие камеры подземного растворения происходит уже за счет растворения ее стенок. По мере расширения камеры ПРС в циркуляционный контур подают дополнительное количество нерастворителя, объем и скорость подачи которого определяют в зависимости от размеров формируемой камеры подземного растворения, степени разубоживания рассола, угла наклона кровли пласта полезного ископаемого и других параметров. Таким образом, удается повысить коэффициент извлечения полезного ископаемого из пласта с наклонной кровлей.

Моделировался способ колтюбингового управления размывом камеры для различных температур и расходов растворителя с использованием нерастворителя. Уровень нерастворителя контролировался электроконтактным способом, подача растворителя – прецизионным нагнетательным насосом. Эксперименты подтвердили эффективность ПРС с формированием тоннельных камер и надежность управления размывом маломощных соляных пластов на лабораторной модели при длине камеры растворения до 600 мм и мощности сильвинитового слоя до 150 мм.



1, 2, 3 – положение точки подачи растворителя соответственно на первом, втором и третьем этапе размыва

Рисунок 4 – Модель колтюбингового управления размывом горизонтальной тоннельной камеры

Заключение

Способ подземного растворения маломощных пластов растворимых солей с формированием горизонтальных и наклонных камер может иметь промышленную перспективу. Для его детальной разработки и освоения в производстве потребуется в дополнение к уже проведенным исследованиям выполнить комплекс научно-исследовательских, опытно-конструкторских и опытно-технологических работ, включающий:

- разработку новых технологических схем и параметров формирования тоннельных камер;
- проведение маломасштабных экспериментов по размыву фрагмента пласта в шахтных условиях;
- разработку конструкций колтюбинговой установки под задачи подземного растворения калийных солей;
- создание высокоточных инструментов позиционирования рабочего органа колтюбинговой установки;
- разработку способов и параметров волнового воздействии на залежь и др.

Промышленное освоение разрабатываемой технологии позволит расширить сырьевую базу калийной промышленности Республики Беларусь и повысить эффективность выемки запасов сильвинита с помощью ПРС.

Список использованных источников

1. **Пермяков, Р.С.** Технология добычи солей / Р.С. Пермяков, В.С. Романов, М.П. Белды. – Л.: Недра, 1981. – 272 с.

2. Подземное растворение соляных залежей / Е.П. Каратыгин [и др.]. – СПб.: Гидрометеоиздат, 1994. – 222 с.

3. **Клементьев, А.Н**. Мировые производители калийных удобрений / А.Н. Клементьев // Новости науки и техники. – СПб.: ВНИИГ, 2005. – Вып. 1. – С. 1-9.

4. **Клементьев, А.Н**. Метод подземного растворения на Саскичеванском месторождении сильвинитовых руд (Канада) и последующая переработка рассолов / А.Н. Клементьев // Новости науки и техники. – СПб.: ВНИИГ, 2009. – Вып. 8. – С. 6-9.

5. **Аренс, В.Ж.** Физико-химическая геотехнология / В.Ж. Аренс. – М.: МГГУ, 2001. – 656 с.

6. Способ разработки пластов соляных залежей малой мощности подземным выщелачиванием / В.С. Войтенко, В.В. Войтенко, А.М. Гречко, В.М. Кириенко, А.Д. Смычник, С.Ф. Шемет Патент Евразийской патентной организации № 009429, заявл. 15.02.2006, опубл. 28.12.2007 – 2 с.

7. Колтюбинг: Основы и практика применения в горном деле / В.С. Войтенко [и др.]. – Мн.: Юнипак. – 2007. – 584 с.

Smychnik A.D., Shemet S.F., Grechko A.M., Shutin S.G., Samodurov V.P.

Development of underground solution techniques for thin salt layers

The experience of application of underground solution in the context of potash salts mining was analyzed. The main technical problems constraining the application of existing technologies of underground solution for mining of thin mineral salt layers are reviewed. New methods of underground solution through cooperating boreholes using the energy of shock waves and coiled tubing were proposed.

Поступила в редакцию 11.02.2011 г.

УДК 622.271:622.235:550.343.4

ОПРЕДЕЛЕНИЕ ИЗБЫТОЧНОГО ДАВЛЕНИЯ НА ФРОНТЕ УДАРНЫХ ВОЗДУШНЫХ ВОЛН ПРИ ВЗРЫВАХ НА ОТКРЫТЫХ РАЗРАБОТКАХ

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г., Березовский Н.И. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

В статье приведена методика определения избыточного давления на фронте ударных воздушных волн для решения задач безопасности взрывных работ с заданным уровнем надежности.

Введение

При ведении взрывных работ на открытых горных разработках вблизи жилых массивов и промышленных объектов большое значение приобретает защита сооружений от воздействия ударных воздушных волн (УВВ). Ударные воздушные волны возникают вследствие ударного сжатия воздуха, прилегающего к заряду. При расширении продуктов взрыва и удалении ударной волны от центра взрыва интенсивность ее падает, скорость распространения уменьшается и, в конечном счете, она переходит в звуковую волну.

Передняя часть ударной волны или ее фронт распространяется, как правило, со скоростью, превышающей звуковую. Распространяющаяся ударная волна вызывает движение за ее фронтом воздушного потока, давление в котором по мере удаления фронта снижается до атмосферного, переходя затем в волну разряжения.

Основным параметром, определяющим разрушающее действие ударной воздушной волны, является максимальное избыточное давление на ее фронте ΔP. Другим важным параметром, влияющим на степень разрушения строительных объектов, является импульс фазы сжатия, а также продолжительность фазы сжатия. При этом характер воздействия ударных воздушных волн зависит от соотношения времени действия фазы сжатия ($t_{сж}$) и периода собственных колебаний конструкции (T_o) [1].

Если $t_{сж} \succ\succ T_o$, действие ударной волны определяется величиной избыточного давления на ее фронте, так как в этом случае конструкция будет деформирована за промежуток времени, в течении которого давление во фронте волны не успеет существенно упасть. Такой статический характер воздействия ударных воздушных волн наблюдается при $t_{сж} \geq 10T_o$.

Когда $t_{сж} \prec\prec T_o$, конструкция не успевает полностью деформироваться. При этом смещения и деформации сооружения пропорциональны импульсу силы. Импульсивный характер действия ударной волны наблюдается при $t_{сж} \leq 0,25T_o$.

Область, когда $t_{сж} \approx T_o$, является переходной между чисто статическим и импульсным действием силы УВВ.

Результаты исследований

Длительность импульса давления взрывной воздушной волны при взрывах в карьерах − величина того же порядка, что и период собственных колебаний стекла и

различных строительных конструкций. Характер разрушения стекол от массовых взрывов близок к статическому, обусловленному влиянием избыточного давления. В зависимости от его величины объекты подвергаются различным воздействиям.

Таблица 1 – Воздействие УВВ на охраняемые объекты [2]

Повреждение	Избыточное давление, Па
Дребезжание стекол, нарушение витринных окон	200-250
Разрушение слабо вставленных стекол	200-500
Разрушение хорошо укрепленных стекол	1000-3000
Массовое разрушение оконных рам	7000
Разрушение кирпичных стен толщиной 20-30 см	50000-55000

Практически во всех формулах для определения размеров зон разрушения от воздушной волны присутствует величина массы заряда ВВ. Это значит, что существует функциональная зависимость $\Delta P = f\ \ Q^m$. Показатель m зависит от характера передачи энергии взрыва через среду. В случае статического действия взрыва $m = 1/3$, а при импульсном действии $m = 2/3$. Очевидно, что при $t_{сж}$ близком к T_o, величина показателя m находится в пределах $1/3 \prec m \prec 2/3$ и зачастую принимается равным 1/2.

Давление ударной воздушной волны зависит от глубины заложения заряда, величины забойки, диаметра заряда и других факторов. При взрывании удлиненного заряда в скважине заглубление колонки заряда ведет к уменьшению давления в воздушной волне, которая сказывается до определенной глубины.

Еще более снижается давление ударных воздушных волн при использовании забойки. Влияние забойки проявляется при ее длине до 20 диаметров скважины, а наибольший эффект дают первые 1,5-2 м. При увеличении диаметра заряда увеличивается избыточное давление на фронте волны.

В некоторых случаях необходимо учитывать особенности рельефа местности. При наличии препятствий имеет место ослабление интенсивности ударной воздушной волны за препятствием или усиление ее перед ним. Причем, как ослабление, так и усиление проявляется на расстояниях, не превышающих высоты препятствий.

Более существенное влияние на интенсивность ударных воздушных волн, не всегда поддающееся прогнозированию, оказывают метеорологические условия. Плотность, температура, давление и влажность атмосферы, скорость и направление ветра непрерывно изменяются во времени и пространстве, что сказывается на характере распространения ударных воздушных волн. При определенной совокупности погодных условий распространяющаяся волна может отклоняться к земле и от земли. Причем температура изменения в атмосфере могут иметь решающее влияние на характер распространения ударных воздушных волн.

Если температура понижается с увеличением высоты, то это приводит к уменьшению скорости звука по высоте. Такой случай отрицательного температурного градиента является нормальным и наиболее благоприятным при проведении взрывов, так как распространение воздушных волн происходит вверх в атмосферу без преломления к земле и отражения от нее. Если же температура воздуха повышается с высотой, т. е. имеет место случай положительного температурного градиента или температурной инверсии, происходит отклонение ударных воздушных волн обратно к земле и возможно их фокусирование.

Скорость ударной волны относительно земной поверхности увеличивается на величину скорости ветра. Как правило, в нижних слоях атмосферы скорость ветра существенно меньше скорости звука. Увеличение скорости ветра с высотой может привести к наклону ударной волны к поверхности Земли, в результате чего может произойти нерегулярное отражение ударных волн и образование головной волны с увеличенным давлением на ее фронте.

Таким образом, влияние метеоусловий может привести к аномальному проявлению воздействия ударных воздушных волн на здания и сооружения, в том числе и на значительных расстояниях от мест производства взрывных работ. В практике взрывных работ имели место случаи, когда разрушение застекления происходило на расстояниях 5-ти и более километров от места их проведения, в то время как нарушения близко расположенных объектов не наблюдалось.

Многообразие факторов, определяющих интенсивность УВВ, некоторые исследователи учитывают введением в расчетные формулы дополнительных эмпирических коэффициентов. Однако неопределенность исходных характеристик при увеличении количества факторов снижает точность расчетов, что делает неэффективным применение таких методик и реальным возможные нарушения застекления объектов ударными волнами в сложных условиях. Поскольку изменение влияющих факторов носит случайный характер, целесообразно рассмотреть вопрос с позиции теории вероятностей и математической статистики.

При исследовании закономерностей распространения и затухания ударных воздушных волн на карьерах применялась регистрация избыточного давления на фронте ударной волны, как в отдельных точках, так и по профильным направлениям. Рельеф местности на пути распространения УВВ был представлен относительно ровной поверхностью без резко выраженных препятствий.

По данным инструментальных измерений изменение давления на фронте ударной воздушной волны ΔP от расстояния характеризуется зависимостью вида:

$$\Delta P = \frac{K}{R^n}, \tag{1}$$

где ΔP − изменение давления на фронте ударной воздушной волны, Па;

K − эмпирический коэффициент, учитывающий факторы, влияющие на интенсивность ударной воздушной волны;

R − расстояние до взрыва, м;

n − показатель степени затухания ударных воздушных волн с расстоянием.

Анализ результатов измерений показал, что величина показателя n близка к единице. По мере накопления экспериментальных данных компьютерному анализу были подвергнуты в совокупности все измерения. Полученная зависимость графически представлена на рисунке 1, а величина показателя n здесь равна 0,91. Для практических расчетов без значительной потери точности можно принять $n = 1$.

Зависимость избыточного давления от массы заряда на степень затухания с учетом формулы (1) имеет вид:

$$\Delta P = KR^{-n}Q^m, \tag{2}$$

где Q − масса заряда в группе, кг;

m − эмпирический коэффициент, отражающий влияние массы заряда.

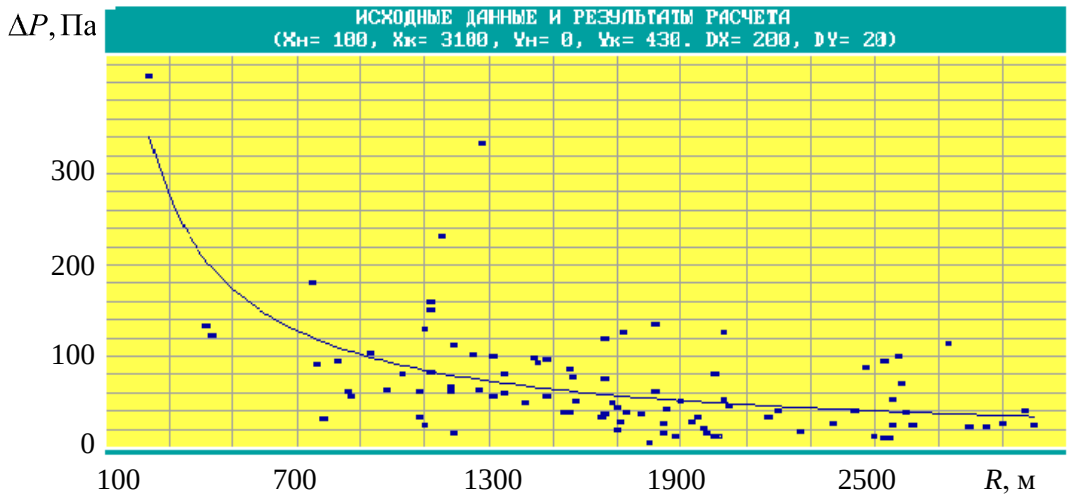


Рисунок 1 – Зависимость избыточного давления на фронте воздушной ударной волны от расстояния

В результате математической обработки экспериментальных данных с использованием метода Брандона получена зависимость:

$$\Delta P = 1{,}149 \cdot 10^{-2} \cdot Q^{0{,}6}. \tag{3}$$

Без существенных потерь в точности, заменив в данной формуле показатель степени при Q на 0,5, и с учетом (1), окончательно получим:

$$\Delta P = \frac{1260\sqrt{Q}}{R}. \tag{4}$$

Формула (3) является удобным приближением для оценки избыточного давления на фронте УВВ, однако для определения вероятной интенсивности ударной волны с заданной надежностью необходимо теоретическое и экспериментальное обоснование расчетных параметров в исходной формуле и их возможных вариаций.

Как мы уже упоминали выше, значение показателя затухания в формуле (1) близко к единице. В свою очередь, влияние массы заряда можно характеризовать показателем приближенно равным 1/2. Если в расчетах принимать установленные их приближенные значения, то без существенных потерь точности их возможные отклонения от истинного значения можно учесть вариацией коэффициента пропорциональности в вышеприведенной зависимости, распределение которого комплексно характеризует многообразие случайных факторов.

Изучение распределения этого коэффициента позволяет с заданной точностью осуществлять прогноз интенсивности воздушных волн, что особенно важно при производстве взрывных работ вблизи жилых массивов крупных городов с большим скоплением людей и значительной площадью застекления, лечебных и детских учреждений. В результате измерений получено следующее распределение коэффициента интенсивности ударной волны по частотам (рисунок 2).

Аппроксимация экспериментальных данных различными типами распределений показала, что наилучшей моделью является гамма-распределение, функция плотности вероятности которой имеет вид:

$$f\ \ K\ \ = \frac{\lambda^{\eta}}{\Gamma\ \ \eta} K^{\eta-1} e^{-\lambda K}, \tag{5}$$

где λ – параметр масштаба;
η – параметр формы;
e – основание натуральных логарифмов.

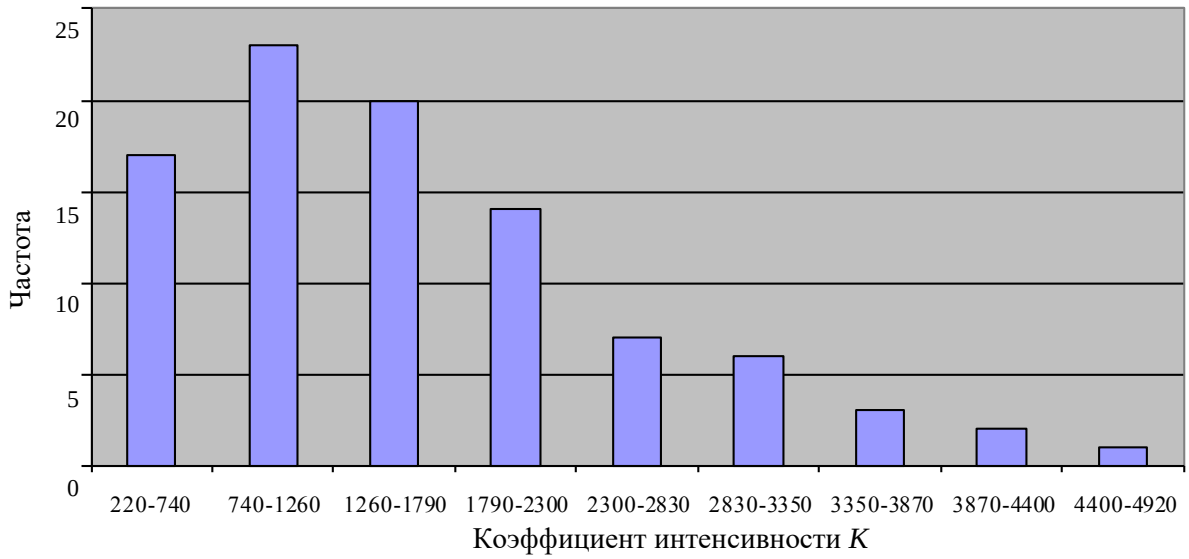


Рисунок 2 – Гистограмма распределения коэффициента интенсивности УВВ

Параметры масштаба λ и формы η вычисляются по опытным данным базы данных с использованием формул статистики:

$$\lambda = \frac{\overline{K}}{S^2}, \tag{6}$$

$$\eta = \left(\frac{\overline{K}}{S}\right)^2, \tag{7}$$

где $\overline{K}$ – среднее значение коэффициента интенсивности ударной воздушной волны;
S – стандартное отклонение.

Применительно к опытным данным, вычисленные значения параметра формы и масштаба составляют 2,6 и 1,68 соответственно. Критерий Пирсона для 5 % уровня значимости не превышает 1,4, что значительно меньше его табличного значения ($\chi^2_{\text{табл}} = 12,6$ при 6-ти степенях свободы). Следовательно, полученные экспериментальные данные распределения коэффициента интенсивности ударных волн не противоречат гамма-распределению. Следует отметить, что аппроксимация полученного распределения коэффициента интенсивности другими типами распределений в широком диапазоне горнотехнических условий дает худшие результаты. Например, для распределения Вейбулла критерий $\chi^2_{\text{табл}}$ равен 2,0, что ближе к его предельному табличному значению.

Заключение

Установленные закономерности распространения и затухания УВВ и распределения коэффициента интенсивности являются теоретической основой для решения задач безопасности взрывных работ по действию УВВ на объекты с заданным уровнем надежности.

Список цитированных источников

1. **Цейтлин, Я.И**. Сейсмические и ударные воздушные волны промышленных взрывов / Я.И. Цейтлин, Н.И. Смолий. − М.: Недра, 1981. − 192 с.

2. **Оника, С.Г.** Определение параметров взрывных работ и расстояний, безопасных по действию сейсмических и ударных воздушных волн / С.Г. Оника, В.А. Гаврик. – Кривой Рог: НИГРИ, 1995. − 27 с.

Onika S.G., Khalyavkin F.G., Berezovsky N.I.

Determination of the excess pressure at the front shock air waves during the blastings at the opencast working.

The determination method of the excess pressure at the front of shock air waves to resolve the issues relating to the safe blasting with the predetermined level of reliability is presented in the article.

Поступила в редакцию 03.02.2011 г.

УДК 622.6:621.867

ПЛОТНОСТНЫЕ СВОЙСТВА ИЗМЕЛЬЧЕННОЙ КАЛИЙНОЙ РУДЫ И ПРОДУКТОВ ЕЕ ПЕРЕРАБОТКИ

Кислов Н.В., Цыбуленко П.В. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

Приводятся результаты экспериментального определения плотности частиц измельченной калийной руды и продуктов ее переработки, установлена взаимосвязь между плотностью частиц и определяющими размерами их фракций, выполнена аналитическая оценка этой зависимости.

Введение

Плотность горных пород определяется отношением массы горной породы к ее объему, измеряется в кг/м^3 и зависит от их минерального состава, структурно-текстурных особенностей, пористости, вида вещества, заполняющего поры и пустоты (газ, вода, нефть), а также от условий образования и залегания породы. Различают плотность горной породы в естественном состоянии, плотность абсолютно сухого вещества (отношение массы высушенных и измельченных до исчезновения пор твердых частиц к их объему), насыпную плотность породы (отношение массы измельченной породы к объему мерной емкости, т. е. к объему свободной засыпки с учетом пор между частицами (макропор) и внутри их (микропор) и, наконец, плотность частиц измельченной горной породы (отношение массы частиц определенной фракции к их объему с учетом микропор). На различии плотности горных пород основаны гравиметрическая разведка и отделение тяжелых рудных минералов от пустой породы при гравитационном обогащении. Значения плотности определяют поведение горных пород при их разрушении в процессах добычи (буримость, взрываемость, резание, дробление), переработке (сушка, гранулирование, прессование, механическая и химическая переработка) и перемещении средствами непрерывного транспорта [1, 3, 4].

Результаты исследования

Обоснование режимных и конструктивных параметров систем обеспыливания при отбойке калийной руды и пневматическом перемещении продуктов ее переработки обуславливает необходимость определения плотности частиц различных фракций измельченной горной породы и продукции ее обогащения [2, 5].

В качестве объектов исследования плотности частиц использованы образцы измельченной калийной руды, отбитой проходческо-очистным комбайном Урал-10КС (из-под бермовых фрез), и продуктов переработки (хлористого калия и сульфата калия). В общем случае плотность частиц:

$$\rho = \frac{m}{V}, \tag{1}$$

где m – масса частиц отдельной фракции, кг;

V – объем частиц в пробе, м^3.

Объем частиц определялся пикнометрическим способом. В качестве рабочей жидкости использовался керосин. При определении объема мелкодисперсных фракций (d < 0,315 мм) применялся гелиево-вакуумный пикнометр. Массы проб определялись на электронных весах. Размер частиц каждой фракции оценивался их средним значением. Повторяемость опытов была принята трехкратной.

Опытные значения плотности частиц каждой фракции измельченной калийной руды приведены в таблице 1 и изображены в виде зависимости $\rho = f(d)$ на рисунке 1. Анализ этих данных и их математическая обработка показали, что функция $\rho = f(d)$ подчиняется закономерности:

$$\rho = \rho_1 d^{-a}, \tag{2}$$

где ρ_1 и a – параметры эмпирической формулы.

Таблица 1 – Плотность частиц измельченной калийной руды

№	$d_i - d_{i-1}$, мм	d, мм	Плотность частиц ρ, кг/м^3			
			опыт	по формуле $\rho = \frac{2166}{d^{0,024}}$	по формуле $\rho = \frac{2193}{d^{0,03}}$	по формуле $\rho = \frac{2138}{d^{0,03}}$
1	2	3	4	5	6	7
1	30-20	25	1974	2005	1991	-
2	20-10	15	2060	2030	2022	-
3	10-7	8,5	2052	2058	2057	-
4	7-5	6,0	2085	2075	2078	-
5	5-3	4,0	2108	2095	2104	-
6	3-2	2,5	2166	2119	2134	-
7	2-1	1,5	2140	2145	2181	2112
8	1-0,63	0,82	2126	2176	-	2151
9	0,63-0,315	0,47	2185	2206	-	2187
1	2	3	4	5	6	7
10	0,315-0,2	0,26	2232	2237	-	2226
11	0,2-0,16	0,18	2200	3357	-	2250
12	0,16-0,1	0,13	2295	2275	-	2273
13	0,1-0,05	0,075	2336	2305	-	2311
14	<0,05	-	глина	-	-	-
Среднеквадратическое отклонение σ				±32 кг/м^3	±28 кг/м^3	±24 кг/м^3

Параметр ρ_1 имеет конкретный физический смысл и представляет собой плотность частиц, средний размер которых d_1 = 1 мм. Параметр a характеризует интенсивность убывания плотности частиц по мере увеличения их среднего размера фракций измельченной породы. Для того, чтобы размерности левой и правой частей функции $\rho = f(d)$ были однозначными, введем в аргумент дополнительный параметр d_1 = 1 мм. Тогда формула (2) примет вид:

$$\rho = \rho_1 \cdot \left(d/d_1\right)^{-a}, \tag{3}$$

где ρ_1 – плотность частиц (размер которых d_1 = 1 мм), кг/м^3;

d – средний размер частиц фракции, мм;

a – коэффициент, характеризующий интенсивность уменьшения плотности частиц по мере увеличения их размера.

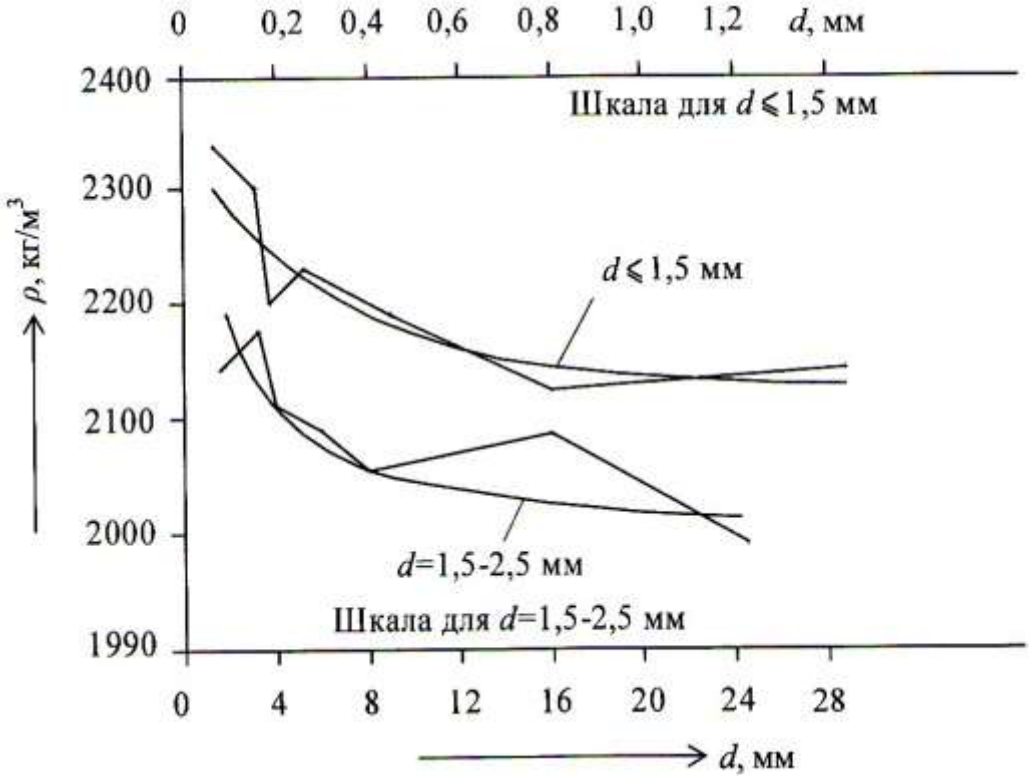


Рисунок 1 – Зависимость плотности ρ частиц измельченной калийной руды от среднего размера d фракций

Формула (3) для всего диапазона фракций калийной руды, отбитой бермовой фрезой проходческо-очистного комбайна Урал-10КС, имеет вид:

$$\rho = 2166 \cdot \left(d/d_1\right)^{-0,024}. \qquad (4)$$

Среднеквадратическое отклонение расчетных значений ρ от опытных в этом случае составляет ± 0,32 кг/м^3 (таблица 1).

Из анализа опытных данных (таблица 1) можно сделать вывод, что вся совокупность фракций измельченной калийной руды в зависимости от пористости частиц состоит из двух групп с размерами частиц d = 1,5-25 мм и $d \leq 1,5$ мм. Для первой группы фракций (ρ = 2140-1974 кг/м^3) параметры формулы (4) имеют следующие значения: ρ_1 = 2193 кг/м^3, a = 0,03. Для второй группы (ρ = 2336-2140 кг/м^3) ρ_1 = 2138 кг/м^3 и a = 0,03. Плотность мелкодисперсных частиц и пылей ($d \leq 0,315$ мм) составляет 2232-2336 кг/м^3.

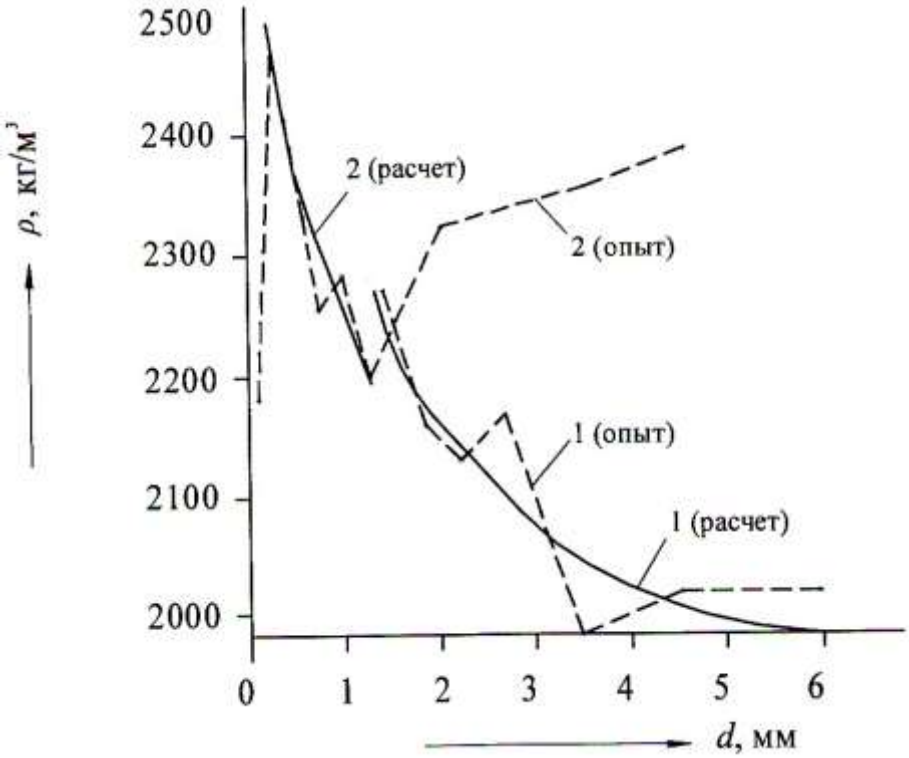
Сведения по определению плотности частиц хлористого калия и сульфата калия сведены в таблице 2 [2], где представлены крайние размеры фракций $d_i - d_{i-1}$, средние их значения d в мм, опытные и расчетные значения плотности ρ в кг/м^3 частиц этих фракций и эмпирические формулы для вычисления ρ. Для наглядности эти данные изображены на рисунке 2 в виде зависимостей $\rho = f(d)$.

Таблица 2 – Плотность частиц хлористого калия и сульфата калия в зависимости от размера их фракций

№	$d_i - d_{i-1}$, мм	d, мм	Плотность частиц ρ, кг/м^3			
			KCl		K_2SO_4	
			Опыт	Расчет	Опыт	Расчет
1	7-5	6	2008	1971	-	-
2	5-4	4,5	2004	2017	2366	-
3	4-3	3,5	1976	2058	2344	-
4	3-2,5	2,75	2158	2098	-	-
5	2,5-2,0	2,25	2118	2132	2315	-
6	2,0-1,6	1,8	2143	2170	-	-
7	1,6-1,0	1,3	2257	2229	2184	2181
8	1,0-0,63	0,82	-	-	2284	2242
9	0,63-0,40	0,52	-	-	2240	2305
10	0,40-0,315	0,36	-	-	2336	2356
11	0,315-0,2	0,26	-	-	2403	2402
12	0,2-0,16	0,18	-	-	2453	2456
13		0,15	-	-	2162	-

Хлористый калий KCl, d = 1-7 мм: $\rho = 2275\, d^{-0,08}$; $\sigma = \pm 48$ кг/м^3

Сульфат калия K_2SO_4, d = 0,16-1,60 мм: $\rho = 2216\, d^{-0,06}$; $\sigma = \pm 36$ кг/м^3



1 – KCl; 2 – K_2SO_4

Рисунок 2 – Зависимость плотности ρ частиц от среднего размера d фракций

Плотность частиц хлористого калия уменьшается с увеличением среднего размера d фракций. При изменении d от 7 до 1 мм, плотность ρ составляет 2008-2257 кг/м^3 и подчиняется закономерности (3). В рассматриваемом случае ρ_1 = 2275 кг/м^3, a =0,08.

Плотность мелкодисперсных фракций сульфата калия ($d \leq 1$ мм) также уменьшается с увеличением их размера в соответствии с зависимостью (3) с параметрами d_1 = 2216 мм и a = 0,06. Что же касается частиц с $d \geq 2$ мм, то их плотность изменяется незначительно и вследствие химической чистоты сульфата калия лежит в узких пределах (ρ = 2135-2366 кг/м^3), составляя в среднем 2342 кг/м^3.

Заключение

Таким образом, выполненный комплекс исследований позволил оценить характер и пределы изменения плотности частиц различных фракций измельченной калийной руды и продуктов ее обогащения и дать аналитическое описание зависимости плотности частиц от их размера. Полученные данные необходимы для подбора и расчета систем пылеулавливания и пневмотранспортирования сыпучих сред при добыче и переработке калийной руды.

Список цитируемых источников

1. Справочник по обогащению руд, 2 изд., Т. 1. – М.: Недра, 1982. – 366 с.

2. Исследование, обоснование и выбор режимов процесса транспортирования продуктов сырья и обогащения ПО «Беларуськалий» : отчет о НИР (заключ.) / Бел. политехн. ин-т; рук. темы Н.В. Кислов. – Мн., 1984. – 84 с. (ч. 1), 43 с. (ч. 2). − № ГР 0182.5014474.

3. Горная энциклопедия: в 5 т. / редкол.: Е.А. Козловский (гл. ред.) [и др.]. − М.: Сов. энциклопедия, 1984-91. − Т. 2: Геосферы − Кенай. − 1986. − 575 с.

4. **Кислов, Н.В.** Аэродинамика измельченного торфа / Н.В. Кислов; под ред. И.И. Лиштвана. – Мн.: Наука и техника, 1987. – 175 с.

5. **Швыдкий, В.С.** Очистка газов / В.С. Швыдкий, М.Г. Ладыгичев. – М.: Теплоэнергетик, 2002. – 640 с.

Kislov N.V., Tsybulenko P.V.

Density features of the crashed potash ore and products of its processing

The results of the experimental determination of density of the crushed potash ore particles and products of its processing are provided. The relation between the particles density and definitive dimensions of its factions was determined, as well as analytical evaluation of this relation was carried out.

Поступила в редакцию 31.01.2011 г.

УДК 622.693.2.004.4

СПОСОБ ПРОГНОЗА УСТОЙЧИВОСТИ ГОРНЫХ ВЫРАБОТОК И СКЛОНОВ

Оника С.Г., Халявкин Ф.Г. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

В статье представлен способ прогноза устойчивости горных выработок и склонов на основе регистрации предвестников деформаций горных пород магнитометрическими методами.

Введение

Известен способ кинетического подхода к прогнозированию устойчивости техногенных и природных объектов, основанный на термофлуктуационной концепции разрушения [1]. В этом методе разрушение рассматривается как следствие накопления локальных микроразрушений в результате термофлуктуационной статистики в механически напряженном теле. Кинетический подход исходит из того, что время до разрушения объекта (ресурс долговечности) однозначно связано с накоплением поврежденности, задача состоит в том, чтобы найти наиболее удобную для регистрации меру поврежденности и ее связь с ресурсом долговечности. Однако определение временного параметра прогнозирования разрушения в рамках термофлуктуационной концепции в настоящее время реализуется косвенным расчетом посредством регистрации звуковых сигналов на пребывающих под нагрузкой лабораторных образцах, при котором оценивается запас времени до окончательного разрушения ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести.

Ресурс долговечности ограниченно устойчивых объектов можно определять, фиксируя на поверхности неустойчивых объектов аномальные изменения напряженности магнитного поля очагов необратимой деформации (скрыто развивающихся поверхностей отрыва или скольжения) методом магнитодинамической интроскопии (МДИ) [2]. При применении МДИ используется регистрация и исследование постоянной составляющей напряженности геомагнитного поля. При этом осуществление магнитодинамического контроля производится посредством профильной разновысотной магнитной съемки полного вектора напряженности магнитного поля T или его вертикальной составляющей. Критическим параметром является коэффициент оползнеопасности, представляющий собой отношение разности напряженности магнитного поля, зафиксированной на разной высоте, к его среднему значению по результатам профильной съемки. Метод позволяет с точностью до суток прогнозировать оползневые явления. По данным автора метода, накопленные статистические данные показывают, что за 2-3 суток до начала движения оползня коэффициент оползнеопасности увеличивается на одну-две единицы [2].

Недостатком метода является отсутствие в методике расчета коэффициента оползнеопасности учета взаимодействия магнитного поля очагов необратимых деформаций с магнитным полем окружающей среды. Следствием этого является недостаточная надежность информации о сроках устойчивости контрольных объектов − осуществляется только краткосрочный прогноз, что существенно снижает возможность проведения противооползневых мероприятий и исключает возможность долго- и среднесрочного прогноза устойчивости.

Следовательно, актуальной является разработка способа определения ресурса долговечности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести, в котором путем учета взаимодействия магнитного поля деструктивных новообразований с магнитным полем окружающей среды достигается повышение надежности информации о сроках устойчивости контрольных объектов.

Результаты исследований

По нашему мнению, однозначно связанное с накоплением повреждений время до разрушения объекта определяется из функции, описывающей напряженность магнитного поля локальной части объекта в области деформации. Этот процесс рассматривается как следствие накопления микроразрушений, заполняемых намагниченным веществом окружающей среды, неизбежно заполняющим микротрещины различного характера в механически напряженном теле. При этом вновь возникающие в результате взаимодействия магнитных полей разрушаемого объекта и окружающей среды микротрещины тут же заполняются веществом среды, намагничиваемым в свою очередь, то есть, процесс накопления микротрещин в случае пластичных пород идет непрерывно, а непрерывно протекающие процессы можно описать некоторым уравнением или системой уравнений.

Все вещества по магнитным свойствам разделяются на три основные группы: диамагнетики, парамагнетики и ферромагнетики. Диамагнитное вещество выталкивается в неоднородном магнитном поле, а в однородном − устанавливается перпендикулярно силовым линиям поля (диамагнетиком, в частности, является вода). Парамагнитное вещество втягивается неоднородным магнитным полем, а в однородном − устанавливается перпендикулярно силовым линиям поля (парамагнетиком, в частности, является воздух). В природе, как правило, магнитные поля неоднородны, поэтому намагничиваемые диамагнетики выталкиваются из намагничивающего поля, а намагничиваемые парамагнетики втягиваются намагничивающим полем, следовательно, диамагнитные и парамагнитные вещества постоянно находятся в неравновесном состоянии. С позиций такого подхода разрушение имеет два аспекта: магнитензионное зарождение микротрещины и переход к макроразрушению материала.

Элементарным актом разрушения является магнитензионное зарождение нестабильной микротрещины. Проникновение окружающей среды (воздух, влага) в область дефекта кристаллической решетки пребывающего в состоянии кажущейся устойчивости объекта приводит к развитию последней в силу создаваемого избыточного напряжения при миграции в теле намагниченного диа- или парамагнетика.

В некоторый момент происходит переход от зародышевых, начальных трещин к видимой деформации, соизмеримой с размерами тела, то есть происходит формирование очага необратимой деформации (ОНД). Энергия магнитного поля объекта перераспределяется таким образом, чтобы препятствовать нарушению целостности объекта. Однако, в наиболее ослабленных, в силу различных причин, местах ОНД продолжает прогрессировать, увеличиваясь в размерах, поскольку в область необратимой деформации постоянно осуществляется приток намагничиваемого вещества окружающей среды, находящегося в неравновесном состоянии, т. е. увеличивающего напряжение в теле, при этом намагниченная среда ОНД регистрируется наружным наблюдением. По достижении некоторой (критической) величины напряженности магнитного поля ОНД, отвечающей таким линейным размерам деформации, при которых опорная реакция внутри объекта не компенсирует действие силы тяжести, происходит разрушение объекта. При этом, в силу предопределенности процессов, время до разрушения (ресурс

долговечности) однозначно связано с накоплением поврежденности, а наиболее удобной для регистрации мерой поврежденности объекта является напряженность $\vec{H}$ магнитного поля ОНД.

Таким образом, в разработанном нами методе прогнозирование осуществляется прямым расчетом времени до начала разрушения контрольного объекта посредством регистрации динамической составляющей аномального магнитного поля очагов деформации. Метод позволяет при известной критической напряженности значительно повысить надежность прогнозирования, осуществляя, наряду с краткосрочным прогнозом, средне- и долгосрочный прогнозы длительности устойчивого состояния контрольных объектов. Предлагаемый способ контроля устойчивости предусматривает:

- исследование аномальной динамической напряженности магнитного поля формирующихся поверхностей отрыва или поверхностей скольжения подвижных масс относительно неподвижных;

- определение минимальной глубины формирующихся поверхностей отрыва в случае фиксации на поверхности наблюдений одиночных экстремумов динамической напряженности магнитного поля или минимальной глубины и горизонтальной длины формирующихся поверхностей скольжения в случае фиксации на поверхности наблюдения двойных одноименных экстремумов магнитного поля;

- осуществление режимных наблюдений аномальной динамической напряженности магнитного поля с интервалом, обеспечивающим равенство разности напряженности магнитного поля предыдущих и последующих наблюдений в фиксированной точке контрольных аномалий. В случае формирующихся поверхностей отрыва режимные наблюдения производят в экстремальной точке контрольных аномалий, а в случае формирующихся поверхностей скольжения режимные наблюдения производят в точке поверхности наблюдений, лежащей на прямой, проходящей через два одноименных экстремума контрольных аномалий и находящейся со стороны монотонного изменения динамической напряженности магнитного поля на расстоянии:

$$L = \frac{I_1 - I_2}{2\left(\frac{h_{\max}}{h_{\min}} - 1\right)}, \qquad (1)$$

где I_1 – расстояние между одноименными экстремумами;

I_2 – половина горизонтальной длины формирующихся поверхностей скольжения;

$h_{\max} / h_{\min}$ – отношение максимальной и минимальной глубин формирующихся поверхностей скольжения;

- определение критической напряженности магнитного поля, при которой нарушается целостность объектов, из выражения:

$$Z_c = \frac{h_{\min} \cdot Z_{\text{экс}}}{h_{\text{наб}}}, \qquad (2)$$

где $Z_{\text{экс}}$ – экстремальное значение динамической напряженности магнитного поля над минимальной глубиной формирующихся поверхностей отрыва или скольжения;

$h_{\min}$ – минимальная глубина формирующихся поверхностей отрыва или скольжения на момент регистрации напряженности магнитного поля $Z_{\text{экс}}$;

$h_{наб}$ – высота наблюдения аномальной динамической напряженности магнитного поля относительно поверхности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести;

- определение ресурса долговечности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести из выражения:

$$t = \frac{\Delta t_{k+1}^2}{\Delta k_{k+1} - \Delta t_k} \times \left[\left(\frac{\Delta t_{k+1}}{\Delta t_k} \right) \frac{2Z_{k+1} - Z_k + Z_c}{Z_k - Z_{k+1}} - 1 \right], \quad (3)$$

где Δt_k – интервал времени между k+1-м и k-тым наблюдениями;

Δt_{k+1} – интервал времени между k+2-м и k+1-м наблюдениями;

Z_k – напряженность динамического магнитного поля k-го наблюдения, нТ;

Z_{k+1} – напряженность динамического магнитного поля k+1-го наблюдения, нТ;

Z_c – критическая напряженность динамического магнитного поля, нТ.

Благодаря тому что на поверхности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести производятся режимные наблюдения динамической аномальной напряженности магнитного поля формирующихся поверхностей отрыва или поверхностей скольжения подвижных масс относительно неподвижных, становится возможным количественно учесть с достаточной для практики точностью динамику роста внутренних деформаций поверхностей отрыва или поверхностей скольжения.

Известно, что формирующаяся поверхность отрыва отображается в локальном магнитном поле динамической аномалией:

$$Z = \frac{\lambda \cdot h_{\min}}{x^2 + h_{\min}^2} T, \quad (4)$$

где λ – магнитная масса единицы длины поверхности отрыва;

$h_{\min}$ – глубина верхней кромки поверхности отрыва;

x – координата профиля вкрест простирания аномалии Z.

Полагая, что $\frac{1}{2} Z_{экс} = Z \quad x_{1/2}$, где $x_{1/2}$ – координата половины экстремальной напряженности поля, из системы:

$$\begin{cases} Z_{экс} = \dfrac{\lambda}{h_{\min}}; \\ \dfrac{1}{2} Z_{экс} = \dfrac{\lambda \cdot h_{\min}}{x_{1/2}^2 + h_{\min}^2} \end{cases} \quad (5)$$

получаем $h_{\min} = x_{1/2} \cdot Z_c = \frac{h_{\min} \cdot Z_{экс}}{h_{наб}}$, где Z_c – критическая напряженность динамического магнитного поля, когда поверхность отрыва достигает поверхности наблюдений, режимные наблюдения производятся в экстремальной точке.

В случае формирующейся поверхности скольжения, экстремальная точка напряженности магнитного поля над минимумом субвертикальной части поверхности

скольжения мигрирует в сторону монотонного изменения напряженности поля и достигает критического значения с достаточной для практики точностью на расстоянии $L = \dfrac{I_1 - I_2}{2\left(\dfrac{h_{\max}}{h_{\min}} - 1\right)}$ от эпицентрального минимальной глубине поверхности скольжения экстремума, где I_1 − расстояние между одноименными экстремумами, I_2 − половина горизонтальной длины формирующейся поверхности скольжения, $h_{\max} / h_{\min}$ − отношение максимальной и минимальной глубин формирующейся поверхности скольжения.

Известно, что горизонтальная часть поверхности скольжения отображается в локальном магнитном поле динамической аномалией $Z = 2I\left[\operatorname{arctg}\dfrac{x + I_2}{h_{\max}} - \operatorname{arctg}\dfrac{x - I_2}{h_{\max}}\right]$.

Получаем зависимости при $\dfrac{1}{2}Z_{\text{экс}} = Z\ \ x_{1/2}$, $\dfrac{1}{4}Z_{\text{экс}} = Z\ \ x_{1/4}$:

$$h_{\max} = k\,\frac{x_{1/2}}{2}; \tag{6}$$

$$I_2 = \frac{x_{1/2}}{2}\sqrt{4 - k^2}\,, \tag{7}$$

где $k = \left(\dfrac{x_{1/4}}{x_{1/2}}\right)^2 - 1$, то есть, по характерным точкам аномалии величины $h_{\max}$ и I_2 определяются однозначно, а определение критического значения Z_c остается без изменений.

Режимные наблюдения с интервалом, обеспечивающим равенство разности динамической напряженности магнитного поля предыдущих и последующих наблюдений, позволяют радикально упростить экстраполяцию напряженности динамического магнитного поля во временном интервале, что существенно повышает точность прогнозирования и оперативность результата.

Благодаря тому, что режимные наблюдения производятся в фиксированной точке на поверхности контрольных объектов, становится возможным трансформировать дифференциальное уравнение в частных производных, описывающее динамику роста поверхности отрыва и скольжения, в обыкновенное дифференциальное уравнение, решением которого является прогностическая кривая, зависящая от времени, из которой определяется при определенном ранее критическом значении Z_c ресурс долговечности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести из выражения:

$$t = \frac{\Delta t_{k+1}^2}{\Delta k_{k+1} - \Delta t_k} \times \left[\left(\frac{\Delta t_{k+1}}{\Delta t_k}\right)\frac{2Z_{k+1} - Z_k + Z_c}{Z_k - Z_{k+1}} - 1\right], \tag{8}$$

где Δt_k − интервал времени между k+1-м и k-тым наблюдениями;

Δt_{k+1} − интервал времени между k+2-м и k+1-м наблюдениями;

Z_k − напряженность динамического магнитного поля k-го наблюдения, нТ;

Z_{k+1} − напряженность магнитного поля k+1-го наблюдения, нТ;

Z_c – критическая напряженность магнитного поля, нТ.

Таким образом, благодаря предложенному методу стало возможным осуществление учета причинно-следственных связей между характером накопления внутренних деформаций в ограниченно устойчивых объектах в поле силы тяжести и временем развития этих деформаций, что обеспечивает повышение надежности информации о сроках устойчивости контрольных объектов и, как следствие, получение долгосрочного, среднесрочного и краткосрочного прогнозов их устойчивого состояния с требуемой точностью.

Проникающая в область внутренних дефектов объектов, пребывающих в состоянии кажущегося равновесия, окружающая среда (воздух, влага) намагничивается под действием магнитного поля объекта и создает локальные перенапряжения, поскольку, как было отмечено выше, постоянно находится в неравновесном состоянии. Количественно этот процесс описывается дифференциальным уравнением в частных производных:

$$\eta \cdot \Delta \vec{H} = \sum_{n=1}^{2} t^{n-1} \cdot \frac{d^n \vec{H}}{dt^n}, \tag{9}$$

где $\vec{H}$ – вектор напряженности магнитного поля очага необратимой деформации (или любая его составляющая);

η – коэффициент намагничивания.

В точке поверхности контрольного объекта, соответствующей эпицентру источника микроаномалий, уравнение (9) очень слабо зависит от времени и с достаточной для практики точностью распадается на два равенства:

$$\Delta \vec{H} = 0, \tag{10}$$

$$\frac{d\vec{H}}{dt} + t\frac{d^2 H'}{dt^2} = 0, \tag{11}$$

а в силу фиксации исследуемой точки на поверхности контрольного объекта, прогностическая кривая конкретного ОНД $\vec{H}\ t$ удовлетворяет обыкновенному дифференциальному уравнению. В частности, если при определении ресурса долговечности контрольного объекта используется вертикальная составляющая магнитного поля ОНД $Z\ t$, уравнение имеет вид:

$$\dot{Z} + t\ddot{Z} = 0. \tag{12}$$

Общее решение уравнения (12) содержит две произвольные постоянные. Одна постоянная имеет размерность напряженности магнитного поля и является собственным магнитным полем Z_s очага необратимой деформации (при различных геометрических особенностях ОНД следуют различные Z_s). Вторая постоянная имеет размерность времени и является длительностью становления детерминированного процесса деформаций локальной части контрольной структуры t_o, так как переориентация микро- и макроструктур вещества, определяющих его внешнее магнитное поле, требует конеч-

ного времени. Кроме этого, ОНД всегда формируется на каком-нибудь начальном уровне магнитного поля Z_n − локальном нормальном поле. С учетом вышесказанного, решение уравнения (12) имеет вид:

$$Z\ \ t\ \ = Z_n - Z_s \ln \frac{t}{t_o}. \tag{13}$$

Следовательно, эмпирическая кривая, построенная в результате наблюдений, является логарифмической функцией времени с постоянными Z_s и t_o, отвечающими конкретным параметрам контролируемого ОНД, определенной на некотором уровненном значении магнитного поля Z_n. Целевым параметром является время развития деформации контрольных объектов. Обращая функцию (4), получаем:

$$t = t_o \exp \frac{Z_n - Z}{Z_s}. \tag{14}$$

Если в некоторый момент времени развития деформации $t = t_k$ напряженность магнитного поля в эпицентре очага необратимой деформации равна Z_k получаем:

$$t_k = t_o \exp \frac{Z_n - Z_k}{Z_s} \text{ или } t_o = \exp \frac{Z_k - Z_n}{Z_s}. \tag{15}$$

Подставляя (6) в (5) получаем целевую функцию времени развития деформации:

$$t = t_k \exp \frac{Z_k - Z}{Z_s}, \tag{16}$$

не зависящую от локального нормального поля, в котором деформируется контрольный объект.

В целях обнаружения и контроля очагов необратимой деформации производится рекогносцировочная магнитная съемка исследуемых объектов. Эллиптические в плане локальные динамические микроаномалии свидетельствуют о наличии и росте внутренних деформаций, со временем приводящих к разрушению объектов. Существенным моментом методики режимных наблюдений является регистрация экстремального значения напряженности магнитного поля в фиксированной точке. Для этого в окрестности эпицентров динамических микроаномалий производится микромагнитная сетка со сгущающейся равномерной сетью наблюдений до получения экстремального значения напряженности магнитного поля. Зафиксировав на поверхности наблюдений точки с экстремальными значениями динамических микроаномалий, через промежутки времени, обеспечивающие в фиксированных точках контроль равенства разности предыдущих и последующих наблюдений, производят режимные измерения экстремальной напряженности магнитного поля очагов необратимой деформации. Данные заносятся в журнал наблюдений, возможные вариации напряженности магнитного поля исключаются посредством синхронных наблюдений на опорных точках с известным статическим магнитным полем.

Целевая функция времени развития деформаций (16) однозначно определяется

по трем точкам наблюдений в некоторые моменты времени t_k, t_{k+1}, t_{k+2}, для которых наблюдаемое магнитное поле связано соотношением:

$$Z_k - Z_{k+1} = Z_{k+1} - Z_{k+2}, \tag{17}$$

при известных интервалах наблюдений $\Delta t_k = t_{k+1} - t_k$, $\Delta t_{k+1} = t_{k+2} - t_{k+1}$.

Действительно, из (16) следует:

$$t_{k+1} = t_k \exp\frac{Z_k - Z_{k+1}}{Z_s};$$

$$t_{k+2} = t_k \exp\frac{Z_k + Z_{k+2}}{Z_s}. \tag{18}$$

Отсюда, согласно (17) и (18), получаем замкнутую систему уравнений:

$$\begin{cases} t_{k+1}^2 = t_k \cdot t_{k+2}; \\ t_{k+1} - t_k = \Delta t_k; \\ t_{k+2} - t_{k+1} = \Delta t_{k+1}, \end{cases} \tag{19}$$

а также собственное магнитное поле очага необратимой деформации:

$$Z_s = \frac{Z_k - Z_{k+1}}{\ln\frac{t_{k+1}}{t_k}}. \tag{20}$$

Подставляя (20) в (16) получаем:

$$t = t_k\left(\frac{t_{k+1}}{t_k}\right)\frac{Z_{k-z}}{Z_k - Z_{k+1}}, \tag{21}$$

где z − переменная.

Считая время последнего наблюдения t_{k+2} началом отсчета искомого времени деформации контрольного объекта, из (21) получаем:

$$t = t_k\left(\frac{t_{k+1}}{t_k}\right)\frac{Z_{k-z}}{Z_k - Z_{k+1}} - t_{k+2}. \tag{22}$$

Система уравнений (19) легко решается:

$$t_k = \frac{\Delta t_k^2}{\Delta t_{k+1} - \Delta t_k} \cdot t_{k+1} = \frac{\Delta t_k \cdot \Delta t_{k+1}}{\Delta t_{k+1} - \Delta t_k}; \tag{23}$$

$$t_{k+2} = \Delta t_{k+1} / \Delta t_{k+1} - \Delta t_k^2 . \qquad (24)$$

Подставляя результат решения системы (19) в предыдущее равенство, получаем:

$$t = \frac{\Delta t_{k+1}^2}{\Delta k_{k+1} - \Delta t_k} \left[\left(\Delta \frac{t_{k+1}}{\Delta t} \right) \frac{2Z_{k+1} - Z_k + Z_c}{Z_k - Z_{k+1}} - 1 \right]. \qquad (25)$$

Из (4) вытекает, что любой очаг необратимой деформации с течением времени неограниченно увеличивается в размерах. Однако очевидно, что в таком случае с течением времени нарушается устойчивость объекта, и по достижению некоторого критического значения Z_c следует лавинообразный рост макротрещин, поскольку любые естественные или антропогенные образования находятся в постоянном действии поля силы тяжести, наступает разрушение материала (объекта). Определение критического значения Z_c является весьма тонкой расчетной операцией, которая требует конкретного подхода в каждом конкретном случае со всесторонним анализом как особенностей контрольного объекта, так и динамических параметров ОНД в зависимости от его характера. По определению Z_c получаем зависимость:

$$t = \frac{\Delta t_{k+1}^2}{\Delta k_{k+1} - \Delta t_k} \times \left[\left(\frac{\Delta t_{k+1}}{\Delta t} \right) \frac{2Z_{k+1} - Z_k - Z_c}{Z_k - Z_{k+1}} - 1 \right]. \qquad (26)$$

Равенство (26) позволяет определить ресурс долговечности ограниченно устойчивых объектов в поле силы тяжести при помощи системы режимных наблюдений динамической напряженности магнитного поля очагов необратимой деформации.

Преимуществом способа является относительность измерений напряженности без использования нормального (или любого базисного) магнитного поля, что обеспечивает большую точность и производительность, так как при режимной съемке достаточно использовать цифровые данные показаний ΔZ магнитометра (без пересчета в нанотесла) и требуемый масштаб времени (часы, дни, недели, месяцы, годы).

Под влиянием изменения внешних условий режим накопления деформаций может изменяться в процессе их генезиса, однако в этом случае закон формирования ОНД в механически напряженном теле (9) остается неизменным, изменяются лишь начальные и граничные условия для уравнения (9), что может привести к некоторым вариациям целевой функции (13) в силу изменения постоянных t_o и Z_s Следовательно, в любом случае система режимных наблюдений обеспечивает достоверность определения ресурса долговечности деформируемых объектов.

Заключение

Для сложных условий эксплуатации месторождений разработан оперативный способ прогноза опасных оползневых деформаций на основе регистрации предвестников деформаций горных пород магнитометрическими методами.

Список использованных источников

1. **Шурков, Н.С.** Можно ли прогнозировать разрушения? / Н.С. Шурков, В.С. Куксенко, В.А. Петров // Будущее науки. − 1983. − Т. 16. − С. 43-47.

2. **Соболев, В.Г.** Прогноз и контроль оползневых процессов на месторождениях / В.Г. Соболев // Горный журнал. − 1989. − № 3. − С. 43-47.

Onika S.G., Khalyavkin F.G.

The forecast way of mine workings and slopes stability

The article presents the forecast way of the stability of mine workings and slopes on the basis of registration of rocks deformation forerunners by means of magnetometric methods.

Поступила в редакцию 13.12.2010 г.

МАШИНОСТРОЕНИЕ

УДК 622.271.323.013(045)

РАСЧЕТ УСИЛИЯ И СКОРОСТИ ПОДАЧИ ОЧИСТНОГО КОМБАЙНА НА ЗАБОЙ

Казаченко Г.В., Басалай Г.А., Глинистый С.Л. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

Предлагается способ расчета усилия подачи на забой очистного комбайна с исполнительным органом в виде шнек-фрезы. Расчет базируется на общепринятых зависимостях сил, действующих на резцы, от прочности породы и основных геометрических и кинематических параметров процесса резания. Полученные зависимости иллюстрируются графически.

Введение

В настоящее время основным исполнительным органом очистных комбайнов являются шнек-фрезы с горизонтальной осью вращения. Современные комбайны оснащены системами управления и контроля, позволяющими выбирать скорости подачи, обеспечивающие близкое к оптимальному использование мощности двигателей привода шнек-фрез. Нагрузки этого механизма и механизмов подачи зависят от сопротивления подаче исполнительного органа на забой, которое, в свою очередь, связано с силами сопротивления резанию на исполнительном органе. Расчет этих нагрузок и является целью настоящего исследования. При этом пользуемся балансовыми соотношениями, схема применения которых приведена в [1, 2, 3].

Моделирование работы очистного комбайна и исследование сопротивления подаче

В качестве основных режимных параметров, влияющих на величину сил сопротивления резанию и подаче исполнительного органа, возьмем угловую скорость вращения шнек-фрезы и скорость подачи и запишем уравнения баланса мощности для привода исполнительного органа и механизма подачи в случае раздельного привода этих механизмов (рисунок 1). Дополнительным условием, связывающим эти скорости, будем считать баланс производительности. Таким образом, получим систему уравнений

$$\begin{cases} N_{\text{дш}} - N_{\text{ш}} = 0; \\ N_{\text{дп}} - N_{\text{п}} = 0, \end{cases} \tag{1}$$

где $N_{\text{дш}}$ – мощность двигателя шнек-фрезы;

$N_{\text{ш}}$ – мощность, затрачиваемая на работу шнек-фрезы, включая мощность на погрузку породы на забойный конвейер;

$N_{\text{дп}}$ – мощность двигателя привода механизма подачи;

$N_{\text{п}}$ – мощность, затрачиваемая на преодоление сил сопротивления подаче.

Дополнительное условие запишем в виде $Q - Q_{ш} = 0$,

где Q – объемная производительность комбайна;

$Q_{ш}$ – производительность шнека, как транспортирующего и погрузочного органа.

Выпишем формулы для определения величин, входящих в систему при условии, что $N_{дш}$ и $N_{дп}$ являются заданными. Мощность для привода шнек-фрезы:

$$N_{ш} = \frac{e_{р} \cdot Q}{\eta} + \frac{P_{ос} \cdot v_{ос}}{\eta \cdot \eta_{ш}} + \frac{\rho \cdot g \cdot Q \cdot h_{п}}{\eta \cdot \eta_{пш}}, \quad (2)$$

где $e_{р}$ – удельные затраты мощности на разрушение породы шнек-фрезой;

η – КПД привода шнек-фрезы;

$P_{ос}$ – сопротивление перемещению отбитой породы при погрузке на конвейер;

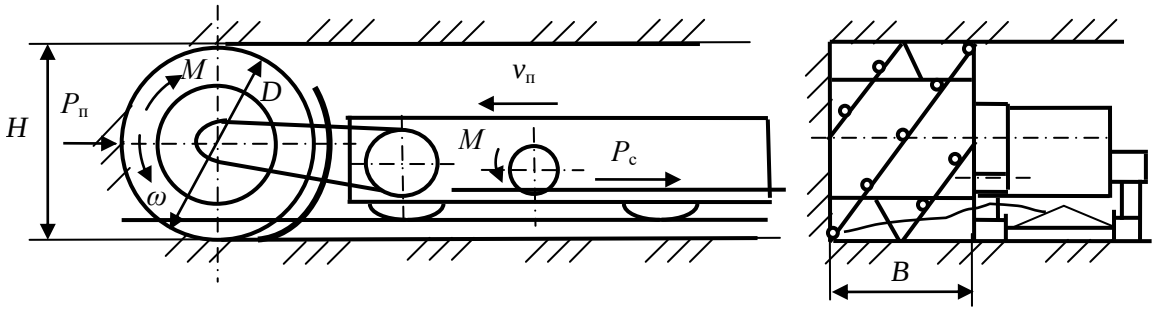
$\eta_{ш}$ – КПД шнек-фрезы как транспортирующего устройства;

$v_{ос}$ – скорость перемещения породы вдоль оси шнека;

ρ – плотность породы;

$h_{п}$ – высота подъема породы на конвейер;

$\eta_{пш}$ – КПД шнека как механизма погрузки.



$P_{с}$ – сила сопротивления перемещению комбайна;
$P_{п}$ – сила сопротивления подаче шнек-фрезы на забой; M – момент сопротивления резанию;
$v_{п}$ – скорость подачи комбайна; D – диаметр шнек-фрезы по концам режущих кромок зубков;
B – ширина захвата шнек-фрезы; H – толщина фрезеруемого слоя

Рисунок 1 – Схема нагрузок, действующих на очистной комбайн

Для вычисления удельного сопротивления резанию будем пользоваться формулой [1]:

$$e_{р} = c_1 \cdot h^{c_2}, \quad (3)$$

где c_1 и c_2 – параметры, определяемые экспериментально;

h – средняя толщина слоя породы, снимаемого резцами.

Величину $P_{ос}$ в первом приближении примем равной силе трения перемещаемой породы о подошву выработки:

$$P_{ос} = f \cdot m \cdot g, \quad (4)$$

где f – коэффициент трения отбитой породы о подошву выработки;

m – масса перемещаемой шнеком породы;

g – ускорение силы тяжести.

Осевая скорость перемещения определяется выражением:

$$v_{\text{ос}} = \psi \frac{h_{\text{в}} \cdot \omega}{2 \cdot \pi}, \tag{5}$$

где $h_{\text{в}}$ – шаг шнека по винтовой линии;

ω – угловая скорость вращения шнека;

ψ – коэффициент циркуляции породы в шнеке.

Массу передвигаемой шнеком породы определим из условия, вытекающего из баланса производительности:

$$\rho \cdot Q = \rho_{\text{п}} \cdot Q_{\text{ос}}, \tag{6}$$

где $Q_{\text{ос}}$ – осевая объемная производительность шнека;

$\rho_{\text{п}}$ – плотность передвигаемой массы;

Так как $\rho_{\text{п}} \cdot Q_{\text{ос}} = \dfrac{dm}{dt}$, то

$$m = \int_0^t \rho \cdot Q \cdot dt, \tag{7}$$

где t – время поперечного движения породы вдоль оси шнека;

В стационарном режиме работы:

$$t = \frac{l}{v_{\text{ос}}}, \tag{8}$$

где l – среднее расстояние поперечного перемещения вынимаемой породы.

Таким образом, масса перемещаемого шнеком материала:

$$m = \rho \cdot Q \frac{l}{v_{\text{ос}}}, \tag{9}$$

При работе шнек-фрезы полным захватом средняя глубина резания:

$$h = 4 \frac{v_{\text{п}}}{\omega \cdot z}, \tag{10}$$

где z – число резцов в линии резания.

Подставив (4), (5), (9) и (10) в (2) и учитывая, что $Q = \rho \cdot D \cdot B \cdot v_{\text{п}}$, получим:

$$N_{\text{ш}} = \frac{c_1 \left(\dfrac{4 \cdot v_{\text{п}}}{\omega \cdot z} \right)^{c_2} \cdot D \cdot B \cdot v_{\text{п}}}{\eta} + \frac{f \cdot \rho \cdot g \cdot D \cdot B \cdot v_{\text{п}}}{\eta \cdot \eta_{\text{ш}}} + \frac{\rho \cdot g \cdot D \cdot B \cdot v_{\text{п}} \cdot h_{\text{п}}}{\eta \cdot \eta_{\text{пш}}}. \tag{11}$$

Мощность, необходимая для перемещения очистного комбайна:

$$N_{\text{п}} = P_{\text{с}} \cdot v_{\text{п}} \frac{1}{\eta_{\text{п}}}, \tag{12}$$

где $P_{\text{с}}$ – сила сопротивления перемещению комбайна;

$\eta_{\text{п}}$ – КПД привода механизма подачи.

Общая сила $P_{\text{с}}$ сопротивления перемещению представляет собой сумму сил сопротивления движению собственно комбайна вдоль вынимаемого столба породы и подачи исполнительного органа на забой, т. е.:

$$P_{\text{с}} = P_{\text{п}} + P_{\text{д}}, \tag{13}$$

где $P_{\text{п}}$ – сила сопротивления подаче шнек-фрезы на забой;

$P_{\text{д}}$ – сила сопротивления движению собственно комбайна.

Определяя $P_{\text{п}}$, рассмотрим взаимодействие шнек-фрезы с породой (рисунок 2).

Общую силу сопротивления подаче можно представить, как сумму сил сопротивления подаче отдельных резцов. Проектируя силу воздействия породы на направление подачи, и, считая силу сопротивления подаче пропорциональной силе резания, имеем [1]:

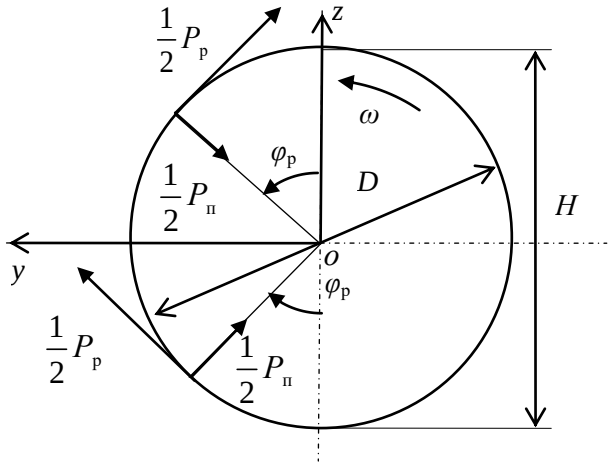
$$P_{\text{п}} = \sum_{1}^{m} P_{i\text{р}} \cdot \cos\varphi_i + k_{\text{п}} \cdot P_{i\text{р}} \cdot \sin\varphi_i \quad , \tag{14}$$

где $P_{i\text{р}}$ – сила сопротивления резанию на i-ом резце;

φ_i – угол положения i-го резца;

m – общее количество резцов, взаимодействующих с породой;

$k_{\text{п}}$ – коэффициент пропорциональности сопротивления подаче относительно силы резания.



$\varphi_{\text{р}}$ – угол приложения равнодействующих сил сопротивления резанию и подачи;
D – диаметр шнек-фрезы по концам режущих кромок зубков;
H – толщина фрезеруемого слоя; ω – угловая скорость вращения шнек-фрезы;
$P_{\text{п}}$ – сила сопротивления подаче шнек-фрезы на забой;
$P_{\text{р}}$ – приведенная сила сопротивления резанию

Рисунок 2 – К определению равнодействующей сил сопротивления резанию и подачи

Формула (14) определяет текущее значение силы сопротивления подаче, которое зависит от значения m, меняющегося в процессе работы и вызывающего колебания $P_{\text{п}}$ относительно некоторого среднего значения. При симметричном расположении резцов и работе шнек-фрезы полным захватом:

$$P_{\text{п}} = k_{\text{п}} \cdot \sum_{1}^{m} P_{i\text{р}} \cdot \sin\varphi_i \,, \tag{15}$$

так как в этом случае (рисунок 2):

$$\sum_{1}^{m} P_{i\text{р}} \cdot \cos\varphi_i = 0 \,.$$

Обозначим:

$$\sum_{1}^{m} P_{i\text{р}} \cdot \sin\varphi_i = P_{\text{pz}} \,, \tag{16}$$

где P_{pz} – суммарная вертикальная составляющая сил резания отдельных резцов.

Среднее значение этой силы удобнее вычислить, исходя из среднего значения суммарной силы резания:

$$P_{\text{р}} = \frac{2 \cdot N_{\text{р}}}{\omega \cdot D} \,, \tag{17}$$

где $N_{\text{р}} = e_{\text{р}} \cdot D \cdot B \cdot v_{\text{п}}$.

Учитывая симметрию распределения сил резания относительно оси oy, разделим окружную распределенную силу резания на две равные по величине части (рисунок 2) и, приложив эти силы в точках, соответствующих средней толщине стружки, можно определить точку приложения половины приведенной равнодействующей сил резания из условия:

$$\sin\varphi_{\text{р}} = \frac{h}{\lambda} \,,$$

где $\lambda = \dfrac{2 \cdot \pi \cdot v_{\text{п}}}{\omega \cdot z}$ – перемещение шнек-фрезы за время ее поворота на угол между двумя смежными резцами в линии резания. Тогда:

$$P_{\text{pz}} = P_{\text{р}} \cdot \sin\varphi_{\text{р}} \,. \tag{18}$$

С учетом этого и значения h (10) имеем:

$$P_{\text{pz}} = \frac{2 \cdot e_{\text{р}} \cdot B \cdot v_{\text{п}}}{\omega} \cdot \frac{4 \dfrac{v_{\text{п}}}{\omega \cdot z}}{2 \cdot \pi \cdot \dfrac{v_{\text{п}}}{\omega \cdot z}} = \frac{4 \cdot e_{\text{р}} \cdot B \cdot v_{\text{п}}}{\pi \cdot \omega} \,. \tag{19}$$

В результате получаем формулу для вычисления силы сопротивления подаче шнек-фрезы:

$$P_п = k_п \frac{4 \cdot e_р \cdot v_п \cdot B}{\pi \cdot \omega}. \qquad (20)$$

Эта формула дает усредненное значение этой силы и иллюстрируется графиками, приведенными на рисунках 3 и 4. Эти графики построены с учетом зависимости $e_р$ от среднего значения толщины стружки, т. е. по формуле:

$$P_п = 4 \frac{c_1 \cdot \left(4 \frac{v_п}{\omega \cdot z}\right)^{c_2} \cdot v_п \cdot B}{\pi \cdot \omega}. \qquad (21)$$

При построении графиков значения коэффициентов c_1 и c_2, а также параметров B, D, z взяты из [1].

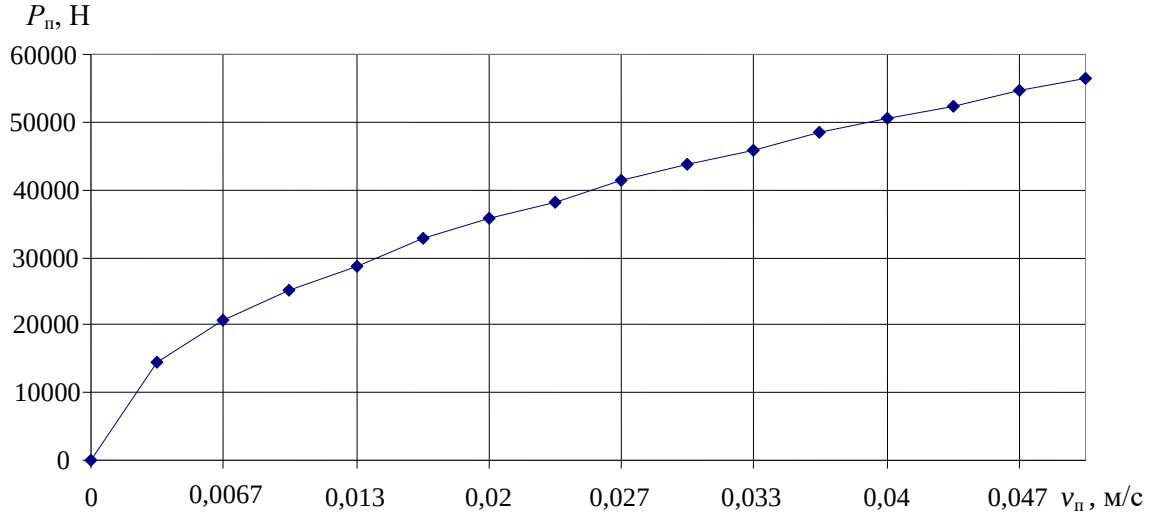


Рисунок 3 – График зависимости силы сопротивления подаче от скорости подачи при ω = 5,2 рад/с

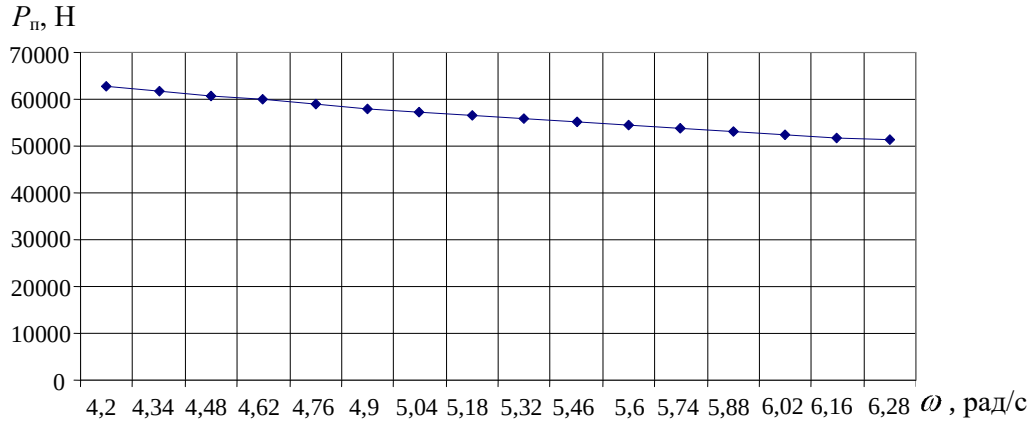


Рисунок 4 – График влияния угловой скорости на сопротивление подаче при $v_п$ = 0,05 м/с

Анализируя эти графики и формулу (21), можно сделать вывод о возможности выбора рациональных значений $v_п$ и ω, обеспечивающих минимизацию мощности при-

вода подачи комбайна. Эта мощность зависит и от величины силы P_{pz}, так как сила сопротивления перемещению:

$$P_c = f \quad m \cdot g \cdot \cos\alpha \pm P_{pz} \quad \pm m \cdot g \cdot \sin\alpha, \tag{22}$$

где α – угол подъема выработки.

Знаки ± учитывают направление вращения шнек-фрезы и возможность работы машины по падению пласта.

Полученные зависимости позволяют записать балансовые соотношения (1) в явном виде и рассматривать их как систему двух уравнений для определения угловой скорости шнек-фрезы и скорости подачи комбайна при заданных мощностях двигателей привода исполнительного органа и механизма подачи, т. е. выбирать их оптимальными для конкретных условий работы.

Заключение

Проведенное исследование может быть положено в основу создания систем подачи очистных комбайнов с выбором скорости подачи, обеспечивающей рациональное использование мощности двигателя привода механизма подачи. Представляет интерес изучение влияния нагрузок на шнек-фрезе на режимы работы системы подачи, которое может быть основано на проведенных исследованиях.

Список использованных источников

1. **Казаченко, Г.В.** Использование балансовых соотношений для выбора параметров мобильных технологических машин / Г.В. Казаченко, Н.В. Кислов, Г.А. Басалай // Горная механика. – 2008. – № 4. − С. 59-68.

2. **Казаченко, Г.В.** Особенности мощностного расчета горных машин с комбинированными исполнительными органами. Часть 1. Баланс мощности проходческого комбайна с соосными роторами / Г.В. Казаченко, Н.В. Кислов, Г.А. Басалай // Горная механика. – 2009. – № 2. − С. 77-88.

3. **Кислов, Н.В.** Обоснование мощностного расчета горных машин с комбинированными исполнительными органами. Часть 2. Численное исследование балансовых соотношений по мощности для комбайнов серии ПК / Н.В. Кислов, Г.В. Казаченко, Г.А. Басалай // Горная механика. – 2009. – № 4. − С. 60-73.

Kazachenko G.V., Basalay G.A., Glinisty S.L.

Calculation of haulage force and speed of the shearer

The article proposes a method for haulage force calculation of the shearer with an actuator in the form of cutting drum. The calculation is based on conventional dependences of forces acting on picks: rock strength and main geometric and kinematic parameters of the cutting process. The obtained dependences are graphically illustrated in the article.

Поступила в редакцию 08.02.2011 г.

УДК 621.396.66

ТЕПЛОВОЙ АНАЛИЗ ЭЛЕМЕНТОВ ВИБРОЗАЩИТЫ МОБИЛЬНЫХ МАШИН

Гурский Н.Н. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

В статье приводится алгоритм расчета температуры рабочего тела упругого элемента, уравнения колебательного движения мобильной машины, результаты компьютерного моделирования теплового состояния упруго-диссипативных элементов при движении мобильной машины.

Введение

Выделяемая при колебаниях мобильных машин мощность приводит к изменению теплового состояния упругих элементов подвески, что влияет на показатели плавности хода машины и долговечность элементов подвески, в особенности при использовании гидропневматических подвесок. Последние имеют нелинейные упругие характеристики, приближающиеся к оптимальным, компактны (конструктивно в одном корпусе объединены упругий и диссипативный элементы), позволяют изменять дорожный просвет и осуществлять блокировку подвески. Факторами, сдерживающими применение гидропневматических систем подрессоривания, являются нестабильность их упругих и демпфирующих характеристик при изменении температуры рабочего тела в широких пределах.

Для обеспечения надежной работы ходовой части машины с системой гидропневматического подрессоривания на стадиях проектирования и эксплуатации следует иметь математические модели, позволяющие учитывать тепловые процессы, получать количественные зависимости влияния температуры на конструктивные параметры элементов подрессоривания, определять способы отвода выделяемого тепла, что позволит дать комплексную оценку работы шасси мобильной машины с учетом тепловых эффектов.

Алгоритм расчета температуры

Известно, что основными элементами, обеспечивающими эффективное рассеивание энергии колебаний мобильной машины, являются амортизаторы, преобразующие энергию колебаний в тепловую энергию с последующим ее рассеиванием. Рассмотрим основные соотношения, используя которые, может быть проведен расчет температурного режима работы амортизатора или выбраны его основные геометрические параметры. Учитывая так же то обстоятельство, что конструктивное исполнение амортизатора и упругого элемента в гидропневматической подвеске реализуется в едином геометрическом пространстве, требуется производить расчеты колебаний шасси машины с учетом изменения температуры рабочего тела упругих элементов.

Для вычисления средней рассеиваемой мощности il-м амортизатором воспользуемся следующей формулой:

$$N_{2il} = \sqrt{\frac{1}{m}\sum_{1}^{m}(P_{2il}\dot{\Delta}_{il})^2}\ ;\ i = 1, n\ ;\ l = 1, 2\,, \qquad (1)$$

где n – количество опор;

i – индекс номера опоры;

l – индекс борта;

m – число дискретных временных отсчетов;

P_{2il} – динамическая сила, развиваемая il-м амортизатором;

$\dot{\Delta}_{il}$ – относительная скорость хода il-й подвески.

С другой стороны, в установившемся режиме колебаний мобильной машины согласно уравнению теплового баланса, средняя выделяемая мощность определяется с помощью выражения:

$$N_{2il} = \beta(T_a - T_e)W\ , \tag{2}$$

где β – коэффициент теплопередачи конвекцией;

T_a – абсолютная температура поверхности амортизатора;

T_e – абсолютная температура окружающей среды;

W – площадь наружной поверхности амортизатора.

Для вычисления коэффициента теплопередачи β используют зависимости, полученные экспериментально, в частности, вида:

$$\beta = \frac{52{,}9\lambda_f\sqrt{V_e}}{\sqrt{0{,}5\pi\upsilon_f D}}\ ,$$

где λ_f – коэффициент теплопроводности воздуха, $\frac{\text{Вт}}{\text{м}\cdot\text{К}}$;

V_e – скорость потока воздуха, обдувающего амортизатор, м/с;

υ_f – кинематическая вязкость воздуха, $\text{м}^2/\text{с}$;

D – наружный диаметр цилиндра амортизатора, м.

Из уравнения (2) получим выражение для вычисления температуры поверхности амортизатора:

$$T_a = \frac{N_{2il}}{\beta W} + T_e\ . \tag{3}$$

Уравнения колебательного движения мобильной машины

Уравнения движения мобильной машины с учетом основных видов колебаний описывается системой уравнений:

$$\left.\begin{aligned}
&M\ddot{z} + \sum_{l=1}^{2}\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{3} P_{jil} = 0,\\
&J_y\ddot{\varphi} + \sum_{l=1}^{2}\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{3} l_{il}P_{jil} = 0,\\
&J_x\ddot{\psi} + \sum_{l=1}^{2}\sum_{i=1}^{n}\sum_{j=1}^{3} b_{il}P_{jil} = 0,\\
&m_{il}\ddot{z}_{il} - (P_{1il} + P_{2il} + P_{3il}) + P_{4il} + P_{5il} = 0,
\end{aligned}\right\} \tag{4}$$

где $i = 1, n;\ l = 1, 2;\ \ j = 1, 2, 3$, с начальными условиями в момент времени при $t \geq t_0$:

$$z\Big|_{t=t_0} = z_0,\ \dot{z}\Big|_{t=t_0} = \dot{z}_0;$$

$$\varphi\Big|_{t=t_0} - \varphi_0,\ \dot{\varphi}\Big|_{t=t_0} - \dot{\varphi}_0;$$

$$\psi\Big|_{t=t_0} = \psi_0,\ \dot{\psi}\Big|_{t=t_0} = \dot{\psi}_0;$$

$$z_{il}\Big|_{t=t_0} = z_{0il},\ \dot{z}_{il}\Big|_{t=t_0} = \dot{z}_{0il},$$

где M − амортизированная масса;

J_y − момент инерции амортизированной массы относительно оси тангажа;

J_x − момент инерции амортизированной массы относительно оси крена;

j − индекс типа упруго-диссипативного элемента ($j = 1$ соответствует упругому элементу, $j = 2$ − амортизатору, $j = 3$ − условному элементу сухого трения);

P_{jil} − нелинейная характеристика восстанавливающей силы элемента il-й подвески;

l_{il} − расстояние по горизонтали от центра масс до оси il-го колеса;

b_{il} − расстояние в поперечной плоскости от центра il-го колеса до вертикальной плоскости, проходящей через ось крена;

P_{4il}, P_{5il} − соответственно диссипативная и упругая силы в il-й шине в нормальном направлении.

Принятые обозначения параметров и их соответствие расчетной схеме машины показаны на рисунке 1. Обозначения переменных с точками и двумя точками − соответственно скорости и ускорения вдоль рассматриваемого направления.

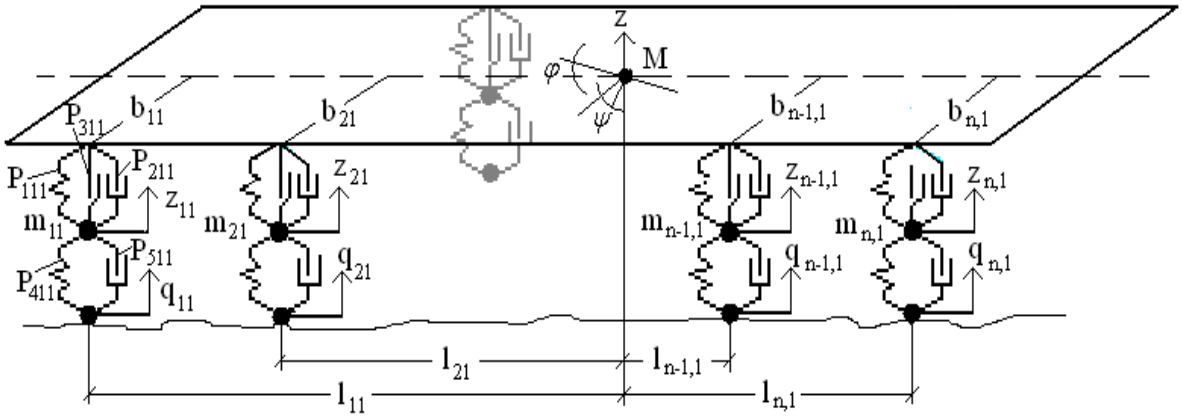


Рисунок 1 − Расчетная схема пространственных колебаний многоопорной машины

Относительные скорости, являющиеся аргументами для вычисления рассеиваемых мощностей по формуле (1), для системы уравнений (4) имеют вид:

$$\dot{\Delta}_{il} = \dot{z}_{pil} - \dot{z}_{il},$$

где $\dot{z}_{pil} = \dot{z} + l_{ij}\dot{\varphi} + b_{il}\dot{\psi}$;

p – точка крепления подвески к шасси машины.

Виртуальная модель и условия компьютерного эксперимента

На рисунке 2 приведена компьютерная модель многоопорной мобильной машины, а на рисунке 3 – характеристики упругого элемента и амортизатора, установленные на всех опорах. Для оценки теплового состояния отдельных амортизаторов подвески проведем моделирование движения мобильной машины в диапазоне эксплуатационных скоростей (от 5 до 70 км/ч) по трассам с неровностями синусоидального профиля различной длины и амплитуды.

Профиль трассы генерируется по формуле: $q = A\sin(2\pi \frac{V_m}{L})$, где V_m – курсовая скорость машины, L – длина неровности. В вычислениях принималось: $A = 0{,}05; 0{,}10$ м; $L = 2, 4, 8$ м; $T_e = 20\,°\text{C}$; $D = 0{,}06$ м; $W = 0{,}048$ м^2.

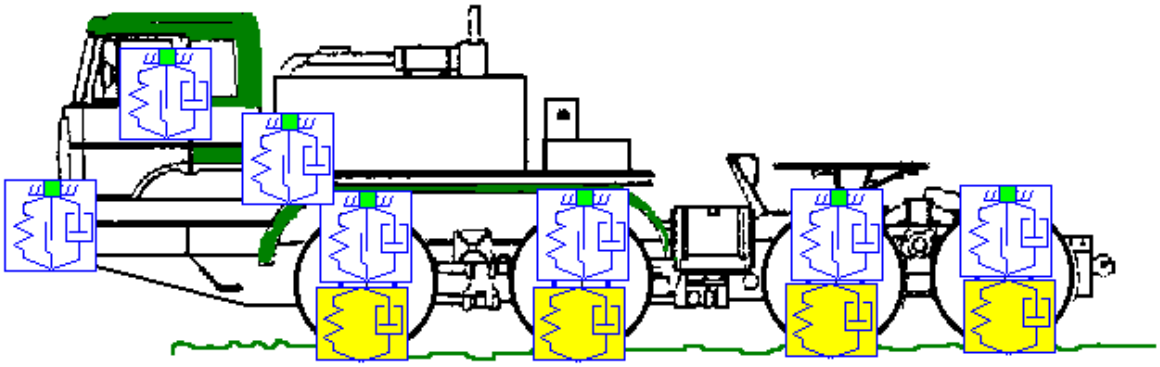
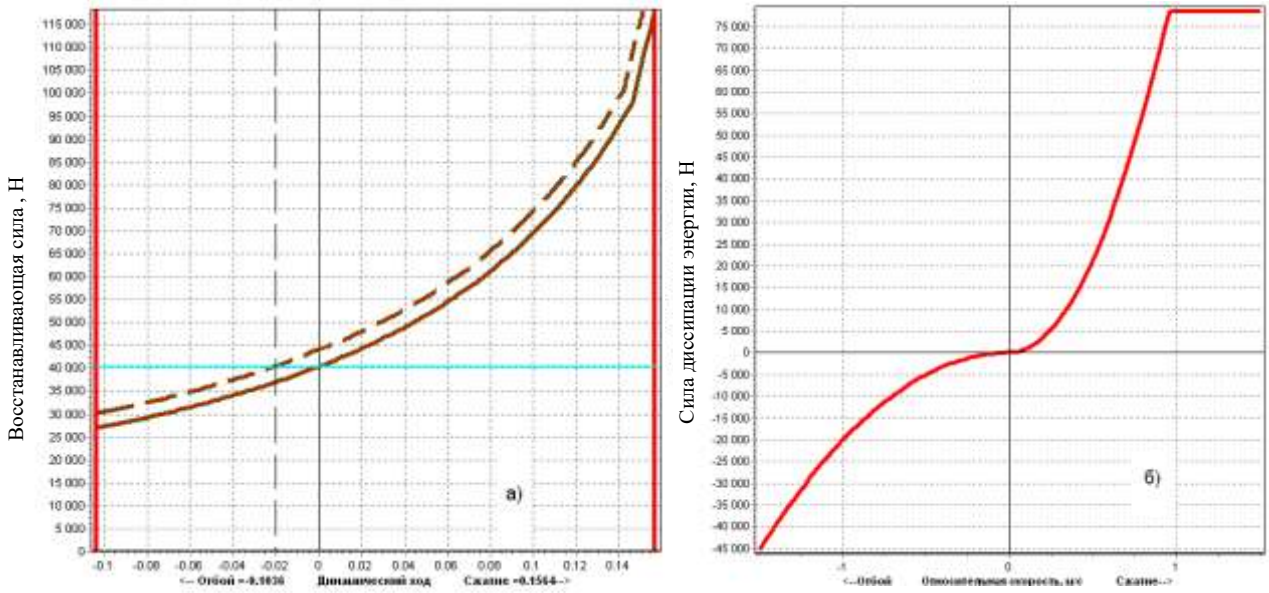


Рисунок 2 – Компьютерная модель мобильной многоопорной машины

Конструктивно подвеска мобильной машины может быть полностью или частично закрыта другими деталями и поэтому степень ее обдува в процессе движения оказывается различной. На рисунке 4 приведены графики теплового состояния амортизатора первой опоры мобильной машины в зависимости от скорости потока воздуха ($V_e = V_m$ и $V_e = 0{,}25V_m$) и длины неровности ($L = 2, 4, 8$ м) при амплитуде синусоидальной неровности $A = 0{,}05$ м. Из приведенных данных видно, что при уменьшении скорости потока воздуха (до 75 % скорости машины) на каждый процент снижения скорости обдува происходит повышение температуры амортизатора примерно на 0,1 градуса (на скоростях, вызывающих резонансные явления). Различные неровности вызывают разное изменение температуры амортизатора. Так, наибольший нагрев амортизатора происходит при движении машины по синусоидальной неровности с длиной в 2 м в скоростном диапазоне от 10 до 45 км/ч.

Тепловые процессы усиливаются при увеличении высоты неровности (рисунок 5). Как видно из сравнения графиков, представленных на рисунках 4 и 5, увеличение высоты неровности приводит к пропорциональному повышению тепловыделения амортизатора.

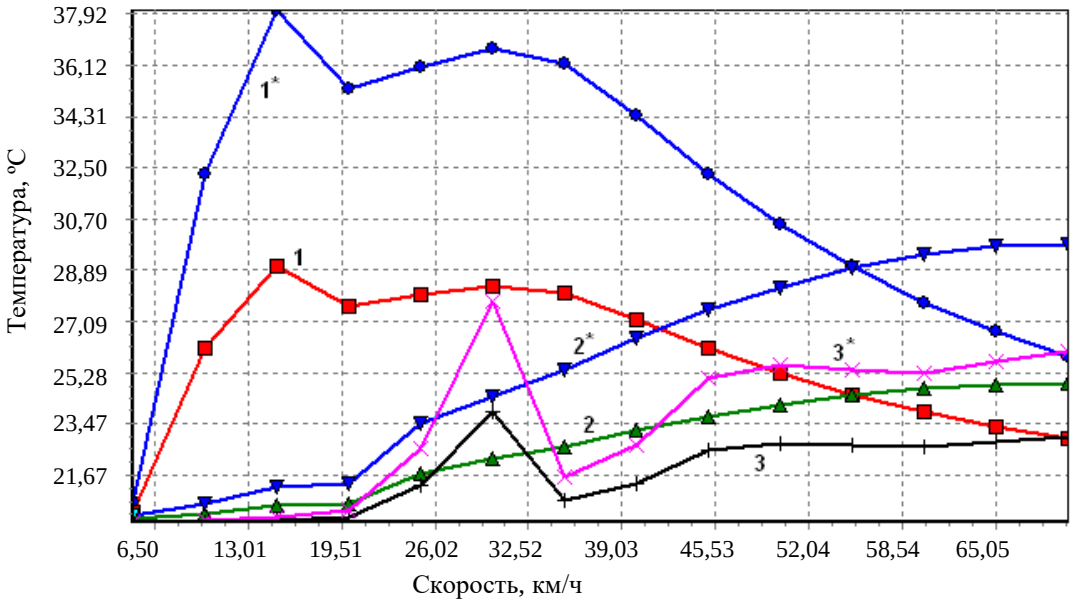


——————— – исходная; — — — — — — – под действием температуры

Рисунок 3 – Характеристики элементов подвески (а – упругая, б – диссипативная)

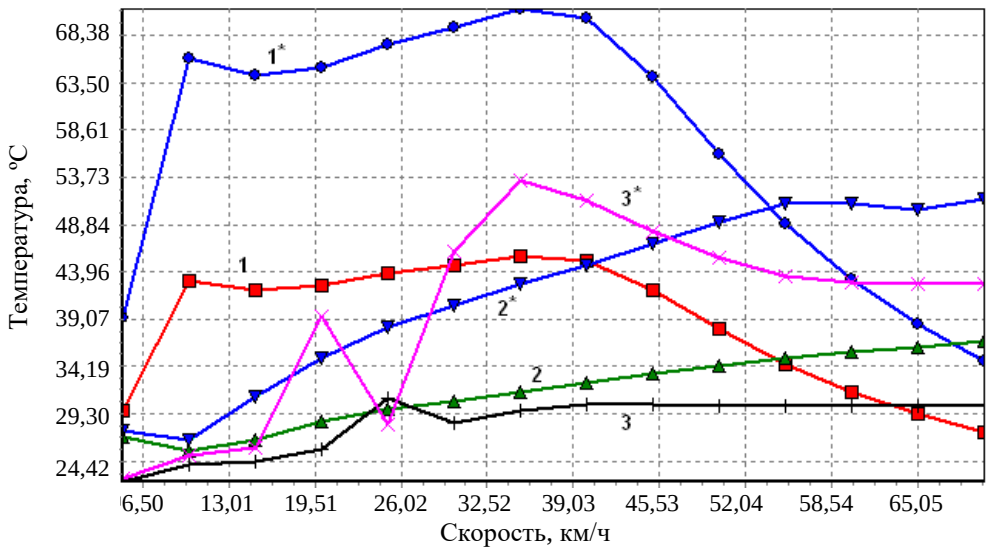
Результаты компьютерного моделирования

Приведенные графические зависимости позволяют установить общее тепловое состояние амортизаторов мобильной машины при детерминированных воздействиях со стороны опорной поверхности. Вместе с тем, в реальных условиях подобные транспортные объекты эксплуатируются по дорогам, имеющим случайное распределение длин и высот неровностей. Наиболее типичными являются дороги с асфальтовым и булыжным покрытиями, а также грунтовые дороги.



($1 - V_e = V_m$, $L = 2$ м; $1^* - V_e = 0,25V_m$, $L = 2$ м; $2 - V_e = V_m$, $L = 4$ м; $2^* - V_e = 0,25V_m$, $L = 4$ м; $3 - V_e = V_m$, $L = 8$ м; $3^* - V_e = 0,25V_m$, $L = 8$ м)

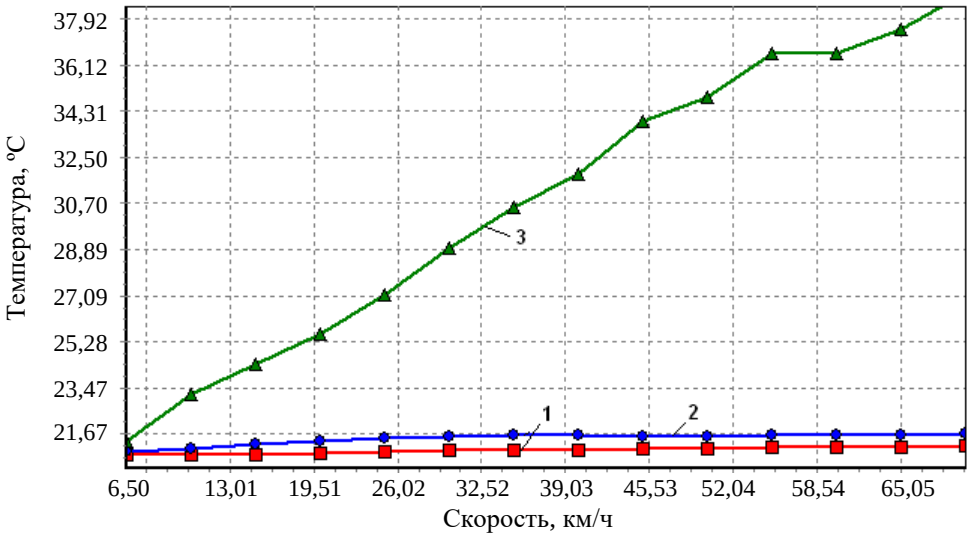
Рисунок 4 – Тепловое состояние амортизатора в зависимости от курсовой скорости, скорости обдува и длины неровности при амплитуде *A*=0,05 м



$(1 - V_e = V_m,\ L = 2\text{м};\ 1^* - V_e = 0,25V_m,\ L = 2\text{м};\ 2 - V_e = V_m,\ L = 4\text{м};$
$2^* - V_e = 0,25V_m,\ L = 4\text{м};\ 3 - V_e = V_m,\ L = 8\text{м};\ 3^* - V_e = 0,25V_m,\ L = 8\text{м})$

Рисунок 5 – Тепловое состояние амортизатора в зависимости от курсовой скорости, скорости обдува и длины неровности при амплитуде *A*=0,10 м

На рисунке 6 представлены результаты компьютерного моделирования нагрева амортизатора первой опоры мобильной машины при ее движении по указанным дорогам в рассматриваемом скоростном диапазоне. При этом предполагалось, что скорость потока воздуха, обдувающего амортизатор, равна курсовой скорости движения машины.



1 – асфальт, 2 – булыжник, 3 – грунтовая

Рисунок 6 – Тепловое состояние амортизатора первой опоры при движении машины по различным типам дорог

Как видно, тепловое состояние амортизатора на асфальтированных и булыжных шоссе мало отличается от температуры окружающей среды во всем диапазоне рассматриваемых скоростей машины. При движении по грунтовой дороге наблюдается повышение температуры амортизатора примерно на 0,7 °С при увеличении скорости на 1 км/ч.

При конструктивном совмещении в одном узле упругого элемента и амортизатора (гидропневматической подвески машины) нагрев амортизатора, например, при скорости 70 км/ч его температура увеличивается на $40\,^{\circ}\mathrm{C}$, приводит к изменению теплового состояния рабочего вещества (газа) упругого элемента. Это ведет к перераспределению ходов сжатия и отбоя (рисунок 3а штриховая характеристика) (в данном случае к уменьшению хода отбоя на 0,02 м), что, в свою очередь, увеличивает вероятность зависания опоры, а, следовательно, к изменению вибронагруженности несущего основания.

Выводы

Представленные результаты позволяют оценить изменения температуры диссипативных элементов подвески мобильных машин в зависимости от степени их обдува при различных скоростях движения. На основании дополнительных температурных приращений, вызванных конструктивными особенностями подвесок, могут быть учтены особенности работы гидропневматических элементов подрессоривания, а также рассчитаны геометрические параметры амортизаторов.

Список использованных источников

1. **Гурский, Н.Н.** Моделирование и оптимизация колебаний многоопорных машин / Н.Н. Гурский, Р.И. Фурунжиев. – Минск: БНТУ, 2008. – 296 с.

2. **Ротенберг, Р.В.** Подвеска автомобиля / Р.В. Ротенберг. – М.: Машгиз, 1960. – 356 с.

3. Динамика системы дорога − шина − автомобиль − водитель / А.А. Хачатуров [и др.]; под ред. А.А. Хачатурова. – М.: Машиностроение, 1976. – 535 с.

4. **Дмитриев, А.А.** Теория и расчет нелинейных систем подрессоривания гусеничных машин / А.А. Дмитриев, А.В. Чобиток, А.В. Тельминов. – М.: Машиностроение, 1976. – 207 с.

5. **Силаев, А.А.** Спектральная теория подрессоривания транспортных машин / А.А. Силаев. – М.: Машгиз, 1963. – 168 с.

6. **Смирнов, Г.А.** Теория движения колесных машин / Г.А. Смирнов. – М.: Машиностроение, 1990. – 352 с.

7. **Фурунжиев, Р.И.** Проектирование оптимальных виброзащитных систем / Р.И. Фурунжиев. – Мн.: Выш.шк., 1971. – 320 с.

8. **Фурунжиев, Р.И.** Автоматизированное проектирование колебательных систем / Р.И. Фурунжиев. – Мн.: Выш.шк., 1977. – 458 с.

9. Многоцелевые гусеничные шасси / В.Ф. Платонов [и др.]; под ред. В.Ф. Платонова. – М.: Машиностроение, 1998. – 342 с.

Gursky N.N.

Thermo analysis of vibration protection elements of the mobile machines

The article provides the calculation algorithm of the temperature of the elastic element's working medium, as well as the oscillatory motion equation of the mobile machine, results of computer modeling of the thermal state of the elastic-dissipative elements by mobile machine movement.

Поступила в редакцию 5.01.2011 г.

УДК 629.463.62.002.7

УСТРОЙСТВО ДЛЯ РАЗМЕЩЕНИЯ И КРЕПЛЕНИЯ ТРУБ БОЛЬШОГО ДИАМЕТРА НА ЖЕЛЕЗНОДОРОЖНОЙ ПЛАТФОРМЕ

Ворожун И.А., Заворотный А.В. (УО «Белорусский государственный университет транспорта», г. Гомель, Беларусь), Шилович А.В. (УО Федерации профсоюзов Беларуси «Международный институт трудовых и социальных отношений», г. Гомель, Беларусь)

Рассмотрено устройство для размещения и крепления трех ярусов труб большого диаметра на железнодорожной платформе, обеспечивающее эффективное использование грузоподъемности вагонов. Методом математического моделирования исследовано влияние жесткости упругих элементов крепления на величину продольного смещения ярусов труб, а также динамических сил в элементах крепления труб к раме платформы при ее соударении с группой неподвижных вагонов. Проведен сравнительный анализ динамических показателей двух устройств с разными способами крепления трубы верхнего яруса. Установлено, что способ продольного крепления трубы верхнего яруса практически не влияет на величину наибольшего смещения труб среднего и нижнего ярусов относительно рамы платформы в процессе соударения вагонов. Однако продольное крепление трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса уменьшает силы динамического воздействия на вагоны при их соударениях.

Введение

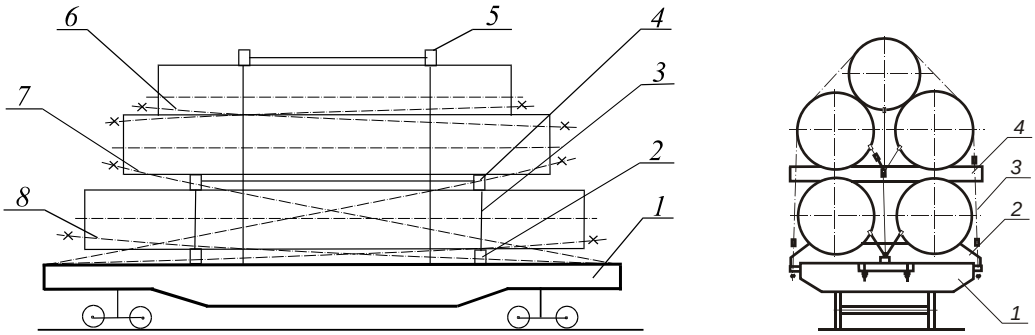
Эффективное использование грузоподъемности железнодорожных платформ неразрывно связано с совершенствованием способов размещения и крепления перевозимых грузов. Действующие технические условия [1] предусматривают упругое крепление грузов на подвижном составе с использованием проволочных растяжек и обвязок, а также деревянных клиньев, упорных и распорных брусков. Однако авторы ряда работ отмечают, что используемые в существующей методике расчета крепления грузов на открытом подвижном составе такие понятия, как удельные продольные и поперечные горизонтальные силы, а также удельное значение вертикальной инерционной силы на 1 т веса груза не имеют физического смысла [2]. В связи с чем, значительная часть исследований направлена по пути совершенствования методики расчета креплений такого рода.

Проведенный анализ литературных источников позволил установить, что при размещении труб на железнодорожной платформе их количество в ярусах может быть разным. Техническими условиями [1] предусмотрено крепление трех труб диаметром 1420 мм на универсальной железнодорожной платформе. Авторами работ [2, 3] предложено устройство для размещения на железнодорожной платформе четырех аналогичных труб и дан анализ динамических сил в элементах крепления при соударении вагонов. Размещение и крепление пяти труб указанного диаметра в три яруса на железнодорожной платформе рассмотрено в работе [4]. При этом трубы всех ярусов посредством натяжных устройств крепят в продольном направлении непосредственно к раме платформы. Поскольку возможны и другие схемы продольного крепления труб на платформе, то целесообразно провести их сравнительный анализ.

Целью исследований является установление влияния жесткости упругих элементов крепления на величину сил в них и смещения ярусов труб в процессе соударения вагонов.

Методика проведения расчетов и результаты исследования

Одним из этапов при разработке устройства для размещения и крепления грузов на подвижном составе является выбор расчетной схемы, позволяющей оценить силы, действующие на перевозимый груз, транспортирующее средство и элементы крепления. Наиболее неблагоприятные воздействия транспортирующее средство, грузы и элементы их крепления испытывают при соударениях вагонов во время проведения маневровых работ, особенно при роспуске с сортировочных горок. Для проведения исследований воспользуемся схемой размещения и крепления труб на железнодорожной платформе, представленной на рисунке 1. В принятой схеме пять труб диаметром 1420 мм размещены на железнодорожной платформе в три яруса, а реквизиты крепления содержат упругие элементы и оснащены натяжными устройствами. Нижний ярус труб уложен на опоры 2, закрепленные на раме платформы 1. Между нижним и средним ярусами труб установлены промежуточные опоры 4, которые посредством тяжей 3 прикреплены к раме платформы 1.



1 – платформа; 2 – опоры для размещения труб нижнего яруса;
3 – тяжи крепления промежуточных опор;
4 – промежуточные опоры для размещения труб среднего яруса; 5 – поперечная обвязка;
6 – элементы продольного крепления трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса;
7 – элементы продольного крепления труб среднего яруса к платформе;
8 – элементы продольного крепления труб нижнего яруса к платформе

Рисунок 1 – Схема крепления ярусов труб на раме платформы

Труба верхнего яруса размещена в седловине между трубами среднего яруса. Весь комплект труб посредством поперечной обвязки 5 прикреплен к раме платформы 1. От продольного смещения (в направлении движения платформы) трубы всех ярусов удерживаются элементами крепления 6, 7, 8 с натяжными устройствами. В исходном положении оси тяжей поперечной обвязки и крепления промежуточных опор вертикальны, а оси элементов продольного крепления труб верхнего, среднего и нижнего ярусов составляют с горизонтом соответственно углы $\alpha_2, \alpha_3, \alpha_5$. Возвращение платформы и труб в исходное положение осуществляется за счет упругих свойств элементов междувагонных связей и натяжных устройств, продольного крепления труб. Опоры 2 и 4 снабжены обрезиненными ложементами для предохранения от повреждений полиэтиленового покрытия труб и повышения коэффициента сухого трения.

Оценку динамических качеств такого устройства выполним, используя схему, представленную на рисунке 2. В рассматриваемой математической модели процесса соударения платформы, загруженной тремя ярусами труб, с группой из трех неподвижных вагонов все тела считаются абсолютно твердыми, а элементы крепления труб, поперечной обвязки и промежуточных опор обладают упругими свойствами и имеют линейные характеристики. Элементы поперечной обвязки и промежуточные опоры объединены в отдельные блоки с соответствующими массами. Движение механической системы рассматривается в продольной вертикальной плоскости на прямом горизонтальном участке пути. Обозначим массы и продольные линейные перемещения: поперечной обвязки m_1, x_1; трубы верхнего яруса m_2, x_2; двух труб среднего яруса m_3, x_3; промежуточных опор m_4, x_4; двух труб нижнего яруса m_5, x_5; платформы m_6, x_6; стенок трех вагонов m_7, m_8, m_9; x_7, x_8, x_9. Начало отсчета каждой из координат x_i, определяющих положение элементов системы, соответствует моменту соприкосновения платформы с вагоном стенки. Таким образом, при принятых допущениях рассматриваемая система будет иметь девять независимых координат.

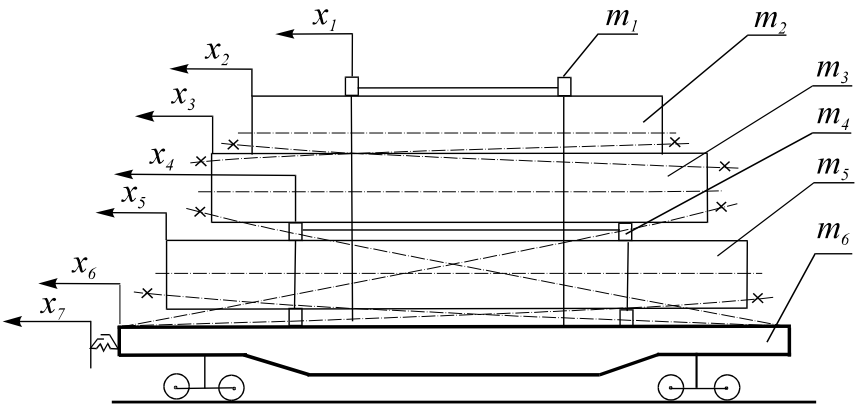


Рисунок 2 – Расчетная схема платформы с трубами

Применим способ Даламбера и запишем систему дифференциальных уравнений, отражающих движение ярусов труб, поперечной обвязки, промежуточных опор, платформы и трех вагонов:

$$\left.\begin{aligned}
&m_1\ddot{x}_1 + T_1\sin\alpha_1 - F_1\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_1) = 0;\\
&m_2\ddot{x}_2 + T_{2л}\cos\alpha_{2л} - T_{2п}\cos\alpha_{2п} + F_1\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_1) + F_2\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_3) = 0;\\
&m_3\ddot{x}_3 - T_{2л}\cos\alpha_{2л} + T_{2п}\cos\alpha_{2п} + T_{3л}\cos\alpha_{3л} - T_{3п}\cos\alpha_{3п} -\\
&-F_2\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_3) + F_3\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_3-\dot{x}_4) = 0;\\
&m_4\ddot{x}_4 + T_4\sin\alpha_4 - F_3\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_3-\dot{x}_4) - F_4\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_4) = 0;\\
&m_5\ddot{x}_5 + T_{5л}\cos\alpha_{5л} - T_{5п}\cos\alpha_{5п} + F_4\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_4) + F_5\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_6) = 0;\\
&m_6\ddot{x}_6 - T_1\sin\alpha_1 - T_{3л}\cos\alpha_{3л} + T_{3п}\cos\alpha_{3п} - T_4\sin\alpha_4 - T_{5л}\cos\alpha_{5л} +\\
&+T_{5п}\cos\alpha_{5п} - F_5\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_6) + R_1 = 0;\\
&m_7\ddot{x}_7 - R_1 + R_2 = 0;\\
&m_8\ddot{x}_8 - R_2 + R_3 = 0;\\
&m_9\ddot{x}_9 - R_3 + R_4 = 0,
\end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

где $T_1, T_{2л}, T_{2п}, T_{3л}, T_{3п}, T_4, T_{5л}, T_{5п}$ – соответственно силы упругости устройств поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

$F_1, ..., F_5$ – соответственно силы сухого трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы;

$R_1, ..., R_4$ – силы в междувагонных связях;

$\alpha_1, \alpha_{2л}, \alpha_{2п}, \alpha_{3л}, \alpha_{3п}, \alpha_4, \alpha_{5л}, \alpha_{5п}$ – соответственно углы отклонения элементов поперечной обвязки от вертикали, наклона устройств продольного крепления верхней трубы и труб среднего яруса к горизонту, отклонения тяжей крепления промежуточных опор от вертикали и наклона устройств продольного крепления труб нижнего яруса к полу платформы.

Входящие в уравнения системы (1) силы упругости элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса определяются следующими выражениями:

$$T_1 = c_1(\sqrt{(l_1+\lambda_1)^2 + (x_1 - x_6)^2} - l_1);$$

$$T_{2л,2п} = c_2(\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2} - l_2),$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2} - l_2) > 0;$

$$T_{2л,2п} = 0,$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2} - l_2) \le 0;$

$$T_{3л,3п} = c_3(\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6))^2 + h_2^2} - l_3),$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6))^2 + h_2^2} - l_3) > 0;$

$$T_{3л,3п} = 0,$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6))^2 + h_2^2} - l_3) \le 0;$

$$T_4 = c_4(\sqrt{(l_4+\lambda_4)^2 + (x_4 - x_6)^2} - l_4);$$

$$T_{5л,5п} = c_5(\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6))^2 + h_3^2} - l_5),$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2-h_3^2}\pm(x_5-x_6))^2+h_3^2}-l_5)>0;$

$$T_{5л,5п}=0,$$

если $(\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2-h_3^2}\pm(x_5-x_6))^2+h_3^2}-l_5)\le 0,$

где $c_1,...,c_5$ – соответственно коэффициенты жесткости элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

$l_1,...,l_5$ – соответственно длины элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса в свободном (недеформированном) состоянии;

$\lambda_1,...,\lambda_5$ – соответственно величины предварительного натяжения элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

h_1,h_2,h_3 – соответственно расстояния по вертикали между крюками на концах элементов продольного крепления трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса, от пола платформы до крюков на концах устройств продольного крепления труб среднего и нижнего ярусов.

Символ «*л*» и знак «+» соответствуют силам, приложенным к левым торцам труб, а символ «*п*» и знак «–» – силам, приложенным к правым торцам труб на расчетной схеме (рисунок 2).

Силы сухого трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы определяются следующими выражениями:

$$F_1=f_1(m_1g+T_1\cos\alpha_1);$$

$$F_2=f_2((m_1+m_2)g+T_1\cos\alpha_1+T_{2л}\sin\alpha_{2л}+T_{2п}\sin\alpha_{2п});$$

$$F_3=f_3((m_1+m_2+m_3)g+T_1\cos\alpha_1+T_{3л}\sin\alpha_{3л}+T_{3п}\sin\alpha_{3п});$$

$$F_4=f_4((m_1+m_2+m_3+m_4)g+T_1\cos\alpha_1+T_{3л}\sin\alpha_{3л}+T_{3п}\sin\alpha_{3п}+T_4\cos\alpha_4);$$

$$F_5=f_5((m_1+m_2+m_3+m_4+m_5)g+T_1\cos\alpha_1+T_{3л}\sin\alpha_{3л}+T_{3п}\sin\alpha_{3п}+$$
$$+T_4\cos\alpha_4+T_{5л}\sin\alpha_{5л}+T_{5п}\sin\alpha_{5п}),$$

где $f_1,...,f_5$– соответственно коэффициенты трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы;

g – ускорение свободного падения.

Силы в междувагонных связях с пружинно-фрикционными поглощающими аппаратами при перемещениях вагонов, не превышающих ход поглощающих аппаратов, определяются выражениями [5]:

$$R_1 = c(x_6 - x_7)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_6 - x_7)\cdot(\dot{x}_6 - \dot{x}_7))];$$

$$R_2 = c(x_7 - x_8)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_7 - x_8)\cdot(\dot{x}_7 - \dot{x}_8))];$$

$$R_3 = c(x_8 - x_9)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_8 - x_9)\cdot(\dot{x}_8 - \dot{x}_9))];$$

$$R_4 = cx_9(1 + \varphi \operatorname{sgn}(x_9 \cdot \dot{x}_9)),$$

где c – жесткость упругих элементов междувагонных связей;

φ – коэффициент трения в элементах междувагонных связей.

Тригонометрические функции углов отклонения элементов поперечной обвязки от вертикали, наклона устройств продольного крепления верхней трубы к горизонту, труб среднего яруса к полу платформы, отклонения тяжей крепления промежуточных опор от вертикали и наклона устройств продольного крепления труб нижнего яруса к полу платформы определяются следующими выражениями:

$$\sin\alpha_1 = \frac{x_1 - x_6}{\sqrt{(l_1 + \lambda_1)^2 + (x_1 - x_6)^2}};$$

$$\cos\alpha_1 = \frac{l_1 + \lambda_1}{\sqrt{(l_1 + \lambda_1)^2 + (x_1 - x_6)^2}};$$

$$\sin\alpha_{2л,2п} = \frac{h_1}{\sqrt{(\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2}};$$

$$\cos\alpha_{2л,2п} = \frac{\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3)}{\sqrt{(\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2}};$$

$$\sin\alpha_{3л,3п} = \frac{h_2}{\sqrt{(\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6))^2 + h_2^2}};$$

$$\cos\alpha_{3л,3п} = \frac{\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6)}{\sqrt{(\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_6))^2 + h_2^2}};$$

$$\sin\alpha_4 = \frac{x_4 - x_6}{\sqrt{l_4 + \lambda_4)^2 + (x_4 - x_6)^2}};$$

$$\cos\alpha_4 = \frac{l_4 + \lambda_4}{\sqrt{(l_4 + \lambda_4)^2 + (x_4 - x_6)^2}};$$

$$\sin\alpha_{5л,5п} = \frac{h_3}{\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6))^2 + h_3^2}};$$

$$\cos\alpha_{5л,5п} = \frac{\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6)}{\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6))^2 + h_3^2}}.$$

Численное интегрирование уравнений системы (1) проводилось для диапазона скоростей соударения вагонов 5-9 км/ч. Исследовалось влияние жесткости упругих элементов крепления на величину динамических сил в них и смещения ярусов труб в процессе соударения вагонов. При этом коэффициенты жесткости упругих элементов продольного крепления труб среднего (c_3) и нижнего (c_5) ярусов принимались равными и варьировались в пределах 0,1-5 МН/м, а коэффициент жесткости элементов продольного крепления трубы верхнего (c_2) яруса принимался в два раза меньше. Коэффициенты жесткости упругих элементов поперечной обвязки (c_1) и крепления промежуточных опор (c_4) также варьировались в указанных пределах. Расчеты проводились в среде MathCAD 2001 Professional.

В качестве критерия для выбора жесткости упругих элементов продольного крепления труб может быть принята, например, величина наибольшего продольного смещения труб относительно рамы платформы.

В таблице представлены результаты расчетов для скорости соударения вагонов, равной 5 км/ч.

Таблица – Расчетные динамические показатели

Наименование показателей	Величина
Наибольшее продольное смещение верхней трубы относительно рамы платформы, м	0,104
	0,056
Наибольшее продольное смещение труб среднего яруса относительно рамы платформы, м	0,058
	0,056
Наибольшее продольное смещение труб нижнего яруса относительно рамы платформы, м	0,057
	0,056
Наибольшее значение сил в элементах продольного крепления верхней трубы, кН	45,77
	54,71
Наибольшее значение сил в элементах продольного крепления труб среднего яруса, кН	117,4
	111,2
Наибольшее значение сил в элементах продольного крепления труб нижнего яруса, кН	114,8
	111,1
Наибольшее значение сил в элементах крепления промежуточных опор, кН	2,384
	2,226
Наибольшее значение сил в элементах крепления поперечной обвязки, кН	2,571
	0,757
Наибольшее сжатие поглощающих аппаратов, м	0,049
	0,049
Наибольшее значение силы в автосцепке платформы, кН	838,5
	839,9

Расчетные динамические показатели получены при следующих исходных данных: $m_1 = 10$ кг; $m_2 = 6800$ кг; $m_3 = m_5 = 13600$ кг; $m_4 = 100$ кг; $m_6 21000$ кг; $m_7 = m_8 = m_9 = 84000$ кг; $l_1 = 4,2$ м; $l_2 = 11,8$ м; $l_3 = 12,7$ м; $l_4 = 1,4$ м; $l_5 = 12,6$ м; $h_1 = 0$; $h_2 = 1,6$ м; $h_3 = 0$; $c = 11 \cdot 10^6$ Н/м; $f_1 = f_2 = f_3 = f_4 = f_5 = 0,35$; $\varphi = 0,55$; $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda_3 = \lambda_4 = \lambda_5 = 0$; $g = 9,81$ м/с^2; $c_1 = c_3 = c_4 = c_5 = 2$ МН/м; $c_2 = 1$ МН/м.

Верхние значения величин, приведенные в таблице, соответствуют устройству с продольным креплением трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса (рисунок 1), нижние значения – устройству с продольным креплением труб всех ярусов непосредственно к раме платформы по схеме, приведенной в работе [4].

Расчеты показывают, что при принятых исходных данных наибольшие продольные смещения труб нижнего и среднего ярусов относительно рамы платформы примерно одинаковы для обеих схем крепления. Однако наибольшее продольное смещение верхней трубы при ее креплении к трубам среднего яруса почти в два раза больше, чем при креплении непосредственно к раме платформы. Следует отметить, что суммарное значение сил в упругих элементах продольного крепления труб к раме платформы в первом случае (232,2 кН) меньше, чем во втором (277,01 кН).

Заключение

В ходе выполнения расчетов установлено, что:

– способ продольного крепления трубы верхнего яруса практически не влияет на величину наибольшего смещения труб среднего и нижнего ярусов относительно рамы платформы в процессе соударения вагонов;

– продольное крепление трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса уменьшает силы динамического воздействия на вагоны при их соударениях.

Принятая в ходе исследований методика может быть использована для выбора рациональной схемы крепления грузов, размещаемых на платформе в несколько ярусов.

Список использованных источников

1. Технические условия размещения и крепления грузов в вагонах и контейнерах. – М.: Юртранс, 2003. – 544 с.

2. **Ворожун, И.А.** Оценка динамических сил в элементах креплениях труб на железнодорожной платформе / И.А Ворожун // Вестник Белорусского Государственного Университета Транспорта. − 2008. – № 1. – С. 60-64.

3. Устройство для крепления труб на раме транспортного средства: пат. 10789 С1 Респ. Беларусь, МПК (2006) В 60 Р 7/00 / И.А. Ворожун, А.В. Заворотный; заявитель УО «Белорусский государственный университет транспорта». – № а 20051196; заявл. 12.05.05; опубл. 30.06.08 // Афіцыйны бюл / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2008. – № 3. – С. 87.

4. **Шилович, А.В.** Динамические воздействия на крепления труб к железнодорожной платформе / А.В. Шилович, А.В. Сементовский, И.А. Ворожун // Материалы, технологии, инструменты. – 2002. – Т. 7, № 1. – С. 25-28.

5. **Вершинский, С.В.** Динамика вагонов / С.В. Вершинский, В.Н. Данилов, В.Д. Хусидов; под ред. С.В. Вершинского. − М.: Транспорт, 1991. – 360 с.

Vorozhun I.A., Zavorotny A.V., Shilovich A.V.

Device for arrangement and fixation of big diameter pipes on a railway platform

The device for arrangement and fixation of three tiers of big diameter pipes on the railway platform was reviewed. This device provides effective utilization of railway carriages capacity. Using the method of mathematical modeling the effect of elastic fixating elements' rigidity on the value of longitudinal displacement of the pipe tiers, and as well as the effect of dynamic forces in the fixating elements to the platform frame by its impact with the group of stationary railway carriages. The comparative analysis of the dynamic forces' values of two devices with different ways of fixation of the top tier pipe was carried out. It was determined, that the longitudinal fixation of the top tier pipe practically does not effect the greatest displacement value of the pipes from central and bottom tiers forwards to the platform frame by railway carriages impacting. However longitudinal fixation of the top tier pipe to the pipes from central tier reduces the dynamic forces on the railway carriages at their impacting.

Поступила в редакцию 02.02.2011 г.

УДК 656.212.6.073.22.002.5

МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ДИНАМИЧЕСКИХ СИЛ ПРИ СОУДАРЕНИИ ВАГОНОВ

Ворожун И.А., Заворотный А.В. (УО «Белорусский государственный университет транспорта», г. Гомель, Беларусь), Шилович А.В. (УО Федерации профсоюзов Беларуси «Международный институт трудовых и социальных отношений», г. Гомель, Беларусь)

Рассмотрен способ размещения и крепления труб на железнодорожной платформе в три яруса. В принятой схеме трубы нижнего яруса крепятся в продольном направлении непосредственно к раме платформы, а трубы каждого последующего яруса крепятся к трубам предыдущего яруса. Реквизиты продольного крепления труб содержат натяжные устройства и упругие элементы с линейными характеристиками. Методом математического моделирования определены величины динамических сил в упругих элементах продольного крепления труб каждого яруса при разных скоростях соударения платформы с группой неподвижных вагонов. Установлено, что при увеличении скорости соударения вагонов с 5 км/ч до 9 км/ч динамические силы, действующие на элементы продольного крепления труб, возрастают более чем в 2 раза. Приведен сравнительный анализ значений динамических сил, полученных методом математического моделирования и вычисленных по формулам, приведенным в технических условиях.

Введение

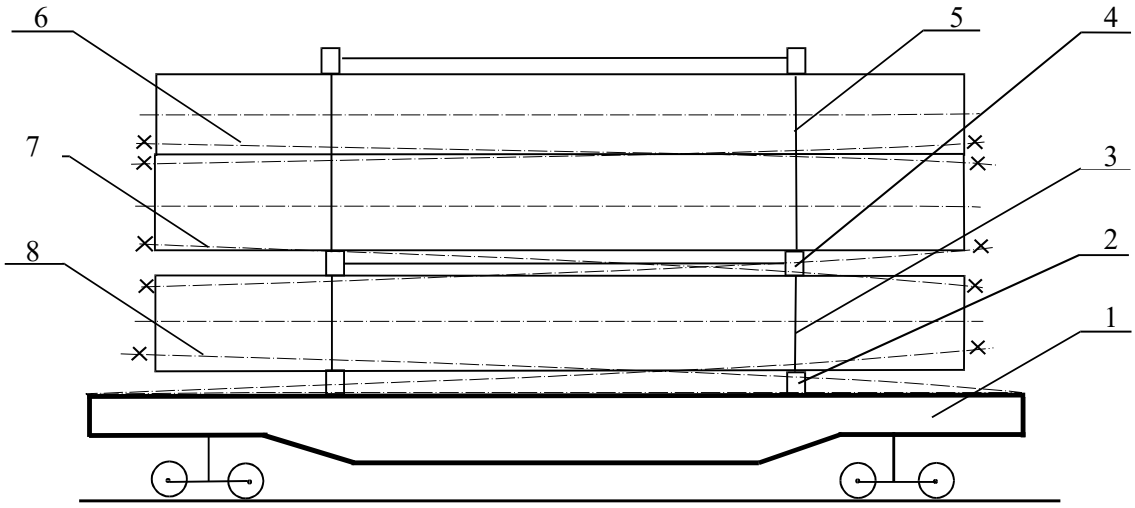
Размещение и крепление грузов на открытом подвижном составе регламентируется техническими условиями [1]. Для перевозки груза, способ размещения и крепления которого не предусмотрен техническими условиями, грузоотправитель обязан разработать чертежи размещения и крепления груза, а также выполнить расчеты в соответствии с требованиями, изложенными в [1]. Однако существующая методика расчетов, основанная на понятии удельной инерционной силы, не учитывает влияние ряда факторов. Например, в приведенных формулах, для определения продольной инерционной силы в случае соударения вагонов и при упругом креплении груза, не отражены ни скорость соударения вагонов, ни жесткость упругого крепления. В то же время, разработанные способы размещения и крепления грузов на открытом подвижном составе должны подвергаться экспериментальным испытаниям на соударение вагонов. Причем эти испытания проводятся при скоростях соударения 4-9 км/ч.

Целью исследований является определение динамических сил, действующих на упругие элементы крепления труб к раме платформы при соударении вагонов.

Методика проведения расчетов и результаты исследования

Определение динамических сил, действующих на элементы крепления труб к раме платформы, методом математического моделирования сводится к выбору расчетной схемы [2, 3]. На первом этапе исследования рассматриваются возможные способы размещения и крепления труб на универсальной железнодорожной платформе. В работе [3] рассмотрена схема продольного крепления труб всех ярусов непосредственно к раме платформы. Однако возможны и другие схемы продольного крепления труб. Для

проведения расчетов воспользуемся схемой размещения и крепления труб на железнодорожной платформе, представленной на рисунке 1. В принятой схеме пять труб размещены на железнодорожной платформе в три яруса, а реквизиты крепления содержат упругие элементы и оснащены натяжными устройствами. Нижний ярус труб уложен на опоры 2, закрепленные на раме платформы 1. Между нижним и средним ярусами труб установлены промежуточные опоры 4, которые посредством тяжей 3 прикреплены к раме платформы 1.



1 – платформа; 2 – опоры для размещения труб нижнего яруса;
3 – тяжи крепления промежуточных опор;
4 – промежуточные опоры для размещения труб среднего яруса; 5 –поперечная обвязка;
6 – элементы продольного крепления трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса;
7 – элементы продольного крепления труб среднего яруса к трубам нижнего яруса;
8 – элементы продольного крепления труб нижнего яруса к раме платформы

Рисунок 1 – Схема размещения и крепления труб на платформе

Труба верхнего яруса размещена в седловине между трубами среднего яруса. Весь комплект труб посредством поперечной обвязки 5 прикреплен к раме платформы 1. От продольного смещения (в направлении движения платформы) трубы всех ярусов удерживаются элементами крепления 6, 7, 8 с натяжными устройствами. В исходном положении оси тяжей поперечной обвязки и крепления промежуточных опор вертикальны; оси элементов продольного крепления труб верхнего, среднего и нижнего ярусов составляют с горизонтом соответственно углы $\alpha_2, \alpha_3, \alpha_5$. При соударениях вагонов трубы всех ярусов смещаются относительно рамы платформы в направлении удара. Возвращение труб и платформы в исходное положение после соударения осуществляется за счет упругих свойств элементов продольного крепления труб и междувагонных связей.

Оценку динамических качеств такого устройства выполним, используя схему, представленную на рисунке 2. В рассматриваемой математической модели процесса соударения платформы, загруженной тремя ярусами труб, с группой из трех неподвижных вагонов все тела считаются абсолютно твердыми, а элементы крепления труб, поперечной обвязки и промежуточных опор обладают упругими свойствами и имеют линейные характеристики. Зазоры в междувагонных связях отсутствуют. Все силы трения приложены в продольной вертикальной плоскости. Элементы поперечной обвязки и промежуточные опоры объединены в отдельные блоки с соответствующими массами.

Движение механической системы рассматривается в продольной вертикальной плоскости на прямом горизонтальном участке пути. Обозначим массы и продольные линейные перемещения: поперечной обвязки m_1, x_1; трубы верхнего яруса m_2, x_2; двух труб среднего яруса m_3, x_3; промежуточных опор m_4, x_4; двух труб нижнего яруса m_5, x_5; платформы m_6, x_6; трех вагонов стенки m_7, m_8, m_9, x_7, x_8, x_9. Начало отсчета каждой из координат x_i, определяющих положение элементов системы, соответствует моменту соприкосновения платформы с вагоном стенки. Таким образом, при принятых допущениях рассматриваемая система будет иметь девять независимых координат.

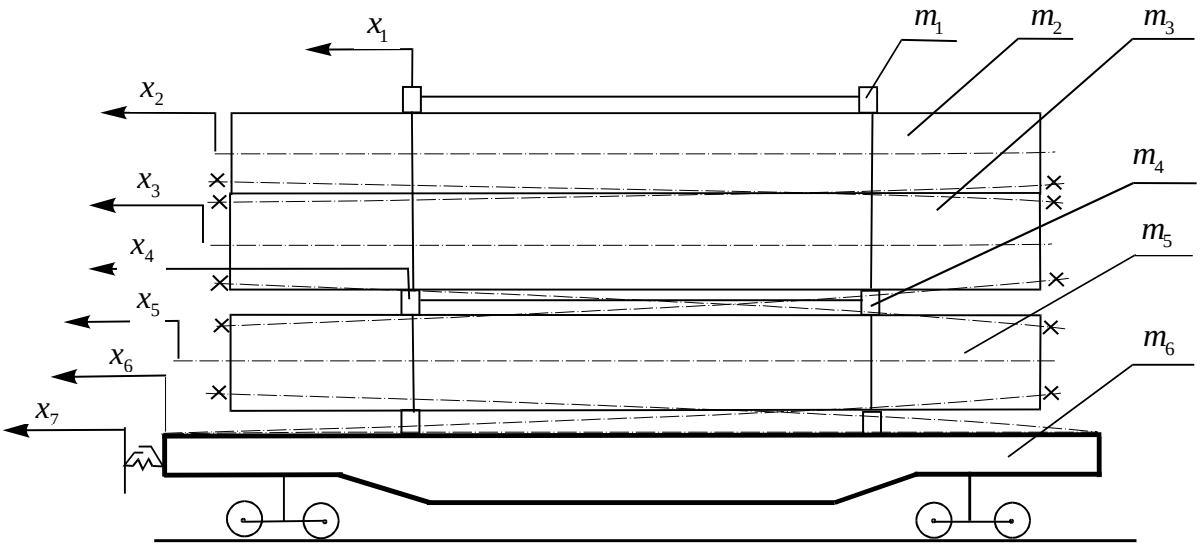


Рисунок 2 – Расчетная схема платформы с трубами

Применим способ Даламбера и запишем систему дифференциальных уравнений, отражающих движение ярусов труб, поперечной обвязки, промежуточных опор, платформы и трех вагонов:

$$\left.\begin{aligned}
&m_1\ddot{x}_1 + T_1\sin\alpha_1 - F_1\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_1) = 0;\\
&m_2\ddot{x}_2 + T_{2л}\cos\alpha_{2л} - T_{2п}\cos\alpha_{2п} + F_1\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_1) + F_2\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_3) = 0;\\
&m_3\ddot{x}_3 - T_{2л}\cos\alpha_{2л} + T_{2п}\cos\alpha_{2п} + T_{3л}\cos\alpha_{3л} - T_{3п}\cos\alpha_{3п} -\\
&-F_2\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_2-\dot{x}_3) + F_3\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_3-\dot{x}_4) = 0;\\
&m_4\ddot{x}_4 - T_1\sin\alpha_1 + T_4\sin\alpha_4 - F_3\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_3-\dot{x}_4) - F_4\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_4) = 0;\\
&m_5\ddot{x}_5 - T_{3л}\cos\alpha_{3л} + T_{3п}\cos\alpha_{3п} + T_{5л}\cos\alpha_{5л} - T_{5п}\cos\alpha_{5п} +\\
&+F_4\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_4) + F_5\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_6) = 0;\\
&m_6\ddot{x}_6 - T_4\sin\alpha_4 - T_{5л}\cos\alpha_{5л} + T_{5п}\cos\alpha_{5п} - F_5\,\mathrm{sgn}(\dot{x}_5-\dot{x}_6) + R_1 = 0;\\
&m_7\ddot{x}_7 - R_1 + R_2 = 0;\\
&m_8\ddot{x}_8 - R_2 + R_3 = 0;\\
&m_9\ddot{x}_9 - R_3 + R_4 = 0,
\end{aligned}\right\} \qquad (1)$$

где $T_1, T_{2л}, T_{2п}, T_{3л}, T_{3п}, T_4, T_{5л}, T_{5п}$ – соответственно силы упругости элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

$F_1, ..., F_5$ – соответственно силы сухого трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы;

$R_1, ..., R_4$ – силы в междувагонных связях;

$\alpha_1, \alpha_{2л}, \alpha_{2п}, \alpha_{3л}, \alpha_{3п}, \alpha_4, \alpha_{5л}, \alpha_{5п}$ – соответственно углы отклонения элементов поперечной обвязки от вертикали, наклона устройств продольного крепления верхней трубы и труб среднего яруса к горизонту, отклонения тяжей крепления промежуточных опор от вертикали и наклона устройств продольного крепления труб нижнего яруса к полу платформы.

Входящие в уравнения системы (1) силы упругости элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса определяются следующими выражениями:

$$T_1 = c_1(\sqrt{(l_1+\lambda_1)^2+(x_1-x_4)^2}-l_1);$$

$$T_{2л,2п} = c_2(\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2-h_1^2}\pm(x_2-x_3))^2+h_1^2}-l_2),$$

$$\text{если } (\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2-h_1^2}\pm(x_2-x_3))^2+h_1^2}-l_2)>0;$$

$$T_{2л,2п} = 0, \text{ если } (\sqrt{(\sqrt{(l_2+\lambda_2)^2-h_1^2}\pm(x_2-x_3))^2+h_1^2}-l_2)\le 0;$$

$$T_{3л,3п} = c_3(\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2-h_2^2}\pm(x_3-x_5))^2+h_2^2}-l_3),$$

$$\text{если } (\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2-h_2^2}\pm(x_3-x_5))^2+h_2^2}-l_3)>0;$$

$$T_{3л,3п} = 0, \text{ если } (\sqrt{(\sqrt{(l_3+\lambda_3)^2-h_2^2}\pm(x_3-x_5))^2+h_2^2}-l_3)\le 0;$$

$$T_4 = c_4(\sqrt{(l_4+\lambda_4)^2+(x_4-x_6)^2}-l_4);$$

$$T_{5л,5п} = c_5(\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2-h_3^2}\pm(x_5-x_6))^2+h_3^2}-l_5),$$

$$\text{если } (\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2-h_3^2}\pm(x_5-x_6))^2+h_3^2}-l_5)>0;$$

$$T_{5л,5п}=0, \text{ если } (\sqrt{(\sqrt{(l_5+\lambda_5)^2-h_3^2}\pm(x_5-x_6))^2+h_3^2}-l_5)\le 0,$$

где $c_1,...,c_5$ – соответственно коэффициенты жесткости упругих элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

$l_1,...,l_5$ – соответственно длины элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса в свободном (недеформированном) состоянии;

$\lambda_1,...,\lambda_5$ – соответственно величины предварительного натяжения упругих элементов поперечной обвязки, продольного крепления верхней трубы, продольного крепления труб среднего яруса, крепления промежуточных опор и продольного крепления труб нижнего яруса;

h_1,h_2,h_3 – соответственно расстояния по вертикали между крюками на концах элементов продольного крепления трубы верхнего яруса к трубам среднего яруса, труб среднего яруса к трубам нижнего яруса, труб нижнего яруса и упором на торце платформы.

Символ «*л*» и знак «+» соответствуют силам, приложенным к левым торцам труб, а символ «*п*» и знак «–» – силам, приложенным к правым торцам труб на расчетной схеме (рисунок 2).

Силы сухого трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы определяются, соответственно, следующими выражениями:

$$F_1=f_1(m_1g+T_1\cos\alpha_1);$$

$$F_2=f_2((m_1+m_2)g+T_1\cos\alpha_1+T_{2л}\sin\alpha_{2л}+T_{2п}\sin\alpha_{2п});$$

$$F_3=f_3((m_1+m_2+m_3)g+T_1\cos\alpha_1+T_{3л}\sin\alpha_{3л}+T_{3п}\sin\alpha_{3п});$$

$$F_4=f_4((m_1+m_2+m_3+m_4)g+T_{3л}\sin\alpha_{3л}+T_{3п}\sin\alpha_{3п}+T_4\cos\alpha_4);$$

$$F_5=f_5((m_1+m_2+m_3+m_4+m_5)g+T_4\cos\alpha_4+T_{5л}\sin\alpha_{5л}+T_{5п}\sin\alpha_{5п}),$$

где $f_1,...,f_5$– соответственно коэффициенты трения между элементами поперечной обвязки и верхней трубой, верхней трубой и трубами среднего яруса, трубами среднего яруса и промежуточными опорами, трубами нижнего яруса и промежуточными опорами, а также опорами платформы;

g – ускорение свободного падения.

Силы в междувагонных связях с пружинно-фрикционными поглощающими аппаратами при перемещениях вагонов, не превышающих ход поглощающих аппаратов, определяются выражениями [4]:

$$R_1 = c(x_6 - x_7)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_6 - x_7)\cdot(\dot{x}_6 - \dot{x}_7))];$$

$$R_2 = c(x_7 - x_8)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_7 - x_8)\cdot(\dot{x}_7 - \dot{x}_8))];$$

$$R_3 = c(x_8 - x_9)[1 + \varphi \operatorname{sgn}((x_8 - x_9)\cdot(\dot{x}_8 - \dot{x}_9))];$$

$$R_4 = cx_9(1 + \varphi \operatorname{sgn}(x_9 \cdot \dot{x}_9)),$$

где c – жесткость упругих элементов междувагонных связей;

φ – коэффициент трения в элементах междувагонных связей.

Тригонометрические функции углов отклонения элементов поперечной обвязки от вертикали, наклона элементов продольного крепления верхней трубы и труб среднего яруса к горизонту, отклонения тяжей крепления промежуточных опор от вертикали и наклона элементов продольного крепления труб нижнего яруса к горизонту определяются следующими выражениями:

$$\sin\alpha_1 = \frac{x_1 - x_4}{\sqrt{(l_1 + \lambda_1)^2 + (x_1 - x_4)^2}};$$

$$\cos\alpha_1 = \frac{l_1 + \lambda_1}{\sqrt{(l_1 + \lambda_1)^2 + (x_1 - x_4)^2}};$$

$$\sin\alpha_{2л,\,2п} = \frac{h_1}{\sqrt{(\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2}};$$

$$\cos\alpha_{2л,\,2п} = \frac{\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3)}{\sqrt{(\sqrt{(l_2 + \lambda_2)^2 - h_1^2} \pm (x_2 - x_3))^2 + h_1^2}};$$

$$\sin\alpha_{3л,\,3п} = \frac{h_2}{\sqrt{(\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_5))^2 + h_2^2}};$$

$$\cos\alpha_{3л,\,3п} = \frac{\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_5)}{\sqrt{(\sqrt{(l_3 + \lambda_3)^2 - h_2^2} \pm (x_3 - x_5))^2 + h_2^2}};$$

$$\sin\alpha_4 = \frac{x_4 - x_6}{\sqrt{l_4 + \lambda_4)^2 + (x_4 - x_6)^2}};$$

$$\cos\alpha_4 = \frac{l_4 + \lambda_4}{\sqrt{(l_4 + \lambda_4)^2 + (x_4 - x_6)^2}};$$

$$\sin\alpha_{5л,5п} = \frac{h_3}{\sqrt{(\sqrt{(l_5 + \lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6))^2 + h_3^2}};$$

$$\cos\alpha_{5л,5п} = \frac{\sqrt{(l_5 + \lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6)}{\sqrt{(\sqrt{(l_5 + \lambda_5)^2 - h_3^2} \pm (x_5 - x_6))^2 + h_3^2}}.$$

Численное интегрирование уравнений системы (1) проводилось для диапазона скоростей соударения вагонов 5-9 км/ч. Исследовалось влияние жесткости упругих элементов крепления на величину динамических сил в них и смещения ярусов труб в процессе соударения вагонов. При этом коэффициенты жесткости упругих элементов варьировались в пределах 0,1-5 МН/м. Расчеты проводились в среде MathCAD 2001 Professional.

В качестве критерия для выбора жесткости упругих элементов продольного крепления труб может быть принята величина наибольшего продольного смещения труб относительно рамы платформы, или наименьшее значение динамических сил, действующих на раму платформы.

Результаты расчетов для скорости соударения вагонов 5 и 9 км/ч представлены в таблице при следующих исходных данных: $m_1 = 10$ кг; $m_2 = 6800$ кг; $m_3 = m_5 = 13600$ кг; $m_4 = 100$ кг; $m_6 = 21000$ кг; $m_7 = m_8 = m_9 = 84000$ кг; $l_1 = 2,46$ м; $l_2 = l_3 = 11,8$ м; $l_4 = 1,4$ м; $l_5 = 12,6$ м; $h_1 = h_2 = h_3 = 0$; $c = 11 \cdot 10^6$ Н/м; $f_1 = f_2 = f_3 = f_4 = f_5 = 0,35$; $\varphi = 0,55$; $\lambda_1 = \lambda_2 = \lambda_3 = \lambda_4 = \lambda_5 = 0$; $g = 9,81$ м/с^2; $c_1 = c_3 = c_4 = c_5 = 2$ МН/м; $c_2 = 1$ МН/м.

Верхние значения динамических сил, приведенные в таблице, соответствуют скорости соударения вагонов 5 км/ч, нижние значения – скорости соударения вагонов 9 км/ч.

Таблица – Расчетные значения динамических сил

Наименование	Величина
Наибольшее значение сил в упругих элементах продольного крепления верхней трубы к трубам среднего яруса, кН	33,59
	95,28
Наибольшее значение сил в упругих элементах продольного крепления труб среднего яруса к трубам нижнего яруса, кН	90,13
	234,0
Наибольшее значение сил в упругих элементах продольного крепления труб нижнего яруса к раме платформы, кН	133,6
	310,6

Расчеты показывают, что при увеличении скорости соударения вагонов с 5 км/ч до 9 км/ч динамические силы, действующие на элементы продольного крепления труб нижнего яруса к раме платформы, возрастают в 2,32 раза.

Горизонтальная продольная сила, действующая на трубы, вследствие соударения вагонов, определенная при тех же исходных данных по формулам, приведенным в технических условиях [1] составляет 247,28 кН, что больше 133,6 кН и меньше 310,6 кН соответственно в 1,85 и 1,26 раза.

Заключение

Полученные в результате проведенных исследований данные свидетельствуют о том, что применение метода математического моделирования для определения динамических сил, действующих на элементы крепления труб к раме платформы, позволяет учитывать влияние таких факторов как способ крепления, жесткость упругих элементов крепления и скорость соударения вагонов.

Список использованных источников

1. Технические условия размещения и крепления грузов в вагонах и контейнерах. – М.: Юртранс, 2003. – 544 с.

2. **Ворожун, И.А.** Оценка динамических сил в элементах креплениях труб на железнодорожной платформе / И.А. Ворожун // Вестник Белорусского государственного университета транспорта. − 2008. – № 1. – С. 60-64.

3. **Шилович, А.В.** Динамические воздействия на крепления труб к железнодорожной платформе / А.В. Шилович, А.В. Сементовский, И.А. Ворожун // Материалы, технологии, инструменты. – 2002. – Т. 7, № 1. – С. 25-28.

4. **Вершинский, С.В.** Динамика вагонов / С.В. Вершинский, В.Н. Данилов, В.Д. Хусидов; под ред. С.В. Вершинского. − М.: Транспорт, 1991. – 360 с.

Vorozhun I.A., Zavorotny A.V., Shilovich A.V.

Method of the dynamic forces determination by railway carriages impacting

The way of arrangement and fixation of pipes on the railway platform in three tiers was reviewed. In the accepted scheme the pipes of the bottom tier are mounted longitudinally close to the platform frame, and the pipes of each next tier are mounted to the pipes of the previous tier. Tensioning devices and elastic elements with linear characteristics belong to the accessories of the longitudinal pipes' mounting. Using the method of mathematical modeling the values of dynamic forces in elastic elements of the longitudinal pipes' fixation of each tier at the different speeds by impacting the railway platform with the group of stationary railway carriages were determined. It was determined, that by the increase of the impacting speed from 5 km/h to 9 km/h the dynamic forces effecting the elements of the longitudinal pipes' fixation, increase more than two times. The comparative analysis of the dynamic forces' values obtained by the method of mathematical modeling and calculated under the formulas given in the technical specifications was presented.

Поступила в редакцию 02.02.2011 г.

МАТЕРИАЛОВЕДЕНИЕ

УДК 669.15+621.793

КОРРОЗИОННАЯ СТОЙКОСТЬ УГЛЕРОДИСТЫХ СТАЛЕЙ С КОМПЛЕКСНЫМИ ТЕРМОДИФФУЗИОННЫМИ ПОКРЫТИЯМИ В ТЕХНОЛОГИЧЕСКИХ СРЕДАХ КАЛИЙНОГО ПРОИЗВОДСТВА

Басалай И.А. (УО «Белорусский национальный технический университет», г. Минск, Беларусь)

В статье приведены результаты лабораторных исследований коррозионной стойкости углеродистых сталей с комплексными покрытиями, полученными при термодиффузионной обработке из порошковых насыщающих сред. Приводятся результаты опытно-промышленных испытаний некоторых видов изделий, эксплуатирующихся в условиях калийного производства.

Введение

Развитие добывающей промышленности предъявляет весьма жесткие требования к рабочим свойствам изделий: их сопротивляемости износу, коррозионной стойкости в жидких и газообразных средах, в частности, в растворах солей. Увеличение коррозионных потерь и изменение характера коррозионных разрушений повышают требования к надежности оборудования и деталей машин которая, в значительной мере, определяется их коррозионной стойкостью.

Особенно остро проблема защиты деталей машин и оборудования от коррозии стоит в горнодобывающей промышленности, в частности, на разрабатываемых соляных месторождениях.

Особенностью технологических процессов на предприятиях калийного производства является непрерывность потоков по открытым желобам и трубопроводам большого количества солевых растворов, сухих и влажных калийных руд, сильвинитовых концентратов, а также отходов производства. Коррозионному и абразивному износу подвержены практически все детали горношахтного и обогатительного оборудования, особенно служащего для разработки пласта полезного ископаемого и транспортирования руды: элементы исполнительных органов комбайнов, звездочки и цепи конвейеров. На интенсивность износа и потерю их работоспособности большое влияние оказывают параметры окружающей среды: газовый состав атмосферы, ее влажность и температура, содержание в ней агрессивных веществ. Весьма агрессивными являются пыль и рассолы.

Около 90 % конструкционных материалов, используемых в отрасли, составляют углеродистые стали. Скорость их коррозии в этих условиях в отдельных случаях составляет 3-5 мм/год, поэтому повышение их стойкости при воздействии хлорсодержащих сред является острой необходимостью. Повышение надежности машин калийного производства решается за счет применения легированных сталей с соответствующей термической обработкой, применения специальных износо- и коррозионностойких материалов, но в условиях всемирных тенденций к ресурсо- и энергосбережению использование дорогостоящих легированных сталей или периодическая замена пришедших в негодность элементов конструкций и механизмов не рациональны.

Разрушение деталей машин начинается с поверхности, поэтому именно к поверхностным слоям относятся вышеперечисленные требования. Во многих случаях наиболее эффективным путем повышения эксплуатационной стойкости изделия является создание защитных покрытий, полученных, например, газопламенным напылением, ионной металлизацией, поверхностным легированием [1].

В связи с этим все большее внимание уделяется поверхностному упрочнению. Одним из наиболее перспективных способов получения упрочняющих защитных покрытий на изделиях является термодиффузионное насыщение их поверхности одним или несколькими элементами из порошковых насыщающих сред, полученными методом внепечной металлотермии [2, 3]. Их экономичность заключается в том, что в качестве поставщиков основных насыщающих элементов используются не порошки чистых элементов, а их дешевые и недефицитные оксиды. Этот метод дает возможность получать различные по составу и свойствам металлооксидные композиции, использование которых при термодиффузионной обработке изделий приводит к формированию на поверхности обрабатываемых материалов защитных покрытий с соответствующими показателями физико-химических и эксплуатационных свойств. Термодиффузионные покрытия обладают 100 %-ной плотностью, высокой прочностью связи с основой. Технологический процесс получения покрытий термодиффузионным способом является высокопроизводительным и экономичным, обладает высокой универсальностью и простотой.

Целью данной работы является исследование коррозионной стойкости сталей с термодиффузионными покрытиями, полученными из разработанных порошковых насыщающих сред, при эксплуатации в агрессивных технологических средах калийного производства.

Результаты исследований и обсуждение

Известно, что значительной агрессивностью по отношению к сталям обладают водные растворы солей, особенно хлористых. Повышенное содержание хлор-ионов придает морской воде и водным растворам хлористых солей повышенную агрессивность к большинству современных конструкционных материалов.

Для предварительного анализа коррозионной стойкости углеродистых сталей 20 и 45 с диффузионными покрытиями, полученными металлотермическим методом, использовали результаты сравнительных испытаний в 3 %-ном водном растворе хлористого натрия NaCl (таблица 1).

Для дальнейшего исследования выбраны покрытия с наименьшей потерей массы.

Режимы их получения и толщина приведены в таблице 2.

Лабораторные испытания коррозионной стойкости осуществлялись в 3 %-ном растворе сильвинитовой руды в технической воде при комнатной температуре. Подготовка растворов производилась непосредственно перед испытанием. Количество агрессивной среды брали из расчета 10-12 см^3 на 1 см^2 поверхности образца. Агрессивная среда менялась один раз в неделю.

Ускоренные испытания при повышенной температуре (50 и 80 °С) проводили в термостате. Оценку коррозионного разрушения оценивали по изменению массы образца, цвета и состояния поверхности, наличию зон отслоений и зон очаговой коррозии.

Исследовано также влияние концентрации раствора сильвинитовой руды и его температуры на скорость окисления сталей с разработанными покрытиями. Результаты испытаний представлены в таблице 3.

Таблица 1 − Коррозионная стойкость углеродистых сталей с диффузионными покрытиями в 3 %-ном растворе NaCl (t = 20 °С; $\tau_{исп}$= 70 ч)

Вид покрытия	Потеря массы, г/м^2	
	Сталь 20	Сталь 45
Без покрытия	5,2	4,5
Хромирование (Cr)	7,2	0,6
Алитирование (Al)	5,6	5,3
Борирование (B)	10,0	13,0
Силицирование (Si)	15,0	12,0
Хромоалитирование (Cr-Al)	2,1	2,5
Бороалитирование (B-Al)	4,0	8,0
Хромоалитирование (Cr-Al)	3,0	1,5
Хромоникелирование (Cr-Ni)	0	0
Алюмосилицирование (Al-Si)	3,2	5,2
Хромоалюмосилицирование (Cr-Al-Si)	1,9	1,7
Хромоалюмоникелирование (Cr-Al-Ni)	0	0

Таблица 2 − Режимы термодиффузионной обработки и толщина формирующихся покрытий

Вид покрытия	Режим обработки		Толщина покрытия, мкм	
	t,°С	τ, ч	Сталь 20	Сталь 45
B	900 1000	6 6	100 110	85 100
Cr-Al	1100	6	250	200
Cr-Ni	1000	4	140	110
Al-Si	950	6	170	150
Cr-Al-Si	950	6	130	120
Cr-Al-Ni	1050	6	110	90

Таблица 3 − Влияние условий испытания на скорость коррозии ($г/м^2 \cdot сут$) стали 45 с термодиффузионными покрытиями (время испытания 2 суток)

Вид покрытия	Концентрация раствора, %	Температура испытаний, °С		
		20	50	80
Al-Si	5 17 пересыщенный	0,25 0,20 0,15	1,25 0,75 0,35	1,50 1,15 0,50
Cr-Al	5 17 пересыщенный	4,0 3,0 2,0	0,75 0,40 0,25	0,30 0,15 0,20
Cr-Ni	5 17 пересыщенный	0 0 0	0 0 0,05	0 0 0
Cr-Al-Si	5 17 пересыщенный	1,0 3,0 4,5	0,60 1,05 1,75	0,80 1,05 2,20
Cr-Al-Ni	5 17 пересыщенный	0 0 0	0 0 0	0 0 0
Без покрытия	5 17 пересыщенный	4,5 3,5 3,0	6,0 5,5 4,5	7,5 6,5 5,0

Как показали результаты, агрессивность раствора сильвинитовой руды уменьшается с увеличением ее концентрации. Это утверждение справедливо для всех температур испытания. С увеличением температуры рассолов коррозионная стойкость покрытий повышается.

Результаты длительных лабораторных испытаний при комнатной температуре (рисунок 1) показали, что почти все исследуемые покрытия в достаточной степени защищают от коррозии. Состояние поверхности покрытий в течение 30 суток (за исключением Cr-Al-Si) не изменялось. После 100 суток испытаний в случае хромоалюмосилицирования площадь пораженной коррозией поверхности образцов составила 25-30 %, наблюдалось изменение их размеров, частичное отслоение покрытий. Эти образцы были сняты с дальнейших испытаний. После 200 суток испытаний удельное изменение массы образцов из стали 45 с покрытиями на основе Cr-Al, Cr-Ni и Cr-Al-Ni составило соответственно 18,0; 2,0 и 0,03 г/м^2.

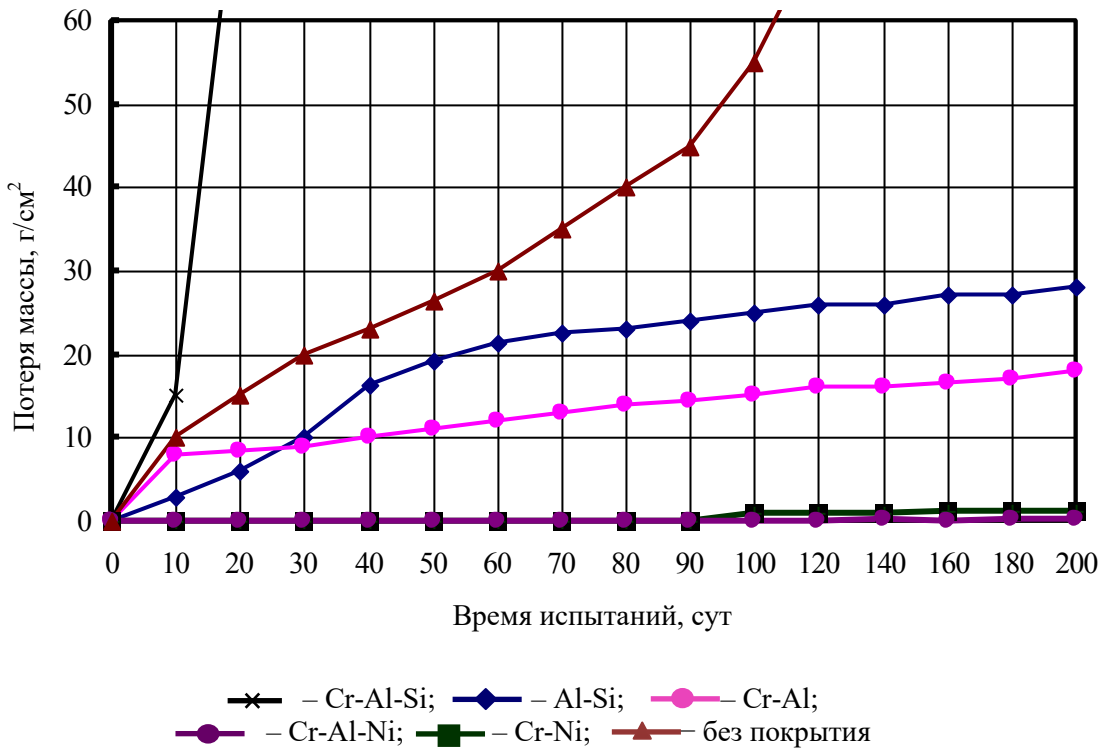


Рисунок 1 − Изменение показателя коррозионной стойкости стали 45 с покрытиями в зависимости от времени испытаний

Для опытно-промышленных испытаний использовали несколько видов быстроизнашивающихся изделий с исследуемыми покрытиями, эксплуатирующихся в непосредственном контакте с агрессивной средой. Изделия подвергали термодиффузионной обработке (таблица 2) после окончательной механической обработки. После упрочнения изделия не требовали дополнительных операций по очистке, обработанная поверхность оставалась чистой, без налипаний, полученные покрытия − равномерные по толщине, плотные, серого цвета.

Для производственных испытаний в условиях интенсивного коррозионного износа были переданы детали резьбовых соединений грунтовых насосов 5Гр-8 и 8Гр-8, изготовленные из стали 45 с комплексными покрытиями Cr-Ni и Cr-Al-Ni. Толщина диффузионного слоя составляла соответственно 110 и 90 мкм. Насосы, предназначенные для перекачивания насыщенного раствора NaCl + KCl, эксплуатируются на шла-

моотстойнике обогатительной флотационной фабрики при температуре промышленных сред 10-20 °С и влажности 100 %. Вследствие постоянной циркуляции, растворы хорошо аэрированы. Резьбовые детали насосов подвергаются интенсивной электрохимической коррозии, в результате чего быстро теряют работоспособность. Коррозионный износ углеродистых сталей в подобных условиях эксплуатации достигает 1,0-1,5 мм/год. При профилактическом осмотре насосов после эксплуатации в течение 6 месяцев на испытуемых деталях следов коррозии не обнаружено, все детали насосов использовали повторно.

Крепежные изделия и резьбовые детали, изготовленные из сталей 20 и 45 с боридными покрытиями, комплексными покрытиями на основе хрома и комплексными покрытиями на основе алюминия испытывали на конвейере солеотвала. Профилактическим осмотром после 5000 часов эксплуатации установлено, что изделия с покрытиями на основе бора и алюминия имели очень незначительный коррозионный износ поверхности, а поверхность изделий с хромоникелевым покрытием не имела следов коррозии. Разборку и сборку деталей проводили без применения повышенных усилий. Витки резьбы имели первоначальные размеры. Все обработанные резьбовые детали пригодны для дальнейшего применения.

Заключение

Результаты проведенных лабораторных исследований и опытно-промышленных испытаний деталей горношахтного оборудования, эксплуатирующихся в условиях калийного производства, показали, что применение процессов термодиффузионного насыщения для защиты от коррозии позволяет увеличить ресурс работы упрочненных изделий в 3-5 раз, предложить замену дорогостоящих нержавеющих и специальных сталей на углеродистые с термодиффузионными покрытиями, а также в некоторых случаях исключить из технологического цикла изготовления деталей операции термической обработки.

Список использованных источников

1. **Ворошнин, Л.Г.** Антикоррозионные диффузионные покрытия / Л.Г. Ворошнин. – Минск: Наука и техника, 1982. – 296 с.

2. Химико-термическая обработка металлов и сплавов: справочник / Л.С. Ляхович [и др.]; под ред. Л.С. Ляховича. – М.: Металлургия, 1981. − 424 с.

3. Многокомпонентные диффузионные покрытия / Л.С. Ляхович [и др.]; под ред. Л.С. Ляховича. – Минск: Наука и техника, 1994. – 288 с.

Basalay I.A.

The corrosion resistance of carbon steels with complex thermodiffusion coatings in technological medium of potash production

The article presented results of laboratory researches on corrosion resistance of carbon steels with complex coatings obtained by thermodiffusion processing from saturating powdered mediums. The pilot tests results of some types of products which are operated in the medium of potash production were provided.

Поступила в редакцию 08.02.2011 г.

УДК 674.26.08(045)

ТЕХНОЛОГИЧЕСКИЕ ОСОБЕННОСТИ ПРОИЗВОДСТВА ПОГОНАЖНЫХ ИЗДЕЛИЙ ИЗ КОМПОЗИЦИОННЫХ МАТЕРИАЛОВ НА ОСНОВЕ ОТХОДОВ ПРОМЫШЛЕННЫХ ПРОИЗВОДСТВ

Колдаева С.Н., Полищук Л.Н., Бусел М.В. (УО «Мозырский государственный педагогический университет имени И.П. Шамякина», Беларусь), Екименко А.Н., Колдаев О.Ю. (Частное научно-производственное унитарное предприятие «Институт инновационных исследований», г. Гомель, Беларусь)

Предложен способ и определены технологические параметры процесса формования облицованных теплоизоляционных профилированных погонажных изделий из композиционных материалов на основе отходов промышленных производств.

Введение

В связи со значительным ростом объемов производства, переработки и потребления полимерных материалов увеличиваются и их отходы. Использование отходов позволяет расширить сырьевую базу промышленности, снизить потребность в первичном сырье, экономить средства производства и решать вопросы, связанные с охраной окружающей среды. Одним из способов утилизации отходов является получение композиционных материалов на их основе и переработка последних в изделия [1]. Перспективным методом переработки композиционных материалов на основе промышленных отходов является плунжерная экструзия. Этим методом можно изготавливать профилированные погонажные изделия с различными физико-механическими свойствами. В настоящее время метод плунжерной экструзии применяют в производстве профилированных погонажных изделий из фторопластов [2], а также из древесных отходов [3-5]. Плунжерная экструзия по виду получаемых изделий аналогична шнековой экструзии, а по характеру процессов формования – прямому прессованию в замкнутых пресс-формах.

Сущность метода плунжерной экструзии

Одна из особенностей плунжерной экструзии, открывающая новые возможности для переработки композиционных материалов, заключается в том, что пресс-материал вводится в формующий канал в сыпучем состоянии, когда отдельные его частицы находятся в твердой фазе. Переход пресс-материала в вязко-текучее состояние осуществляется непосредственно в формующем канале. При использовании шнековой экструзии материал подается в формующий канал в вязко-текучем состоянии, что и определяет конечные свойства изделий, обладающих монолитной, однородной по сечению структурой. Введение в формующий канал пресс-материала в твердой фазе позволяет технологически регулировать процессы плавления и отверждения материала в объеме формуемого изделия. В частности, возможно регулирование толщины заполимеризованного слоя на поверхности изделия, что позволяет изготавливать пористые изделия, облицованные полимером.

Для применяемой в процессе плунжерной экструзии оснастки характерно деление формующего канала на три конструкционно ограниченные зоны: не обогреваемую зону уплотнения, обогреваемую зону плавления и охлаждаемую зону отверждения пресс-

материала. В первой зоне в процессе формования пресс-материал уплотняется и приобретает пористую структуру, а затем поступает в зону плавления, температура которой по всей длине поддерживается постоянной. В зоне плавления имеет место процесс теплопередачи от стен формующего канала к формуемому изделию, в результате чего температура изделия постепенно выравнивается, пока не достигнет температуры зоны плавления. В работе [6] установлена функциональная зависимость для подобного режима теплопередачи.

Применив эту зависимость для процесса изготовления теплоизоляционных изделий в виде пластин и других профилей с постоянной толщиной поперечного сечения, определим время τ, за которое температура на расстоянии h от поверхности формуемого изделия достигнет температуры плавления перерабатываемого материала. С учетом геометрии канала получим для вычисления τ уравнение:

$$\tau = -\frac{4\rho \cdot C \cdot S^2}{\pi^2 \cdot \lambda} \cdot \ln \cdot \frac{\theta \cdot \pi}{4 \cdot \cos \frac{\pi(S-h)}{2S}}, \qquad (1)$$

где ρ – плотность изделия;

C – теплоемкость материала;

λ – коэффициент теплопроводности изделия;

$2S$ – толщина изделия;

θ – безразмерная температура, $\theta = (t_{\text{пл}} - t_{\text{ср}})/(t_0 - t_{\text{ср}})$;

$t_{\text{пл}}$ – температура плавления пресс-материала;

t_0 – начальная температура пресс-материала;

$t_{\text{ср}}$ – средняя температура зоны плавления формующего канала;

h – толщина слоя расплава на поверхности изделия.

При достижении на расстоянии h от поверхности изделия температуры $t = t_{\text{пл}}$ материал на глубине h оказывается в расплавленном состоянии, в то время как в остальной части сечения изделия $t < t_{\text{пл}}$, и материал сохраняет пористую структуру, приобретенную в зоне уплотнения формующего канала. Как только слой расплава достигнет заданной толщины h, изделие удаляют из зоны плавления и перемещают в охлаждаемую зону отверждения, в которой окончательно формируется поверхностный слой изделия. Этот процесс протекает в формующем канале непрерывно по мере поступления материала.

Изменяя продолжительность нахождения материала в обогреваемой зоне плавления, можно получать на поверхности изделия слой расплава разной толщины и тем самым регулировать теплоизоляционные свойства изделий – чем меньше толщина расплавленного слоя, тем больше толщина пористой части изделий и лучше их теплоизоляционные свойства. Минимальную толщину слоя расплава принимают из условия обеспечения минимальных прочностных показателей изделия, необходимых для его нормальной эксплуатации.

Изделие, получаемое предложенным способом, представляет собой своего рода оболочку, внутри которой находится уплотненная пористая структура из отходов. Изготавливать аналогичные изделия, например, методом шнековой экструзии невозможно.

Определение основных параметров технологического режима изготовления погонажных изделий

Технологические параметры процесса формования длинномерных облицованных теплоизоляционных изделий определяются видом перерабатываемых отходов.

Все отходы можно условно разделить на три типа. К первому типу относятся отходы термопластичных полимеров (волокна, стружка, опилки и др.), имеющие сравнительно невысокую температуру плавления ($t_{пл} < 523$ К) и не выделяющие токсичных веществ при этой температуре. Второй тип – отходы термопластичных полимеров с температурой плавления выше 523 К и отходы, выделяющие при плавлении токсичные вещества. Третий тип – отходы, не имеющие температуры плавления, т. е. неплавкие отходы. Подобное разделение отходов основано на необходимости соблюдения оптимальных условий для протекания физико-химических процессов при формовании изделий. Формующий канал выполняется, как правило, металлическим. Под воздействием температуры в металле происходят определенные изменения, особенно на поверхностях канала, соприкасающихся с формуемым изделием. Вследствие этого возможны нарушения оптимальных условий протекания физико-химических процессов формования, выражающиеся в нестабильности технологических параметров и ухудшении свойств изделий. У металлов, обычно применяемых для изготовления формующих каналов, при температурах до 523 К свойства сравнительно стабильны. При температуре выше 523 К начинает изменяться структура металла, а следовательно, и его свойства. Разумеется, с этой точки зрения граничная температура выбрана несколько условно, и ее можно изменять в достаточно широких пределах, если использовать для изготовления формующего канала специальные материалы.

Кроме того, большое значение имеет соблюдение требований безопасности производства, в частности, сведение до минимума количества выделяемых при переработке материалов токсичных веществ, а также снижение энергоемкости процесса – экономия энергии, расходуемой на обогревание формующего канала. Очевидно, затраты энергии будут тем меньше, чем ниже температура переработки материала при прочих равных условиях.

С учетом вышеизложенного отходы первого типа целесообразно перерабатывать без добавления связующих. В этом случае слой расплава на поверхности изделия образуется в результате плавления самого материала отходов. Отходы второго и третьего типов целесообразно перерабатывать в композициях с термопластичными связующими, причем температура плавления связующего должна быть ниже температуры плавления или деструкции материала отходов. При переработке таких композиций происходит плавление термопластичного связующего на поверхности изделия. Образующийся поверхностный слой, представляющий собой термопластичный полимер, надежно предохраняет внутреннюю пористую структуру изделия от проникновения воды и других жидкостей, поскольку большинство термопластов характеризуется незначительным водопоглощением и стойкостью к действию агрессивных сред.

Время τ, определяемое по формуле (1), является одним из основных параметров технологического режима изготовления погонажных изделий и представляет собой продолжительность выдержки изделия в зоне плавления, при которой на поверхности изделий образуется слой толщиной h.

Второй, не менее важный параметр технологического режима – температура зоны плавления $t_{ср}$ в формующем канале, которую необходимо принимать в пределах:

$t_{пл} \div t_{ср} \div t_{д}$, где $t_{пл}$ – температура плавления отходов или связующего; $t_{д}$ – температура деструкции отходов или связующего.

Существенно важным технологическим параметром является давление формования *P*. Оно определяет, прежде всего, плотность изделия ρ, которая влияет на его теплоизоляционные свойства. Поскольку ρ и зависящий от нее коэффициент теплопроводности λ входят в формулу (1) для вычисления τ, необходимо предварительно установить зависимость $\rho = f(P)$. Зная эту зависимость, задаются определенной плотностью изделий, а затем по ней рассчитывают *P*.

Для осуществления процесса необходимо также определить такие вспомогательные параметры, как скорость перемещения изделия в формующем канале и длина зоны плавления, являющиеся величинами, производными от основных параметров, и зависящие от вида применяемого оборудования.

Рассматриваемый способ формования был апробирован при изготовлении профилированных погонажных теплоизоляционных изделий из композиционных материалов, получаемых на основе отходов производства. Изготавливали доску толщиной 0,012 м и шириной 0,15 м, а также трубу с наружным диаметром 0,127 м и толщиной стенки 0,01 м. В качестве оборудования использовали гидравлический пресс с частотой перемещения рабочего органа n = 0,033 $с^{-1}$. Длина зоны уплотнения составляла 0,1 м, зоны отверждения – 0,2 м. Длину зоны плавления определяли расчетным путем. Зону отверждения охлаждали проточной водой.

На рисунках 1, 2 приведены принципиальная схема и оснастка для доски из композиционного материала на основе измельченной древесины и пенополистирола.

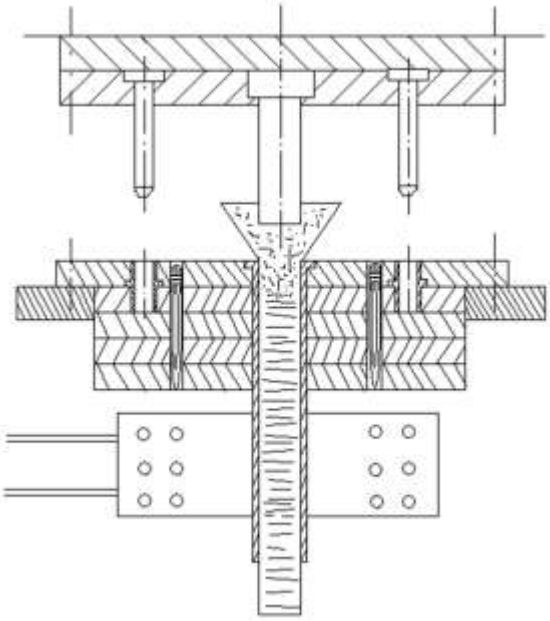


Рисунок 1 – Схема устройства для формования доски

Доску изготавливали из пресс-композиции следующего состава, масс. %:
- измельченная древесина − 65;
- поливинилхлорид − 29,2;
- стеарат алюминия − 1,2;
- антистатик (алкамон ОС-2) − 1,8;
- кальций фторфосфорнокислый − 2,8.

Для определения основных технологических параметров процесса сначала по формуле (1) вычисляли время τ при следующих исходных данных: $P = 2,0$ МПа; $t_{ср} = 409$ К; $t_0 = 293$ К; $t_{пл} = 383$ К; $2S = 0,012$ м; $h \approx 0,002$ м; $\rho = 825$ кг/м^3; $\lambda = 0,06$ Вт/(м·К); $C = 1,47 \cdot 10^3$ Дж/(кг·К). Подставив эти значения в формулу (1), получим для τ:

$$\tau = \frac{4 \cdot 825 \cdot 1,47 \cdot 10^3 \cdot 6^2 \cdot 10^{-6}}{3,14^2 \cdot 0,06} \cdot \ln \cdot \frac{\left(\frac{383-409}{293-409}\right) \cdot 3,14}{4 \cdot \cos \frac{3,14(6-2)}{2 \cdot 6}} = 307 \text{ с}.$$

Рисунок 2 – Устройство для формования доски – общий вид

Масса m одной порции материала, загружаемого в канал, составляла 0,05 кг. Среднюю скорость перемещения изделия в канале определяли по уравнению:

$$v = (m \cdot n)/(\rho \cdot F) = (0,05 \cdot 0,033)/(825 \cdot 0,0018) = 0,0011 \text{ м/с}, \quad (2)$$

где F – площадь поперечного сечения изделия, равная 0,0018 м^2.

Длину зоны плавления определяли по формуле:

$$l_{пл} = v \cdot \tau = 0,0011 \cdot 307 \text{ м} = 0,34 \text{ м}.$$

Таким образом, формование облицованной теплоизоляционной доски осуществляли при следующих параметрах технологического процесса: $P = 3,0$ МПа; $t_{ср} = 409$ К; $v = 0,0011$ м/с; $l_{пл} = 0,34$ м; $\tau = 307$ с.

Изделия, полученные при указанном режиме, обладали следующими свойствами: плотность $\rho = 819$ кг/м^3; коэффициент теплопроводности $\lambda = 0,059$ Вт/(м·К). Толщина h отвержденного слоя расплава на поверхности изделия составляла 0,0019-0,0021 м.

Для формования трубы использовали пресс-композицию следующего состава, масс. %:

- измельченная древесина − 67;
- полиэтилен низкого давления − 29;
- дикумил − 1,5;
- стеарат цинка − 1,3;
- окись кальция − 1,2.

Для определения основных технологических параметров процесса сначала по формуле (1) вычисляли время τ при следующих исходных данных: $P = 3$ МПа; $t_{ср} = 468$ К; $t_0 = 293$ К; $t_{пл} = 433$ К; $2S = 0,01$ м; $h \approx 0,002$ м; $\rho = 915$ кг/м^3; $\lambda = 0,065$ Вт/(м·К); $C = 1,47 \cdot 10^3$ Дж/(кг·К). Тогда τ определим из выражения:

$$\tau = -\frac{4 \cdot 915 \cdot 1,13 \cdot 10^3 \cdot 5^2 \cdot 10^{-6}}{3,14^2 \cdot 0,065} \cdot \ln \cdot \frac{\left(\frac{433-468}{293-468}\right) \cdot 3,14}{4 \cdot \cos \frac{3,14(5-2)}{2 \cdot 5}} = 212 \text{ с}.$$

Масса m одной порции материала, загружаемого в канал, составляла 0,1 кг. Среднюю скорость перемещения изделия в канале определяли по формуле:

$$v = (m \cdot n)/(\rho \cdot F) = (0,1 \cdot 0,033)/(915 \cdot 0,00367) = 0,00098 \text{ м/с},$$

где F – площадь поперечного сечения изделия, равная 0,00367 м^2.

Длину зоны плавления можно найти по формуле:

$$l_{пл} = v \cdot \tau = 0,00098 \cdot 212 = 0,207 \text{ м}.$$

Таким образом, параметры технологического режима формования облицованной теплоизоляционной трубы были следующими: $P = 3,0$ МПа; $t_{ср} = 468$ К; $v = 0,00098$ м/с; $l_{пл} = 0,207$ м; $\tau = 202$ с. Плотность изделия, полученного при указанном режиме, составляла 911 кг/м^2, коэффициент теплопроводности $\lambda = 0,064$ Вт/(м·К). На поверхности изделия отверждался слой расплава толщиной $h = 0,00185 - 0,00205$ м.

Несущественные расхождения между заданными первоначально и полученными значениями объясняются h нестабильностью вспомогательных технологических параметров, в частности, скорости движения изделия в формующем канале.

На рисунке 3 представлены образцы изделий, полученных описанным способом.

Рисунок 3 – Образцы длинномерных изделий, полученных плунжерной экструзией

Выводы

Возможность изготовления крупногабаритных профилированных изделий с улучшенными теплоизоляционными свойствами методом плунжерной экструзии позволит перерабатывать большое количество промышленных отходов. Метод отличается простотой и обладает большими технологическими возможностями по сравнению с существующими методами изготовления аналогичных изделий.

Профилированные погонажные изделия высокого качества с улучшенными теплоизоляционными свойствами и водостойкостью найдут широкое применение в строительстве, сельском хозяйстве, химической промышленности и др.

Список использованных источников

1. **Каменев, Е.И**. Применение пластических масс: Справочник. / Е.И. Каменев, Г.Д. Мясников, М.Г. Платонов – Минск: Высшая школа, 1982. – 192 с.

2. **Паншин, Ю.А.** Фторопласты / Ю.А. Паншин, С.Г. Малкевич, Ц.С. Дунаевская. − Л.: Химия, 1978. − 232 с.

3. **Корчаго, И.Г.** Экструзионные древесностружечные плиты / И.Г. Корчаго, А.М. Завражнов. − М.: Лесная промышленность, 1972. − 136.с.

4. **Шварцман, Г.М.** Производство древесностружечных плит / Г.М. Шварцман, Д.А. Щедро. − М.: Лесная промышленность, 1987. − 320 с.

5. Способ изготовления погонажного изделия из пресс-композиций на основе древесины: пат. 13523 Респ. Беларусь, МПК(2009) B 27N 5/00 / Ю.Д. Терешко, А.Н. Екименко, С.Н. Колдаева, О.Ю. Колдаев; заявитель УО «БелГУТ». – № а 20060333; заявл. 12.04.2006; опубл. 30.08.2010 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэлектуал. уласнасці. – 2010. – № 4. − С. 85.

6. Теплотехнический справочник / под ред. В.М. Юренева, П.Д. Лебедева. − М.: Энергия, 1976. − Т. 2 − 147 с.

Koldaeva S.N., Polishchuk L.N., Busel M.V., Ekimenko A.N., Koldaev O.Yu.

Technological features of running goods manufacture from composition materials on the basis of production residuals

The technological parameters of the process of the coated insulated profile running goods forming from composition materials on the basis of production residuals were defined. And the method of this forming process was proposed.

Поступила в редакцию 28.01.2011 г.

УДК 621.892

ПРИМЕНЕНИЕ СИЛИКАТОРГАНИЧЕСКИХ НАПОЛНИТЕЛЕЙ В КАЧЕСТВЕ ПРИСАДОК К СМАЗОЧНЫМ МАСЛАМ ДЛЯ ТЯЖЕЛОНАГРУЖЕННЫХ УЗЛОВ ТРЕНИЯ

Шаповалов В.М. (ГНУ «Институт механики металлополимерных систем им. В.А.Белого НАН Беларуси», г. Гомель, Беларусь), Злотников И.И. (УО «Гомельский государственный технический университет им. П.О. Сухого», Беларусь), Ахмадиева Л.В. (ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством», Беларусь).

Исследована возможность использования гибридных силикаторганических наполнителей в качестве антифрикционной присадки к смазочным маслам. Показано, что введение разработанных наполнителей в смазочные композиции приводит к повышению рабочих нагрузок, снижению коэффициента трения и улучшению температурных характеристик смазок.

Введение

Применение различных наполнителей и функциональных присадок позволяет в широких пределах регулировать эксплуатационные свойства смазочных материалов (СМ). Введенные в состав смазочной основы наполнители играют роль загустителей, улучшающих реологические и структурно-механические свойства СМ, способствуют формированию в зоне трения устойчивых разделительных слоев, благодаря чему происходит более равномерное распределение напряжений на поверхностях контакта и перераспределение сдвиговых напряжений из материала контактирующих поверхностей в материал разделительного слоя, что особенно важно для тяжелонагруженных узлов трения [1, 2]. В настоящее время известно большое количество специальных присадок и наполнителей, повышающих эксплуатационные характеристики СМ. Чаще всего в наполненных СМ используются тонкодисперсные минеральные наполнители, такие как аэросил, мел, оксиды металлов, стекло, силикатгели и др., а также различные полимеры: полиэтилен, фторопласт-4, поливинилбутираль, поливиниловый спирт, фенольные и эпоксидные смолы, полиакрилонитрильные, вискозные и др. волокна [1, 2].

Однако лишь немногие из них способны удовлетворить все более ужесточающиеся требования современного производства. Особое значение в условиях увеличения темпов развития промышленного комплекса Беларуси, приоритета импортозамещающих технологий приобрела разработка экологически безопасных целевых добавок для СМ, способных эффективно работать в экстремальных условиях, в частности, в высоконагруженных узлах трения горношахтного оборудования и в качестве канатных смазок. В представленной работе это направление развивается путем использования в качестве наполнителей для СМ новых нетрадиционных материалов, а именно органо-неорганических гибридных нанокомпозитов, в которых органическая (олигомерная) фаза химически связана с минеральной (силикатной), и обладающих вследствие этого свойствами, как керамики, так и полимеров.

Целью работы является экспериментальное изучение возможности использования силикаторганических наполнителей в качестве антифрикционной присадки к смазочным маслам.

Методика исследования

Силикаторганические наполнители получали методом гель-золь синтеза, исходными компонентами для которого служили стандартные растворы силиката натрия – жидкое стекло (ЖС) плотностью 1,42 г/см^3 с силикатным модулем 3,0, водорастворимая фенолоформальдегидная смола марки СФЖ-3027 (ФФС), эпоксидная диановая смола марки ЭД-20 (ЭС), и N,N-мета-фенилен-ди-малеимид (ФДМИ). Указанные олигомеры вводили в ЖС в количестве 15 мас. % и тщательно перемешивали с использованием ультразвукового диспергирования. Полученные бинарные золи коагулировали водным раствором хлорида железа (III) в количестве необходимом для получения нейтральной реакции. Осажденный гель промывали водой, отфильтровывали, сушили при температуре 70-80 °С, диспергировали и просеивали. Как показали проведенные исследования, особенно эффективна сушка, осуществляемая путем нагрева токами сверхвысокой частоты. В этом случае неоднородность нагрева, связанная с различной проводимостью отдельных частей влажного силикаторганического продукта вызывает его разрыхление, а высокочастотная дипольная переориентация в молекулах мономера активизирует полимеризационные процессы и химическое взаимодействие между органической фазой и кремнеземом [3].

Тонкодисперсный наполнитель с размером частиц не более 50 мкм вводили в количестве 5 мас. % в индустриальное масло И-40, содержащее загуститель – церезин в количестве 5 мас. %. Для сравнительных испытаний использовали ультрадисперсный β-сиалон, позволяющий значительно повысить несущую способность СМ [4], а также изготавливали чистый кремнезем путем нейтрализации ЖС соляной кислотой и модифицированный кремнезем – путем коагуляции ЖС хлоридом железа. Для повышения термостойкости смазочные композиции дополнительно подвергали термической обработке при 210 °С в течение 15 мин. Для проведения сравнительных испытаний были использованы широко применяемые промышленные смазки Литол-24 и Униол-1.

Триботехнические характеристики определяли на машине трения СМТ-1 по схеме «вал – вкладыш» при скорости скольжения 0,5 м/с. В качестве вала использовали ролик диаметром 40 мм из стали 45. Исходная шероховатость поверхностей трения составляла $R_a = 0,2$ мм. Смазочная композиция подавалась в зону трения путем погружения ролика в кювету со смазкой. Критическую нагрузку заедания определяли на четырехшариковой машине трения, температуру каплепадения – по стандартной методике.

Результаты исследований

На рисунке 1 приведены зависимости коэффициента трения исследованных СМ от нагрузки. Из полученных данных следует, что введение в смазочную среду чистых дисперсных олигомеров ФФС и ФДМИ (кривые 4, 6) хотя и приводит к снижению коэффициента трения, при увеличении нагрузки, однако несущая способность разделительного слоя остается невысокой: при нагрузке 20 МПа для смазки, содержащей ФДМИ начинается процесс повышения коэффициента трения с ростом нагрузки, а для смазки, содержащей ФФС, температура в зоне трения достигает критической – начинается терморазложение масла. Введение в смазочную среду минеральных наполнителей – кремнегеля и модифицированного кремнезема (кривые 2, 7) приводит к ухудшениютриботехнических свойств смазочной композиции: при нагрузке 10-20 МПа температура в зоне трения резко возрастает и начинается терморазложение минерального масла. Некоторое понижение коэффициента трения в области нагрузок 2-10 МПа в случае использования модифицированного кремнезема связано с тем, что наполнитель,

кроме кремнегеля, играющего роль рыхлого мелкодисперсного абразива, содержит твердые частицы силиката железа, имеющего слоистую структуру, которые способны при небольших нагрузках увеличивать несущую способность разделительного слоя смазки.

Введение в смазочную основу гибридных силикатурганических наполнителей приводит к резкому снижению коэффициента трения по сравнению с другими наполнителями. При этом самый низкий и стабильный коэффициент трения обеспечивается при использовании продукта взаимодействия ЭС с ЖС (кривая 8), но допустимая нагрузка узла трения ограничена 30 МПа. При использовании в качестве наполнителя системы ФФС+ЖС (кривая 3) удается получить СМ, обеспечивающий самую большую нагрузочную способность узла трения (до 40 МПа) и коэффициент трения более низкий, чем при использовании такого наполнителя как ультрадисперсный сиалон (кривая 1).

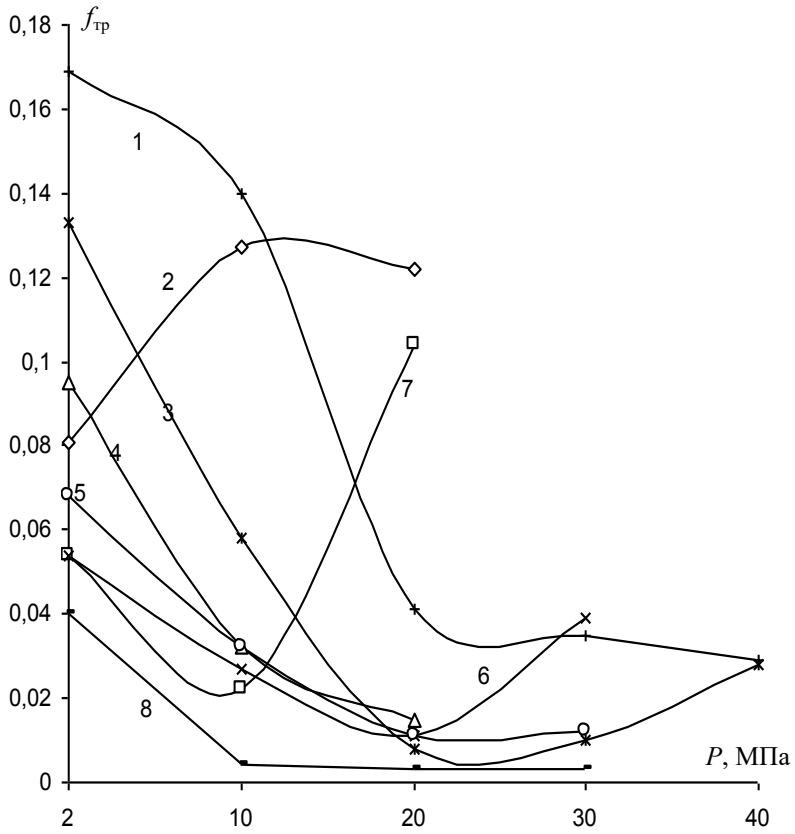


Рисунок 1 – Зависимости коэффициента трения смазочных композиций от нагрузки для различных наполнителей: 1 – сиалон; 2 – кремнезем; 3 – ФФС+ЖС; 4 – ФФС; 5 – ФДМИ+ЖС; 6 – ФДМИ; 7 – модифицированный кремнезем; 8 – ЭС+ЖС

Возможный механизм действия органосиликатных наполнителей следующий. При химическом взаимодействии ЖС с соответствующим органическим олигомером образуется органоминеральный продукт с взаимопроникающими органической и неорганической матрицей. При диспергировании таких систем разрушение происходит по менее прочной органической фазе, в результате чего твердые силикатные частицы оказываются заключенными в оболочку из более мягкого полимерного (олигомерного) материала. В процессе трения по мере увеличения контактного давления имеет место разрушение модифицированного наполнителя с раскрытием химических связей и образовани-

ем радикалов, способствующих возникновению ориентированных слоев смазки, как на поверхности дисперсной фазы, так и на трущихся поверхностях, что повышает стойкость смазки к температуре и сдвиговым напряжениям. Высокая термостойкость используемого наполнителя позволяет предотвратить разрушение структурированных адсорбционных слоев при фрикционном разогреве. Интенсивное адгезионное изнашивание заменяется коррозионно-механическим. Применение органосиликатного наполнителя позволяет улучшить противозадирные и антифрикционные свойства смазочного материала. Смазочная композиция работает при максимальной удельной нагрузке 40 МПа.

Дальнейшие эксперименты показали, что при введении в смазочную основу высокодисперсных гибридных органосиликатных наполнителей (с обязательной термообработкой при 210 °С) температурные характеристики смазок значительно изменяются. Результаты испытаний для наиболее перспективных составов представлены на рисунке 2. Из представленных данных видно, что температура каплепадения для СМ, в которых в качестве модификаторов использовали органосиликатные наполнители (ФФС+ЖС, ФДМИ+ЖС, ЭС+ЖС), значительно превосходит этот показатель для смазки Литол-24 и несколько превосходит для смазки Униол-1.

Это позволяет предположить, что под воздействием высокой температуры происходит интенсификация химических и физико-химических процессов между органосиликатным наполнителем и исходным смазочным составом. Вследствие этого происходит упрочнение мыльного каркаса, чего не наблюдается при использовании высокодисперсного инертного наполнителя – сиалона.

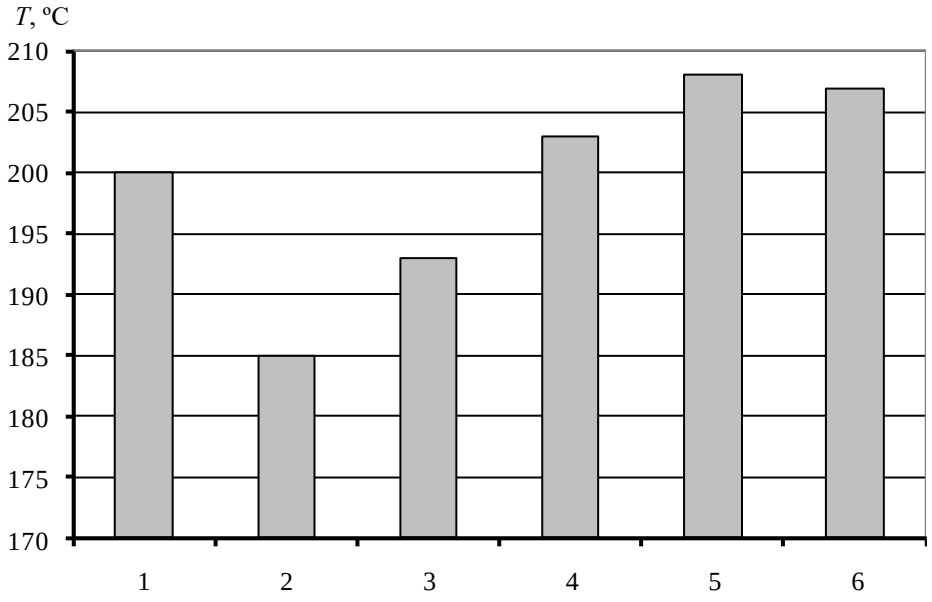


Рисунок 2 − Температура каплепадения стандартных СМ: «Униол-1» (1), «Литол-24» (2), и экспериментальных СМ с модификаторами: сиалоном (3), ЭС+ЖС (4), ФДМИ+ЖС (5), ФФС+ЖС (6)

Для наиболее перспективного СМ (содержащего органосиликатный наполнитель ФДМИ+ЖС) была определена критическая нагрузка заедания на четырехшариковой машине трения ЧШМ-1 (рисунок 3). Полученные результаты показали высокие антифрикционные и противозадирные свойства разработанного СМ по сравнению с известными смазками «Униол-1» и «Литол-24».

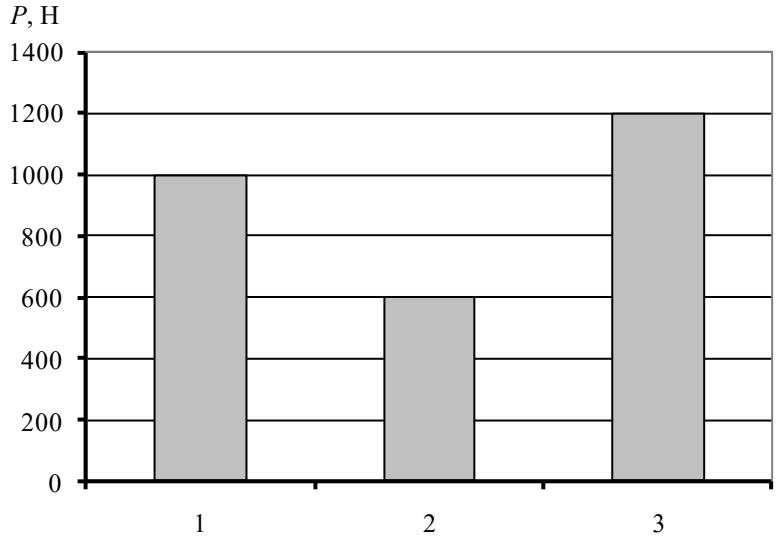


Рисунок 3 − Зависимость критической нагрузки заедания для смазок: «Униол-1» (1), «Литол-24» (2), и СМ с органосиликатным наполнителем ФДМИ+ЖС (3)

Таким образом, применение гибридных наноструктурных органосиликатных наполнителей позволяет улучшить температурные характеристики смазочных композиций, их противозадирные свойства, несущую способность граничного слоя смазки и износостойкость пары трения.

Дополнительные исследования показали возможность использования разработанных СМ в качестве канатной смазки. Смазка может наноситься в разогретом состоянии при свивке стальных канатов на заводе-изготовителе, а также в процессе эксплуатации канатов в подъемно-транспортных устройствах с машинами барабанного типа.

Заключение

Проведенные исследования показали, что методом золь-гель технологии при использовании химически активных органических олигомеров и ЖС, можно получить высокодисперсные гибридные органосиликатные наполнители, которые могут быть успешно использованы в качестве антифрикционной и высокотемпературной присадки к пластичным смазкам.

Механизм действия силикаторганических наполнителей, вводимых в смазочное масло в качестве антифрикционных присадок, не сводится к суммарному действию полимерной и силикатной составляющей, а проявляется резко выраженный синергический эффект. Разработанные наполнители могут быть рекомендованы в первую очередь для введения в смазки для тяжелонагруженных узлов трения.

Список использованных источников

1. **Синицын, В.В.** Подбор и применение пластичных смазок / В.В. Синицын. – М.: Химия, 1974. – 260 с.

2. Топлива. Смазочные материалы. Технические жидкости. Ассортимент и применение: справочник / В.М. Школьников [и др.]; под ред. В.М. Школьникова. – М.: Техинформ, 1999. – 582 с.

3. Способ получения силикатполимерного материала: пат. 10135 Респ. Беларусь, МПК С 08 J 3/00 / И.И. Злотников, Ю.М. Плескачевский, В.М. Шаповалов; заявитель и патентообладатель Институт механики металлополимерных систем НАН Беларуси. – № а 20041068; заявл. 22.11.2004; опубл. 30.06.2006 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэллектуал. уласнасці. − № 2. − С. 7.

4. Смазочная композиция: пат. 6605 Респ. Беларусь, МПК С 10 М 125/20 / Е.Н. Волнянко, И.И. Злотников, В.А. Смуругов; заявитель и патентообладатель Институт механики металлополимерных систем НАН Беларуси. – № а 20010422; заявл. 07.05.2001; опубл. 30.12.2004 // Афіцыйны бюл. / Нац. цэнтр інтэллектуал. уласнасці. − № 4. – С. 4.

Shapavalov V.M., Zlotnikov I.I., Akhmadieva L.V.

Application of silicate organic fillers as additives to lubricating oils for heavy loaded friction units

The possibility of application of hybrid silicate organic fillers as antiwear additive to lubricating oils was researched. It was shown that addition of the developed fillers to lubricating mixtures leads to the operating loads' increase as well as to the loss of traction coefficient and to the improvement of temperature characteristics of the lubricants.

Поступила в редакцию 08.02.2011 г.

ПРАВИЛА ОФОРМЛЕНИЯ СТАТЕЙ

Статьи, направленные в редакцию журнала, должны удовлетворять требованиям «Инструкции по оформлению диссертации, автореферата и публикаций по теме диссертаций», утвержденной постановлением президиума государственной ВАК РБ от 24.12.1997 г. № 178 (в редакции с изменениями и дополнениями постановление ВАК РБ от 22.02.2006 г. № 2 и постановление ВАК РБ от 15.08.2007 г. № 4).

1. Материал статьи должен соответствовать профилю журнала и излагаться предельно ясно.
2. Поступившие в редакцию статьи проходят рецензирование. Основные критерии целесообразности опубликования – актуальность тематики, информативность, научная новизна.
3. Статья должна быть представлена в распечатанном виде в двух экземплярах и в электронном виде в формате текстового редактора Word for Windows (97/2000/2003).
4. В статье должны быть указаны индекс УДК, название статьи, фамилии авторов, наименования организаций, в которых работают авторы. Статья должна включать в себя: аннотацию (до 10 строк), введение, основную часть, заключение, завершаемое четко сформулированными выводами, список использованных источников. В структуру (при необходимости) может быть включен перечень обозначений и сокращений. Аннотация и название статьи, а также фамилии авторов должны быть представлены на английском и русском языках.
5. Объем статьи не должен превышать 10-ти страниц машинописного текста (шрифт Times New Roman, размер 12 п., интервал – 1).
6. Рисунки должны быть четкие черно-белые и созданы в одном из графических редакторов (формат tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd), в данном случае они присоединяются с помощью табличного процессора «Excel» или «MS Graph» (встроенного в «Word»). Все обозначения на рисунках должны быть расшифрованы.
7. Таблицы располагаются непосредственно в тексте статьи. При этом они не должны дублировать графики. Каждая таблица должна иметь заголовок. На все таблицы и рисунки следует давать ссылки в тексте.
8. Обозначения, принятые в статье, расшифровываются непосредственно в тексте, кроме того, могут быть вынесены на отдельную страницу.
9. Размерность всех величин, принятых в статье, должна соответствовать Международной системе единиц измерений (СИ). Не следует употреблять сокращения, кроме общепринятых.
10. Список использованных источников должен быть приведен в конце статьи и содержать полные библиографические данные. Список должен быть составлен в порядке упоминания ссылок в тексте. Ссылки на неопубликованные работы не допускаются.
11. Авторам необходимо на отдельной странице сообщить о себе следующие сведения: фамилия, имя, отчество, почтовый адрес для переписки, место работы и занимаемая должность, а также номера телефонов, факсимильной и электронной связи.
12. Статьи, излагающие результаты исследований, выполненных в учреждениях, должны иметь соответствующее разрешение на опубликование в открытой печати.

Статьи, не соответствующие перечисленным требованиям, к рассмотрению не принимаются и возвращаются авторам. Датой поступления считается день получения редакцией первоначального варианта текста.

1. Article materials should correspond to the journal profile and be clearly stated.
2. The receiving by the Editorial Board articles are sent for review to specialists. The main criteria of acceptance are theme actuality, information value, and scientific novelty.
3. All materials should be thoroughly reviewed and sent in two hard copies on white paper and one electronic copy additionally in the Word format (97/2000/2003).
4. The first page should contain UDC number, Title, Author(s), full Address of organization(s) in which author(s) work, Annotation (till 10 lines), Introduction, the text of the paper with diagrams and figures (if there are any), Conclusion with clearly stated inferences, References, List of Symbols and Abbreviations (if it is necessary). Annotation, Title and Authors should be presented in English and Russian languages.
5. The paper should not exceed 10 pages of the typewritten text (Times New Roman, 12 points, 1 interval).
6. The figures should be black-and-white and represented in one of graphical formats: tif, pcx, bmp, gif, cdr, wmf, psd and attached with Excel or MS Graph (built-in Word). All symbols should be deciphered. The minimum size of figures is 60×90 mm. The photographs should be of good quality. Their minimum size is 60×60 mm.
7. Tables should be placed directly in the text of the article. Diagrams and tables should not contain the same information. Each table should have the title. All tables and diagrams should have references in the text.
8. Symbols which are used in articles can be deciphered directly in the text or taken out on a separate page.
9. All symbols used in the text should correspond to International System. Only standard contractions should be used.
10. References are to be cited at the end of the paper on a separate page with full bibliographic information. List of references should correspond to the order of occurrence in the text. References on unpublished works are prohibited.
11. The authors should give the following information: surname, first name, patronymic name, full address with the postal code for correspondence, organization and position, home and office phone numbers, fax, e-mail.
12. The articles containing investigation results obtained in organizations should have a corresponding permission for publication.

Articles not meeting the requirements of the Editorial Board would not be accepted and may be returned to the authors. The date of receipt is considered to be the day when the Editorial Board receives the author's original paper.

Подписные индексы:
749332
74933

Основные направления научно-исследовательской деятельности ЗАО «Солигорский Институт проблем ресурсосбережения с Опытным производством»:

- *разработка горношахтного подъемно-транспортного оборудования;*
- *разработка горного проходческого, очистного и бурового оборудования;*
- *разработка технологического горно-обогатительного оборудования;*
- *разработка методов повышения надежности и долговечности деталей и узлов машин, работающих в условиях абразивных, химически активных сред горно-обогатительного оборудования;*
- *разработка оборудования для комплексов по перегрузке и складированию сыпучих материалов;*
- *разработка высокопроизводительной технологии обогащения полезных ископаемых;*
- *разработка композиционных и теплозвукоизоляционных материалов;*
- *разработка конструкционных материалов и покрытий, предназначенных для использования в агрессивных химически активных, абразивных средах предприятий горной промышленности;*
- *совершенствование технологии добычи и повышение безопасности ведения горных работ на месторождениях полезных ископаемых;*
- *моделирование и автоматизированное проектирование горных машин, работающих на глубине более 1000 м во взрывоопасной среде и при больших давлениях;*
- *разработка автоматизированных систем управления горношахтным добывающим и перерабатывающим оборудованием.*

ISSN 1728-3841
9 771728 384000

Адрес редакции:
223710, Республика Беларусь,
Минская обл., г. Солигорск, ул. Козлова, 69

Телефоны:
(+375 174) 26 28 37 главный редактор (приемная)
(+375 174) 26 35 32 ответственный секретарь
E-mail: ipr@sipr.by