

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԱԶԳԱՅԻՆ ԱԿԱԴԵՄԻԱՅԻ ԵՎ

ՀԱՅԱՍՏԱՆԻ ԱԶԳԱՅԻՆ ՊՈԼԻՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՄԱԼՍԱՐԱՆԻ

ՏԵԴԵԿԱԳԻՐ

ИЗВЕСТИЯ

НАЦИОНАЛЬНОЙ АКАДЕМИИ НАУК АРМЕНИИ И

НАЦИОНАЛЬНОГО ПОЛИТЕХНИЧЕСКОГО УНИВЕРСИТЕТА
АРМЕНИИ

ՏԵԽՆԻԿԱԿԱՆ ԳԻՏՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՍԵՐԻԱ

СЕРИЯ ТЕХНИЧЕСКИХ НАУК

ԵՐԵՎԱՆ

ЕРЕВАН

Журнал издается с 5.01.1948 г.

Выходит 4 раза в год

ԽՄԲԱԳՐԱԿԱՆ ԿՈՒԵԳԻԱ

Ռ.Մ. ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆ (գլխավոր խմբագիր), Հ.Ա. ԹԵՐԶՅԱՆ (գլխ. խմբ. տեղակալ), Զ.Կ. ՍՏԵՓԱՆՅԱՆ (պատասխանատու քարտուղար), Ս.Գ. ԱԴԲԱԼՅԱՆ, Ռ.Վ. ԱՌՈՅԱՆ, Վ.Վ. ԲՈՒՆԻԱՏՅԱՆ, Ժ.Դ. ԴԱՎԻԴՅԱՆ, Ս.Պ. ԴԱՎԹՅԱՆ, Ս.Մ. ԴԱԶԱՐՅԱՆ, Ո.Զ. ՄԱՐՈՒԽՅԱՆ, ՅՈՒ.Լ. ՍԱՐԳՍՅԱՆ, Վ.Ս. ՍԱՐԳՍՅԱՆ, Ս.Հ. ՄԻՄՈՆՅԱՆ, Մ.Գ. ՍՏԱԿՅԱՆ, Վ.Ս. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ

РЕДАКЦИОННАЯ КОЛЛЕГИЯ

Р.М. МАРТИРОСЯН (главный редактор), А.А. ТЕРЗЯН (зам. глав. редактора),
З.К. СТЕПАНИЯН (ответственный секретарь), С.Г. АГБАЛЯН,
Р.В. АТОЯН, В.В. БУНИАТЯН, Ж.Д. ДАВИДЯН, С.П. ДАВТЯН, С.М. КАЗАРЯН,
В.З. МАРУХЯН, Ю.Л. САРКИСЯН, В.С. САРКИСЯН,
С.О. СИМОНЯН, М.Г. СТАКЯН, В.С. ХАЧАТРЯН

EDITORIAL BOARD

R.M. MARTIROSSYAN (Editor-in-Chief), H.A. TERZIAN (Vice-Editor-in-Chief),
Z.K. STEPANYAN (Secretary - in - Chief), S.G. AGHBALYAN,
R.V. ATOYAN, V.V. BUNIATYAN, Zh.D. DAVIDYAN, S.P. DAVTYAN,
S.M. GHAZARYAN, V.Z. MARUKHYAN, YU.L. SARGSYAN, V.S. SARKISSYAN,
S.H. SIMONYAN, M.G. STAKYAN, V.S. KHACHATRYAN

Հրատ. խմբագիր՝

ԺԱՆՆԱ ՍԵՅՐԱՆՅԱՆ

Համակարգչային շարվածքը
և ձևավորումը

ԼԻԼԻԹ ՄԱՐՏԻՐՈՍՅԱՆԻ

Խմբագիրներ՝

ԼԵՅԼԱ ՍՏԵՓԱՆՅԱՆ
ՆԵԼԼԻ ԱՆԱՆՅԱՆ

© Издательство ГИУА

Известия НАН и ГИУ Армении (сер. техн. наук), 2010

Ա.Կ. ՊՈՂՈՍՅԱՆ, Վ.Վ. ՍԱՐՈՑԱՆ, Զ.Ռ. ԲՈՆԻԱԹՅԱՆ

ՄԱՀՄԱՆԱՅԻՆ ՅՈՒՂՄԱՄԲ ՇՓՄԱՆ ՕՐԻՆԱԶՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՒ
ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՎԵՐԱԲԵՐՑԱԼ

Ուսումնասիրվել է քսուքայուղային նյութերում տարբեր բաղադրակազմի հավելանյութերի պարունակությունից կախված շփագիտական բնութագրերի փոփոխությունը: Ճշգրտվել է քսուքայուղերի հակաքերժվածքային հատկությունները բնութագրող պայմանական բեռնվածքի և մաշման ուժգնության գործակցի միջև հաստատված կոռելյացիան, ինչը հնարավորություն է տալիս փոքրաքանակ փորձերի միջոցով կանխատեսել քսուքայուղային նյութերի հակամաշվածքային հատկությունները:

Առանցքային բառեր. շփագիտություն, սահմանային յուղում, հավելանյութ, քսուքայուղ, մակակլանում, կերամաշում:

Սահմանային յուղումը վերաբերում է շփման այն պրոցեսին, որտեղ, ելնելով բեռնվածության ու արագության արժեքներից, շփվող մակերևույթների անջատման համար հիդրոդինամիկ կամ էլաստահիդրոդինամիկ հեղուկային յուղման շերտի կարիք չկա [1]: Յուղվող շատ համակարգերում, որոնք նախատեսված են առատ յուղման պայմաններում աշխատելու նպատակով, իրականում շփումը տեղի է ունենում սահմանային յուղման պայմաններում: Դրա պատճառով, երբ շփման պայմանները վատանում են, սահմանային յուղման հատկություններն են, որ կանխում են շփագույզի շարքից դուրս գալը:

Բոլոր յուղման ռեժիմներից սահմանայինն ամենաքիչ հասկանալին է [1, 2]: Դրա համար կան առնվազն երեք պատճառներ՝ սահմանային յուղումն ընդգրկում է մակերևութային շատ բարակ շերտեր, որոնց ուսումնասիրումն ու չափումը չափազանց դժվար են: Սահմանային յուղումը մեծապես կախված է այնպիսի գործոններից (մետաղական մակերևույթներից, յուղերի ու քսուքների բնույթից, խոնավությունից, օքսիդացման հավանականությունից և այլն), որոնք դժվար են հսկվում: Սահմանային յուղումն ընդգրկում է տարբեր մեխանիզմների միաժամանակյա ազդեցությունը: Այդ պատճառով սահմանային յուղման ընդհանուր տեսական մոդել դեռևս գոյություն չունի, ուստի լայն տեղ է հատկացվում փորձնական արդյունքներին:

ISO4378/3 միջազգային ստանդարտի համաձայն՝ սահմանային յուղման բնութագիրն արտահայտվում է ոչ թե քսուքայուղային նյութի ծավալային մածուցիկության հատկանիշներով, այլ շփամակերևույթների և քսուքայուղային նյութերի փոխազդեցության ընթացքում ֆիզիկական մակակլանման (ադսորբցիայի) կամ քիմիական ռեակցիայի արդյունքում առաջացող սահմանային շերտերի հատկություններով: Սահմանային շերտերի դերը կայանում է շփման մակերևույթների բաժանման, մետաղական անմիջական հպման և կերամաշման առաջացման հնարավորության կանխման մեջ: Գործնականում ժամանակակից մեքենաների և մեխանիզմների հեղուկ կամ պլաստիկ քսուքանյութերով յուղված և ծանրաբեռնավորված շփահանգույցները որոշակի պահերի (գործարկման և շարժականգառի, բարձր հպակային բեռնվածքների կամ ջերմաստիճանների, շփվող մեքենամասերի հարաբերական տեղաշարժի ցածր արագությունների

դեպքում) աշխատում են սահմանային յուղման ռեժիմներում: Սահմանային յուղման շփման պայմաններում յուղման միջավայրի և պինդ մարմինների մակերևութային միջև փոխազդեցության առաջին փուլը ֆիզիկական մակակլանումն է:

Բարձր (ավելի քան 6 ՄՊա) հպումային ճնշման դեպքում քսուքայուղային նյութի մակակլանված մոլեկուլները կարող են արտաձգվել հպման տեղամասից, որի հետևանքով բազմամոլեկուլային շերտը դառնում է ավելի բարակ: Արդյունքում մետաղի մակերևույթը մերկանում է՝ անմիջական հպման տեղերում առաջացնելով այսպես կոչված եռակցման կամրջակներ: Դրանց քայքայման արդյունքում առանձնանում են մաշման արգասիքներ (մասնիկներ): Եթե ադիեզիոն կապերի արժեքը գերազանցում է կրիտիկականին, առաջանում է քերծվածք, այնուհետև՝ մակերևութային կերամաշում: Ֆ. Բոուլենի մոդելի [3] համաձայն՝ հպումն իրականացվում է անհարթությունների մերկացված գագաթներով, ինչը մեծ ազդեցություն ունի շփման գործակցի արժեքի վրա.

$$f = \gamma f_m + (1 + \gamma) f_c, \quad (1)$$

որտեղ f - ը շփման գործակիցն է սահմանային յուղման ժամանակ, γ - ն շփահանգույցի մետաղական հպման մասն է, f_m - ը և f_c - ն շփման գործակիցներ են, համապատասխանաբար, մաքուր մետաղական և չվնասված սահմանային շերտի միջոցով հպման դեպքերում:

Սակակլանված շերտով տեղայնացված մետաղական հպման տեղամասերում, առանձին միկրոանհարթությունների գագաթներով ընթանում է չափավոր ադիեզիոն մաշում, ինչն արտահայտվում է շփագույգերի միկրո- և մակրոերկրաչափության փոփոխությամբ [2]: Այդ դեպքում առաջին մոտեցմամբ

$$I_V = \gamma I_m + (1 - \gamma) I_c, \quad (2)$$

որտեղ I_V - ն սահմանային յուղմամբ շփման ծավալային մաշումն է, I_m - ը՝ մետաղական հպակի տեղամասում ադիեզիոն մաշումը, I_c - ն՝ քսուքայնության շերտի տակ մաշումը:

Քանի որ մակակլանված շերտով յուղման պայմաններում I_c - ի մեծությունը կարելի է անտեսել, ապա, համաձայն Ռոուլի [2]՝

$$I_V \approx \gamma I_m: \quad (3)$$

Որքան մեծ է մետաղական հպման մասը, այնքան մեծ են շփման կորուստները և մաշումը:

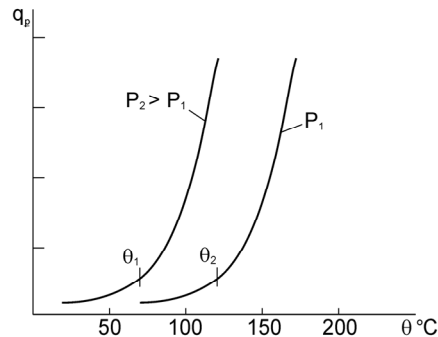
Շփման ծանր ռեժիմների պայմաններում (օրինակ՝ ատամնավոր կառչման) կերամաշումից ու շփման հանգույցի խափանումից խուսափելու նպատակով յուղերի մեջ ավելացնում են քիմիապես ակտիվ հավելանյութեր (присадки), սովորաբար, ծծմբի, քլորի կամ ֆոսֆորի միացությունների տեսքով [1]: Շփական հպակում զարգացող բարձրաջերմաստիճանային պայմաններում հավելանյութերի շնորհիվ շփման մակերևութների վրա առաջանում են քիմիական միացություններ, որոնք տեղաշարժի փոքր դիմադրության պատճառով զգալիորեն նվազեցնում են շփումն ու ադիեզիոն մաշումը: Ընդունված է համարել, որ մինչ մետաղական մակերևութի հետ քիմիական ռեակցիան տեղի է ունենում հավելանյութերի տրոհում շփումից առաջացած բարձրաջերմաստիճանային պայմաններում: Ուստի ակնհայտ է, որ հավելանյութերի տրոհման և դրա հետևանքով առաջացած քիմիական ռեակցիայի ջերմաստիճանների միջև որոշակի կապ գոյություն ունի [4]:

Քիմիական ռեակցիայի ուժգնությունն արտահայտվում է ցուցչային հավասարումով.

$$q_p = A \exp(k / R\theta), \quad (4)$$

որտեղ A - ն և k - ն հաստատուններ են, R - ը՝ գազային հաստատունը, θ - ն՝ ջերմաստիճանը:

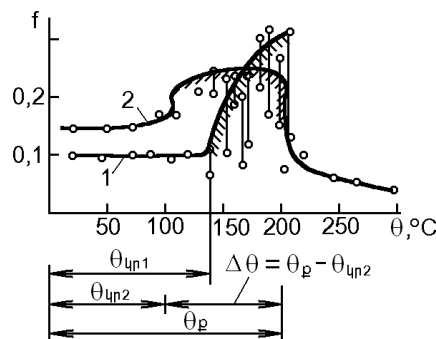
Մակերևութային նորմալ աշխատանքային ջերմաստիճանները պետք է լինեն նկ.1-ում նշված θ_1 - ից և θ_2 - ից ցածր [1]:



Նկ.1. Քիմիական ռեակցիայի ուժգնության կախումը մակերևութային ջերմաստիճանից տարբեր P_1 և P_2 ճնշումների դեպքում

Սահմանային յուղման ունակության գնահատման Ռ.Մ. Մատվենսկու ջերմաստիճանային մեթոդը [4] հնարավորություն է ընձեռում հետևելու շփման f գործակցի փոփոխմանը՝ θ ջերմաստիճանի աճից կախված: Որպես սահմանային յուղման շերտերի ջերմունակության գնահատման չափանիշներ ընդունված են՝

1. Կրիտիկական $\theta_{կր}$ ջերմաստիճանը, որի դեպքում տեղի է ունենում շփման f գործակցի կտրուկ աճ: Այն ուղեկցվում է անհավասարաչափ շարժմամբ ու մաշվածքի աճով: $\theta_{կր}$ - ը բնութագրում է սահմանային յուղման շերտի քայքայումն ու մետաղական հպման առաջացումը (նկ.2, կոր 1):



Նկ.2. Սահմանային յուղման շփման f գործակցի բնորոշ կախումները ջերմաստիճանից.

1(հանքային յուղ (վազելինային) մակերևութաակտիվ հավելանյութով (0,1% ստեարինային թթու), 2(հանքային յուղ քիմիապես ակտիվ (1,5% քլորպարաֆին) հավելանյութով [4]

2. Շփման մակերևույթների քիմիական բարեփոխման (ք ջերմաստիճանը, որի դեպքում յուղի մեջ ավելացված քիմիապես ակտիվ հավելանյութի տրոհման և դրա արդյունքների ու մետաղի քիմիական ռեակցիայի հետևանքով շփման մակերևույթի վրա առաջանում են ցածր տեղաշարժի դիմադրությամբ շերտեր, որոնք կատարում են յուղման նյութի ֆունկցիա: Դրա ձևական հատկանիշները շփման գործակցի փոքրացումն ու ցատկաձև շարժման դադարումն են (նկ.2, կոր 2):

Կրիտիկական ջերմաստիճանի դեպքում տեղի է ունենում յուղի մոլեկուլների ֆիզիկական ապակոդմնորոշում սահմանային շերտում, դրանց դետորբում և, որպես հետևանք, շերտը կորցնում է շփման մակերևույթները միմյանցից անջատելու հատկությունը: Դա, ընդհանուր առմամբ, վերականգնվող պրոցես է, որը ենթարկվում է ջերմադինամիկայի օրենքներին և կախված է մակակլանման ջերմաստիճանից: Երբ ջերմաստիճանը շփման մակերևույթի վրա հասնում է քիմիական բարեփոխման (ք ջերմաստիճանին, առաջանում են պինդ յուղերի նման շերտեր: Դրանց գոյացումը կապված է քիմիական ռեակցիաների շնորհիվ տեղի ունեցող անվերականգնելի պրոցեսների հետ:

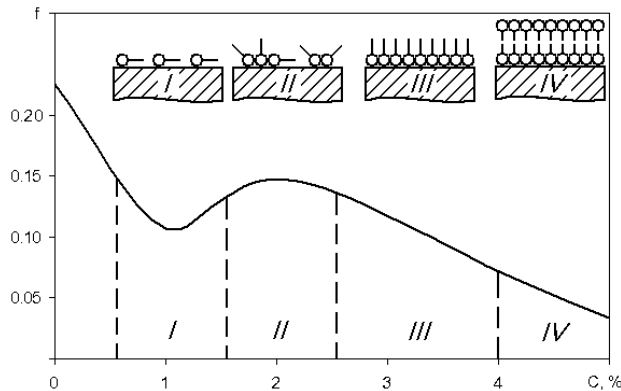
Մակերևութաակտիվ նյութեր (հավելանյութեր) պարունակող քսուքայուղերով շփահանգույցների շահագործման պայմաններում դրանց պարունակության աճի հետ մեկտեղ շփման գործակիցը սովորաբար նվազում է մինչև որոշակի արժեք, այնուհետև, հավելանյութի պարունակության հետագա աճի պարագայում, գործնականում չի փոփոխվում: Շփման մակերևույթների վրա մակակլանված շերտի (թաղանթի) մոլեկուլները հիմնային յուղի հետ գտնվում են դինամիկ հավասարակշռության մեջ, և հավելանյութի պարունակության հետագա աճն այդ շերտում նպաստում է մետաղական մակերևույթների անմիջական հպման մակերեսի նվազմանը [2]:

Բ. Վ. Դերյագինի [5] համաձայն՝ հավելանյութերի փոքր բաղադրաչափերի դեպքում մակակլանվող մոլեկուլները շփման մակերևույթների վրա տեղակայված են հորիզոնական դասավորվածությամբ (նկ.3), ինչը համապատասխանում է այդ մոլեկուլների և պինդ մարմնի փոխադարձ ձգման նվազագույն էներգիայի արժեքին: Մակակլանված շերտում հավելանյութի պարունակության աճի հետ մետաղական հպման չափամասը նվազում է և, համապատասխանաբար, փոքրանում է շփման f գործակիցը: Մետաղական մակերևույթի վրա մակակլանվող մոլեկուլների թվի աճի հետ մոլեկուլները կամ դրանց խմբերը սկսում են աստիճանաբար ուղղաձիգ դիրք գրավել: Պինդ մարմնի մակերևույթի հետ փոխազդեցության մեջ են մտնում ավելի մեծ թվով ակտիվ մոլեկուլների խմբեր, համեմատած մակերևույթից պոկված ոչ բևեռային մոլեկուլների փոքր քանակության հետ: Մակերևույթի վրա ինչպես ուղղաձիգ (կամ թեք), այնպես էլ հորիզոնական կողմնորոշմամբ մոլեկուլների առկայությունը բերում է շփամակերևույթների ինքնատիպ «մոլեկուլային խորդուբորդության» առաջացմանը (նկ.3), ինչի պատճառով շփման գործակցի արժեքն աճում է:

Հիմնային յուղում հավելանյութի պարունակության հետագա աճի հետ ուղղաձիգ կողմնորոշումը տարածվում է ավելի մեծ քանակով մակակլանված մոլեկուլների վրա (նկ.3), հպակի մակերևույթը հարթվում է, և շփման գործակցի արժեքը կրկին նվազում է: Երբ վերջապես ձևավորվում է ուղղաձիգ կողմնորոշմամբ հավելանյութի մոլեկուլների կիպ դասավորված շերտը՝ շփման մակերևույթներն անջատվում են միմյանցից ադիզվող փոխազդեցությունը թուլացնող բավարար չափով:

Սակայն, հավելանյութերի բաղադրակազմից կախված, հնարավոր են քիմիական տարբեր ռեակցիաներ հավելանյութի ակտիվ տարրերի և մետաղական

շփամակերևույթի միջև, որոնք կարող են անդրադառնալ շփման ուժի (գործակցի) փոփոխության օրինաչափության վրա: Իրոք, փորձարարական հետազոտությունները ցույց են տալիս, որ շփման մակերևույթի վրա մակակլանված շերտի առանձնահատկության պատճառով շփման f գործակցի փոփոխման դինամիկան տարաբնույթ է [6]: Այսպես, նկ. 4-ի ա, բ և գ գրաֆիկներում արդյունաբերական Ի-40Ա յուղի հիմքով և դիքլորբութեն (ԴՔԲ), դիքլորէթան (ԴՔԷ) ու դիքլոր-կապրիլետ (ԴՔԿ) հավելանյութի խտության ավելացման դեպքում շփման գործակիցը սկզբից կտրուկ իջնում է, այնուհետև մի փոքր կայունանում, իսկ հետո միալար նվազում՝ դրանով հանդերձ լիովին համապատասխանելով վերը նշված օրինաչափությանը (նկ.3):

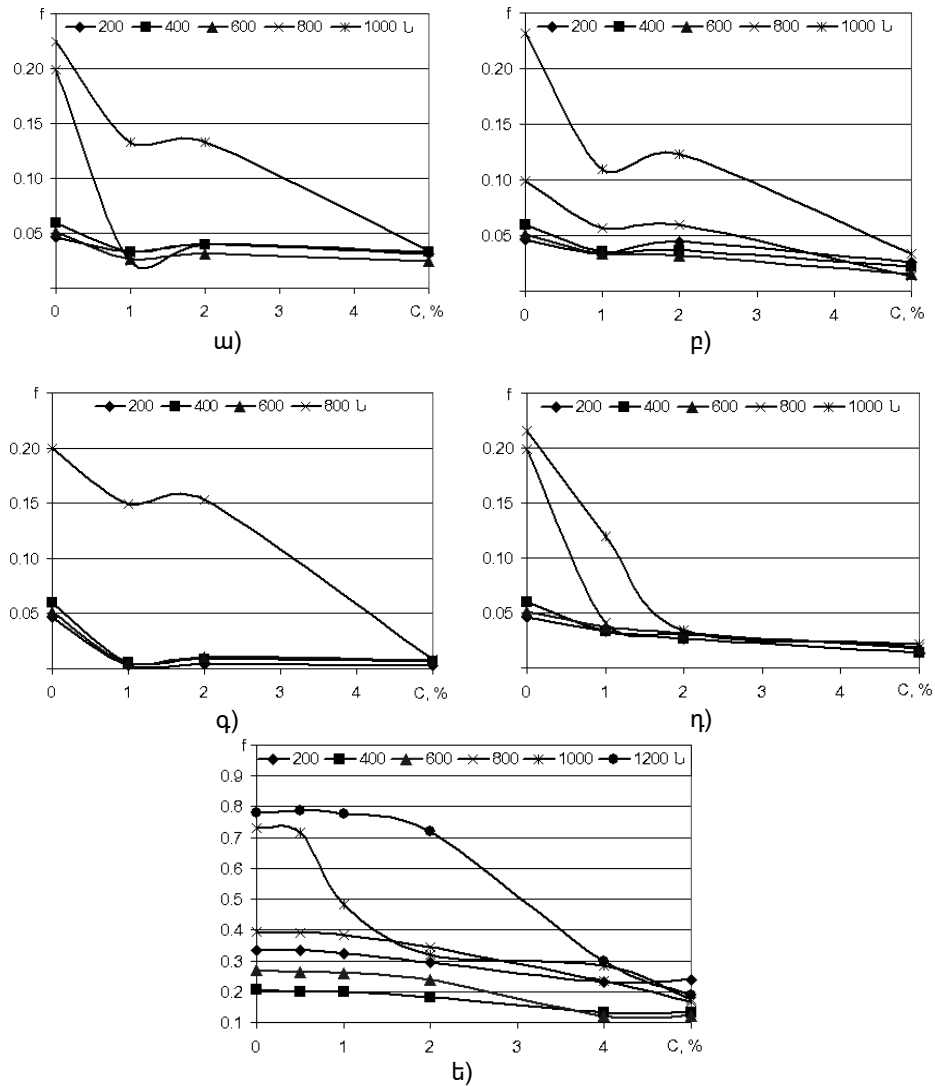


Նկ. 3. Մակերևութաակտիվ մոլեկուլների բաշխվածության բնույթից կախված շփման f գործակցի փոփոխությունը

Շփման գործակցի նվազման պատճառ կարող է հանդիսանալ նաև ակտիվ ատոմների (օրինակ՝ քլորի) փոխազդեցությունը յուվենիլային մակերևույթների հետ՝ առաջացնելով պաշտպանիչ շերտեր (մետաղի քլորիդ), որոնք մետաղի հետ համեմատած ունեն տեղաշարժի նկատմամբ փոքր դիմադրություն և հեշտորեն քայքայվում են: Իսկ ահա ազոտով հարուստ Կատամին-ԱԲ14 հավելանյութի պարունակության ազդեցությունը շփման գործակցի վրա հանգեցնում է անընդհատ նվազմանը՝ ազոտի հակակոռոզիոն հատկության շնորհիվ: Եռէթանոլամինի (ԵԷԱ) պարունակության ազդեցությունը օլեինաթթվի արտադրական թափոններում գնահատելու համար հարկ է հաշվի առնել այն հանգամանքը, որ ԵԷԱ-ն կիրառվել է որպես թանձրացուցիչ: Նկ. 4, ե-ից երևում է, որ ԵԷԱ-ի մինչև 2 % պարունակությունը շփման գործակցի վրա գործնականում ազդեցություն չի ունենում, իսկ դրա խտության հետագա աճը նորից հանգեցնում է շփման գործակցի նվազմանը ԵԷԱ-ի հակակոռոզիոն ազդեցության և թթվայնության փոքրացման պատճառով:

Մաշման օրինաչափությունները լիակատար արտացոլող հաշվարկային կախումների ու բանաձևերի արտածումը, հաշվի առնելով մաշման պրոցեսի վրա ազդող բազմապիսի գործոնները, չափազանց դժվար խնդիր է և դեռևս գտնվում է իր լուծման փուլում: Ուստի ավելի հաճախ կիրառվում են փորձնական եղանակով ստացված կախումներ, որոնք սակայն արտահայտում են այս կամ այն փաստացի

մաշման տեսակը, շփման հանգույցն ու կիրառվող նյութերը, շահագործման պայմաններն ու ռեժիմները և այլն [7]:



Նկ. 4. Հավելանյութերի C պարունակության ազդեցությունը քսուրայուղային կոմպոզիտների շփման f գործակցի վրա տարբեր բեռնվածքների դեպքում.

ա) $\text{Ի-40Ա} + \text{ԴՔԲ}$, բ) $\text{Ի-40Ա} + \text{ԴՔԷ}$, գ) $\text{Ի-40Ա} + \text{ԴՔԿ}$, դ) $\text{Ի-40Ա} + \text{Կ-ԱԲ14}$, ե) $\text{ՕԱԹ} + \text{ԵԷԱ}$.

Տարբեր դասի օրգանական միացություններից հավելանյութերի հակամաշվածքային և հակաքերծվածքային հատկությունների փորձարարական հետազոտությունները բացահայտում են յուրաքանչյուր դասի հավելանյութերի ազդեցության մեխանիզմի՝ յուրահատկությունները և հաստատում են մեկ ընդհանուր օրինաչափություն՝ հավելանյութերի օպտիմալ ընտրությունը կարող է ապահովել քսուքայուղային նյութերի բարձր՝ հակամաշվածքային և հակաքերծվածքային հատկություններ: Դժվար չէ ենթադրել, որ մաշման և կերամաշման գործընթացների հիմքում ընկած են որոշ ընդհանուր երևույթներ, ուստի բնական է քսուքայուղային նյութերի հակամաշվածքային և հակաքերծվածքային հատկությունների միջև նաև ընդհանուր կոռելյացիայի առկայությունը [7]:

Նման կոռելյացիա քսուքայուղերի հակաքերծվածքային հատկությունները բնութագրող $(P_{\text{կր}} - P)/P$ պայմանական պարամետրի և մաշման ուժգնության գործակցի հակադարձ մեծության $(1/)$ միջև հաստատվել է էմպիրիկ կախման տեսքով [6]: Բազմաթիվ փորձերի հիման վրա (մոտ 400 չափում) տարբեր քսուքայուղերի ու հավելանյութերի համակցության, սահքի արագությունների և շփահամակարգի կոշտության պայմաններում, նման կախման համար առաջարկվել է երկրորդ աստիճանի կորի տեսքով հետևյալ արտահայտությունը՝

$$\frac{P_{\text{կր}} - P}{P} = a \cdot \left(\frac{1}{\alpha}\right)^2 + b \cdot \left(\frac{1}{\alpha}\right) - c: \quad (5)$$

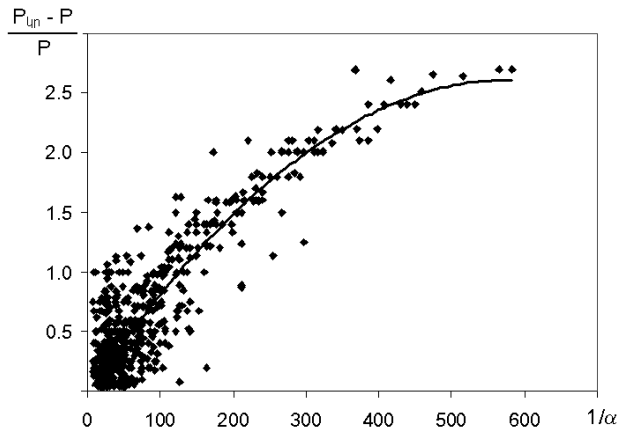
a -ն, b -ն և c -ն գործակիցներ են, որոնք, փորձերի քանակից կախված, ունեն աղյուսակում բերված արժեքները:

Աղյուսակ

a, b և c գործակիցների արժեքները՝ կախված փորձերի քանակից

№	Փորձերի քանակը	a	b	c
1	150	-7.85(10 ⁻⁶)	9.36(10 ⁻³)	-4.44(10 ⁻²)
2	400	-8.56(10 ⁻⁶)	9.1(10 ⁻³)	-6.2(10 ⁻²)
3	700	-8(10 ⁻⁶)	9(10 ⁻³)	-1.5(10 ⁻²)

Քսուքայուղային կոմպոզիտների շփագիտական հատկությունների փորձարարական հետազոտությունները հնարավորություն են տալիս ճշգրտել (5) արտահայտության a, b և c գործակիցների արժեքները՝ հավելանյութերի փորձարկման շրջանակների ընդլայնման միջոցով փորձերի քանակի ավելացման շնորհիվ (շուրջ 700 չափում): Այդ դեպքում $(P_{\text{կր}} - P)/P$ պայմանական պարամետրի և մաշման ուժգնության գործակցի $1/(\alpha)$ հակադարձ մեծության միջև էմպիրիկ կախումն ունի նկ. 5-ում պատկերված տեսքը:



Նկ. 5. Փորձարկվող քսուքայուղային նյութերի հարաբերական մաշակայունության պարաբոլային կոռելյացիան

Ստացված արտահայտությունը (5) հնարավորություն է տալիս՝

- ա) գնահատել փորձարկվող քսուքայուղային նյութի հարաբերական մաշակայունությունն (գործակցի արժեքի չափով,
- բ) մաշման (ուժգնության արժեքի հիման վրա փոքրաքանակ փորձերի միջոցով կանխատեսել քսուքայուղային նյութերի հակաքերծվածքային հատկությունները և որոշել քսուքայուղի կրիտիկական P_{un} բեռնվածության արժեքը:

Այսպիսով, կատարված հետազոտությունները հնարավորություն են տալիս շահագործման տարբեր ռեժիմների համար ընտրել հավելանյութերի տեսակն ու այն օպտիմալ չափաբաժինը, ինչը կապահովի մեքենաների և մեխանիզմների շփահանգույցներում կիրառվող յուղերի բարձր շփագիտական բնութագրեր:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Պողոսյան Ա.Կ.** Շփագիտության հիմունքներ. -Երևան: Լույս - Աթենք, 1994-95, -296 էջ:
2. Основы трибологии (трение, износ, смазка) / Под общ. ред. **А.В. Чичинадзе.** - М.: Машиностроение, 2001. - 664 с.
3. **Боуден Ф. П., Тейбор Д.** Трение и смазка. -М.: Машгиз, 1960. -151 с.
4. Смазочные материалы. Антифрикционные и противоизносные свойства, методы испытаний: Справочник / Под ред. **Р.М. Матвеевского, В.Л. Лашхи, И.А. Буяновского** и др. -М.: Машиностроение, 1989. -224 с.
5. **Дерягин Б. В., Чураев Н. В., Муллер В. М.** Поверхностные силы. -М.: Наука, 1985. - 399 с.
6. **Арустамян Ю.С., Погосян А.К., Сароян В.В., Геворкян Г.Р.** Исследование различных классов химических органических соединений в качестве присадок // Трение и износ. - 2000. - №3 (21). – С. 318-322.

7. Pogosian A. K., Arustamian Yu. S., Gevorkian G. R. Prediction method of anti-scoring properties of lubricants // Wear. -Oxford, England, 1993. -167. -P. 85-86.

ՀՊՃՀ(Պ). Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 14.09.2009:

А.К. ПОГОСЯН, В.В. САРОЯН, К.Р. БОНИАТЯН

О ЗАКОНОМЕРНОСТЯХ И ОСОБЕННОСТЯХ ТРЕНИЯ ПРИ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКЕ

Изучено изменение трибологических свойств в зависимости от содержания различных составов присадок в смазочных материалах. Уточнена характеризующая антизадирные свойства смазочных материалов корреляционная зависимость между условной нагрузкой и коэффициентом интенсивности изнашивания, что дает возможность малочисленным опытом прогнозировать противоизносные свойства смазочных материалов.

Ключевые слова: трибология, граничная смазка, присадка, смазка, адсорбция, заедание.

A.K. POGOSIAN, W.V. SAROYAN, C.R. BONIATIAN

ABOUT RELATIONSHIPS AND PECULIARITIES OF BOUNDARY LUBRICATION FRICTION

Tribological characteristics dependence upon the content of various additives in lubricants has been studied. The fixed correlation between lubricant anti-scoring properties characterizing conditional loading and wear intensity coefficient which gives possibility for forecasting lubricant anti-wear properties has been corrected.

Keywords: tribology, boundary lubrication, additives, lubricant, adsorption, seizure.

Մ.Գ. ՍՏԱԿՅԱՆ, Գ.Գ. ՄԻՐԱՔՅԱՆ, Է. Ա. ՄԱՐԳԱՐՅԱՆ

**ԼԻՍԵՆՆԵՐԻ ԿՈՌՈԶԻՈՆ ՀՈԳՆԱԾԱՅԻՆ ԿՈՐԵՐԻ ՀԱՎԱՍԱՐՈՒՄՆԵՐԸ
ՑԻԿԼԱՅԻՆ ԵՐԿԱՐԱԿԵՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՑՐՎԱԾՔԱՅԻՆ ՎԵՐԼՈՒԾՈՒԹՅԱՆ
ՀԱՇՎԱՌՄԱՍԲ**

Ցույց է տրված, որ ջրում լիսենների զանգվածային կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումների դեպքում ցիկլային երկարակեցությունների փոփոխականային շարքերի ցրվածքները հոգնածային քայքայման ադսորբցիոն ($N \leq N_{Gk}$) և էլեկտրաքիմիական $N > N_{Gk}$ բայց նույն գոտում արժեքները գործնականորեն անփոփոխ են ցիկլային գերլարումների մակարդակներից: Ցրվածքների համասեռության “զրոյական” վարկածը համալիր կարգով ստուգված է Հարթլեի, Կոչրենի և Բարթլետի չափանիշներով, որի արդյունքով առաջարկվում է նշված գոտիներում ճշտել կոռոզիոն հոգնածային կորերի հավասարումները՝ քվանտիլային հոգնածային գծերի զուգահեռ դասավորման սկզբունքով:

Առանցքային բառեր. կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումներ, ցիկլային երկարակեցություն, ցրվածքային վերլուծություն, հոգնածային կորի հավասարում, քվանտիլային գծերի ընտանիք:

Կոռոզիոն միջավայրերում աշխատող սարքավորման աշխատանքային պայմաններն էապես են տարբերվում փակ շինություններում տեղադրված մեքենաների աշխատանքային ռեժիմներից: Առաջին դեպքում, կախված միջավայրի ներգործման առանձնահատկությունից (խոնավություն, կոռոզիոն և ագրեսիվ հեղուկների և գազերի առկայություն, pH -ցուցանիշ, կաթիլային, պարբերական, անընդհատ կամ հոծ կոռոզիոն միջավայր և այլն), պատասխանատու և ծանրաբեռնված մեքենամասերի և հանգույցների աշխատանքային մակերևույթներում ընթացող հոգնածային քայքայման մեխանիզմները տարբերվում են երկրորդ դեպքից, բայց առաջինի համար, անկախ գերլարումների մակարդակից, ընդհանրական է հոգնածային քայքայման անընդհատ բնույթը: Այդ պատճառով կոռոզիոն հոգնածային կորն անընդհատ վայրընթաց բնույթի է, իսկ դա ենթադրում է ամրության և երկարակեցության հաշվարկների զուգահեռ և պարտադիր կատարում: Մեխանիկական համակարգերի մետաղատարության նվազարկումը, որը ժամանակի պահանջն է, պարտադրում է նշված հաշվարկների ոչ միայն միջնարժեքային, այլ նաև հավանական գնահատումը, հետևաբար և կոռոզիոն հոգնածային գործընթացում ցիկլային երկարակեցությունների ցրման օրինաչափությունների հաշվառումը: Դա հնարավոր է իրականացնել, եթե ճշտվեն կոռոզիոն հոգնածային քվանտիլային գծերի ընտանիքների հավասարումները, որոնք փաստորեն այդ երևույթը նկարագրող մաթեմատիկամիջակազրական մոդելներն են:

Կոռոզիոն հոգնածային քայքայման դեպքերի ողջ տարրապատկերից դիտարկվում է մաքուր ջրի ներգործմամբ աշխատող մեքենամասերի և հանգույցների հոգնածային դիմադրության խնդիրը, որը մյուսների նկատմամբ

առավել լայն է տարածված և համապատասխանում է բաց մթնոլորտային և պարբերաբար ջրվող պայմաններում աշխատող սարքավորման և տրանսպորտային միջոցների մեծ մասի իրական շահագործական ռեժիմներին:

Զգալի թվով կատարված հետազոտություններով բացահայտված և մանրամասն հետազոտված է կոռոզիոն հոգնածային քայքայման մեխանիզմը, որը փաստորեն “մետաղ-հեղուկ” սահմանային շերտում իրար հետ միաժամանակ ընթացող և “մրցակցող” երևույթների՝ աղտորեցիոն (մակակլանում) և էլեկտրաքիմիական գործընթացների արդյունքն է:

Բարձր գերլարումների գոտում ($\sigma_i \geq \sigma_{Gk}$) դրանցից գերակշռում է աղտորեցիոն, իսկ ցածր գերլարումների գոտում ($\sigma_i < \sigma_{Gk}$)՝ էլեկտրաքիմիական գործընթացների ազդեցությունը: Նշված ազդեցությունները տարաբնույթ են և կախված են մի շարք առանձին կամ համատեղ գործոնների առկայությունից (նյութի քիմիական բաղադրությունը, միջավայրի ներգործման բնույթը, pH -ցուցանիշի արժեքը, բեռնավորման ռեժիմը, մեքենամասի կոնստրուկտորական և տեխնոլոգիական առանձնահատկությունները և այլն): Հանրագումարային արդյունքով դրանք ձևավորում են մեքենամասի կոռոզիոն հոգնածային դիմադրության ցուցանիշների միջնարժեքային մեծությունները, ցրման բնույթը և չափերը:

Հաշվի առնելով կոռոզիոն բազմացիկային հոգնածության լայն տիրույթում ($N = 10^5 \dots 10^8 \text{ ghly}$) հոգնածային փորձարկումների արդյունքների բաշխումը և ցրման դաշտերի դասավորությունը, կոռոզիոն հոգնածային կորերը ($\lg \sigma, \lg N$) կոորդինատային համակարգում մեծամասամբ ներկայացվում են երկձյուղ քվանտիլային գծերի ընտանիքների տեսքով [1-3], որոնց բեկման կետը $N_{Gk} = 1 \dots 5 \cdot 10^6$ ցիկլերի միջակայքում է.

ձախ ճյուղը ($N < N_{Gk}$)՝

$$\lg N = (\overline{\lg N_k} + z_p s_{Nrk}) - (\overline{m_k} + z_p s_{mk})(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma_k}) = C_k - m_k \lg \sigma, \quad (1)$$

աջ ճյուղը ($N \geq N_{Gk}$)՝

$$\lg N = (\overline{\lg N'_k} + z_p s'_{Nrk}) - (\overline{m'_k} + z_p s'_{mk})(\lg \sigma - \overline{\lg \sigma'_k}) = C'_k - m'_k \lg \sigma, \quad (2)$$

իսկ բեկման կետի կոորդինատները որոշվում են հետևյալ կերպ՝

$$\lg \sigma_{Rk} = (C_k - C'_k) / (m_k - m'_k), \quad \lg N_{Gk} = (C_k / m_k - C'_k / m'_k) / (1/m_k - 1/m'_k): \quad (3)$$

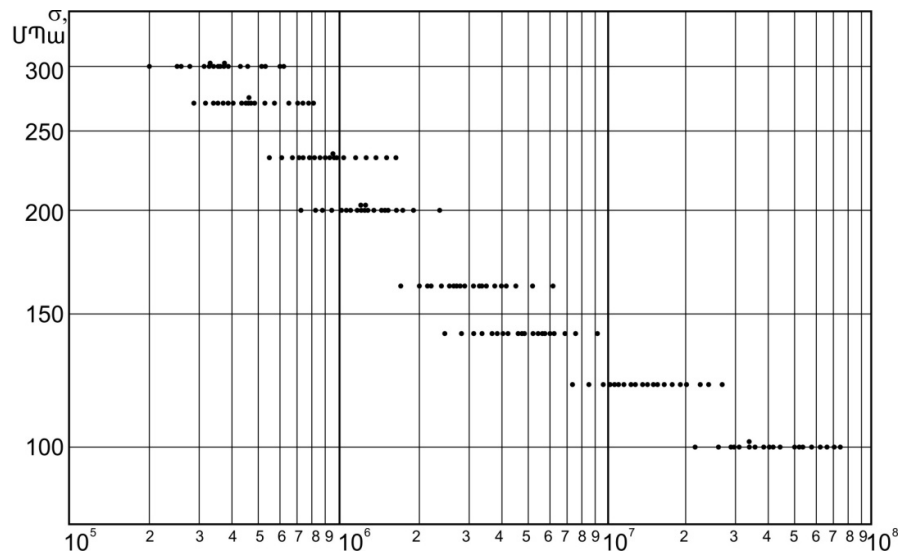
Զանգվածային կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումների տվյալների ուսումնասիրումը և նախնական վիճակագրական մշակումները [4] մատնացույց են անում երկու կարևոր հանգամանք.

ա) $N \leq N_{Gk}$ և $N > N_{Gk}$ միջակայքերում $\lg N_i$ -ի ցրման ցուցանիշները գործնականում ինվարիանտ (անփոփոխ) են σ ցիկլային գերլարումներից և, անկախ դրանց մակարդակներից, յուրաքանչյուր միջակայքում նկատվում են $\lg N_i$ -ի ցրման դաշտերի մոտավորապես հավասար չափեր,

բ) աղտորեցիոն և էլեկտրաքիմիական գործընթացները, որոնց ֆիզիկաքիմիական բացահայտումները և ազդման բնույթն էապես են տարբերվում հոգնածային քայքայման մեխանիզմի վրա ազդող այլ գործոններից (մասշտաբային երևույթ, լարումների կուտակում, բեռնվածքի ռեժիմ և այլն), գերակայող դեր են կատարում այդ մեխանիզմում և փոփոխում քայքայման ընթացքը, որի արդյունքով

երկարակեցությունների նշված միջակայքերում ստեղծում են հաստատուն ցրվածքներով $\lg N_i$ - ի դաշտեր: Ցրվածքի չափերը ձևավորող հիմնական գործոն է դառնում կոռոզիոն միջավայրի ազդման տևողությունը, որի պատճառով $N > N_{Gk}$ միջակայքում, ի տարբերություն $N \leq N_{Gk}$ - ի, $\lg N_i$ - ի, ցրման դաշտերը լայնանում են:

Ցիկլային երկարակեցությունների ցրման ցուցանիշների փոփոխման օրինաչափությունների ուսումնասիրումը և քանակական գնահատումը կարևոր նշանակություն ունեն կոռոզիոն միջավայրերում աշխատող մեխանիկական համակարգերի ծառայության հավաստի ժամկետներ նշանակելու և անխափան աշխատանքի հավանականության մակարդակը որոշելու հաշվարկային ընթացակարգերում: Այդ նկատառումներից ելնելով՝ դիտարկված են զանգվածային կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումների արդյունքները (փորձարկումներ մաքուր ջրի ներգործմամբ, *պողպատ* 45 մակնիշի հարթ փորձանմուշներ, $d = 12$ մմ, լարումների 8 մակարդակներ՝ $\sigma_i = 100 \dots 300$ ՄՊա միջակայքում, յուրաքանչյուր մակարդակի վրա փորձարկված է 20 փորձանմուշ, բեռնվածության ռեժիմը՝ համատեղ պտտական ծոում և ոլորում՝ σ_i - ի բոլոր մակարդակներում $\tau/\sigma = 0,6$ հաստատուն հարաբերությամբ [1]): Նշված փորձարկումները նմանակել են կոռոզիոն միջավայրերում աշխատող մեքենաների լիսեռների իրական աշխատանքային ռեժիմները: Փորձարկումների արդյունքները ներկայացված են նկարում, իսկ նախնական հաշվարկները՝ աղ. 1-ում:



Նկ. Ցիկլային երկարակեցությունների ցրման դաշտերը

Կատարված է $\lg N_i$ ցիկլային երկարակեցությունների փոփոխական շարքերի համալիր վիճակագրական հետազոտություն՝ այդ շարքերի ցրվածքների հավասարության “զրոյական” վարկածի ստուգում ըստ Հարթլեի, Կոչրենի և Բարթլետի չափանիշների [5].

Աղյուսակ 1

Կոռոզիոն հոգնածային փորձարկումների արդյունքները [1]

N	n_i	σ_i , $U\eta\omega$	$\overline{\lg N_i}$	$s_{\lg N_i}^2$	$s_{\lg N_i}$	$V_{\lg N_i}$, %
1	20	100	7,62999	0,02326	0,15252	2,00
2		120	7,14378	0,02305	0,15183	2,13
3		140	6,67452	0,02118	0,14553	2,18
4		160	6,48854	0,02112	0,14532	2,24
5		200	6,09360	0,01654	0,12860	2,11
6		230	5,96219	0,01636	0,12790	2,15
7		270	5,67445	0,01752	0,13235	2,33
8		300	5,55921	0,01606	0,12674	2,28

$$F_{\max} = \frac{s_{\max}^2}{s_{\min}^2} \leq F_{\max \alpha}, \quad (4)$$

$$G_{\max} = \frac{s_{\max}^2}{\sum_{i=1}^m s_i^2} \leq G_{\max \alpha}, \quad (5)$$

$$\chi^2 = \frac{2,3026}{c} \left[\left(\sum_{i=1}^m n_i - m \right) \lg s^2 - \sum_{i=1}^m (n_i - 1) \lg s_i^2 \right] \leq \chi_{\alpha}^2, \quad (6)$$

որտեղ

$$c = 1 + \frac{1}{3(m-1)} \left(\sum_{i=1}^m (n_i - 1)^{-1} - \left(\sum_{i=1}^m n_i - m \right)^{-1} \right), \quad s^2 = \sum_{i=1}^m (n_i - 1) s_i^2 / \left(\sum_{i=1}^m n_i - m \right),$$

իսկ $F_{\max \alpha}$, $G_{\max \alpha}$, χ_{α}^2 – ն համապատասխանաբար, Հարթլեի, Կոչրենի և Բարթլետի չափանիշների կրիտիկական արժեքներն են m թվով փոփոխական շարքերի, $k = n_i - 1$ “ազատության աստիճանների” թվի և $\alpha = 0,05$ հուսալիության ելքի մակարդակի համար[5]:

Ցրվածքային վերլուծությանը վերաբերող վիճակագրական հաշվարկներ կատարելու համար կիրառված է [6]-ում ներկայացված համակարգչային ծրագիրը (C++ 45 կբ):

$\lg N_i$ -ի ցրման դաշտերի դասավորությունից և չափերից (նկար) բխում է չափանիշային ստուգումների իրականացման երկու հաշվարկային սխեմաների անհրաժեշտությունը.

ա) σ_i ցիկլային գերլարումների բոլոր 8 մակարդակներով,

բ) ըստ σ_i -ի երկու առանձին խմբերի՝ $\sigma_{il} = 100, 120, 140, 160$ *ՄՊա* և $\sigma_{ill} = 200, 230, 270, 300$ *ՄՊա*, որոնք համապատասխանում են կոռոզիոն հոգնածային քայքայման երկու գործընթացներին (ադսորբցիոն և էլեկտրաքիմիական) $N \leq N_{Gk}$ և $N > N_{Gk}$ միջակայքերում, ուր $\lg N_i$ - ի ցրվածքներն իրարից էապես չեն տարբերվում (աղ.1):

Կատարված համալիր վիճակագրական ստուգումները (աղ. 2) հաստատում են $s_{\lg N}^2$ - ի հավասարության “զրոյական” վարկածը ինչպես σ_i -ի 8 մակարդակներով, այնպես էլ σ_i -ի առանձնացրած խմբերի տարբերակներով՝ $\alpha = 0,05$ արժեքի դեպքում: Երկրորդ դեպքում հուսալիության ելքի մակարդակը հասնում է մինչև $\alpha = 0,010 \dots 0,025$, ինչը վկայում է նման մոտեցման առավել բարձր հավաստիության մասին, այսինքն՝ ա) հաշվարկային սխեման կարելի է օգտագործել մոտավոր հաշվարկներում և որոնողական հետազոտություններում, բ) սխեման՝ ճշգրիտ հաշվարկներում՝ հավաստի ծառայության ժամկետներ նշանակելիս:

Ցրվածքների հավասարության վարկածը թույլ է տալիս խմբավորել ցրվածքները և դրանք ներկայացնել ընդհանրացված արժեքով (աղ. 2)՝

$$s_{\lg k}^2 = \sum_{i=1}^m (n_i - 1) s_{\lg N_{ki}}^2 / (\sum_{i=1}^m n_i - m): \quad (7)$$

Ստացված արդյունքների կարևոր հետևությունը կոռոզիոն հոգնածային քայքայման յուրաքանչյուր միջակայքում ($N_i \leq N_{Gk}, N_i > N_{Gk}$), առանձին վերցրած՝ հոգնածության քվանտիլային զծերի զուգահեռ դասավորությունն է միջնագծայինի նկատմամբ, ինչպես նաև այդ միջակայքերում $\lg N_i$ - ի ցրման դաշտերի տարբեր լայնությունները:

Աղյուսակ 2

Փորձարարական տվյալների ցրվածքային վերլուծության արդյունքները

N	Ցիկլային գերլարումների մակարդակները, <i>ՄՊա</i>	n_i	m	Ստուգումներն ըստ չափանիշների						$s^2_{\lg Nk}$
				Հարթելի		Կոչրենի		Բարթոլետի		
				$F_{\max}$	$F_{\max \alpha}$	$G_{\max}$	$G_{\max \alpha}$	χ^2	χ^2_{α}	
1	100...300	2	8	1,448	4,32	0,150	0,239	1,660	2,170	0,01939
2	100...160		4	1,097	3,38	0,263	0,423	0,081	0,352	0,02215
3	200...300	0		1,091		0,264		0,034		0,01662

Սա նշանակում է, որ ճշգրտման են ենթակա նախկինում ընդունված (1)-(3) մաթեմատիկական մոդելները: Քանի որ կոռոզիոն հոգնածային քվանտիլային զծի ցուցիչը ($m_k = \overline{m_k} + Z_p S_{mk}, \quad m'_k = \overline{m'_k} + Z_p S'_{mk}$) բնութագրում է $\lg N_i$ - ի ցրվածքների փոփոխականությունն ըստ σ_i - ի մակարդակների և որպես հետևանք՝ $\lg N_i$ - ի ցրման դաշտերի լայնացումը (զծային օրենքով) σ_i - ի արժեքների նվազման դեպքում, համալիր վիճակագրական հետազոտման արդյունքների հիմքով կարելի է

ուղղումներ մտցնել (1)-(3) -ում՝ ընդունելով $s_{mk}, s'_{mk} \approx 0$: Հաշվի առնելով, որ $N_i \leq N_{Gk}$, $N_i > N_{Gk}$ միջակայքերում $s_{lg N_k}^2$ և $s_{lg N'_k}^2$ ընդհանրացված ցրվածքների արժեքները տարբեր են (աղ. 2), տարբեր կլինեն նաև ցրման դաշտերի չափերը, որոնք ստացվում են (1)-(3)-ում ընդգրկված տվյալները բաշխման կենտրոններ $(\lg \sigma_k, \lg N_k)$ և $(\lg \sigma'_k, \lg N'_k)$ բերված անհատական ցրման գործակիցներով՝

$$s_{Nrk} = s_{lg N_k} \sqrt{(1-r_k^2)(n_k-1)/(n_k-2)}, s'_{Nrk} = s'_{lg N_k} \sqrt{(1-r_k'^2)(n'_k-1)/(n'_k-2)} : \quad (8)$$

Վերջնական տեսքով (1), (2) հավասարումները կարելի է գրել՝

$$\lg N = (\lg N_k + z_p s_{Nrk}) - m_k (\lg \sigma - \lg \sigma_k) = C_k - m_k \lg \sigma, \quad (9)$$

$$\lg N = (\lg N'_k + z_p s'_{Nrk}) - m'_k (\lg \sigma - \lg \sigma'_k) = C'_k - m'_k \lg \sigma : \quad (10)$$

Մոտավոր հաշվարկներ կատարելիս կարելի է ընդունել՝ $s_{lg N_k} = s'_{lg N_k}$, որը որոշված է σ_i -ի 8 մակարդակներն իրար հետ դիտարկելիս և որը տեղադրվում է (8)-ում՝ s_{Nrk}, s'_{Nrk} արժեքները հաշվելու համար:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Стакян М.Г., Манукян Г.А.** Об уравнении кривой коррозионной усталости конструкционных материалов // ФХММ. -1990. -Т. 26, N5.- С. 57-60.
2. **Стакян М.Г., Манукян Г.А.** Об одном методе расчетной оценки сопротивления коррозионной усталости валов // Изв. вузов. Машиностр.- 1990. - N 4. - С. 11-16.
3. **Ստակյան Մ.Գ., Մարգարյան Ա.Գ., Միրաքյան Գ.Գ.** Կոռոզիոն հոգնածային դիմադրության գնահատման հաշվեգրաֆիկական մեթոդ // ՀՃԱԼ.-2005.-Հ.2, N 3.- էջ 377-383:
4. **Стакян М.Г., Миракян Г.Г.** Дисперсионный анализ результатов испытаний валов на коррозионную усталость // Сб. мат. Междунар. науч.-практ. конф. "Транспорт-логистика 2008", г. Ереван, 16-18 мая, 2008г.- Ереван: Антарес, 2008. -С. 123-129.
5. **Степнов М.М., Шаврин А.В.** Статистические методы обработки результатов механических испытаний: Справочник -М: Машиностр., 2005. - 400 с.
6. **Стакян Ю.М., Маргарян Э.А.** Дисперсионный анализ результатов биомедицинских измерений // Вестник-76 ПИУА(П): Сб. научн.-мет. ст.-Ереван, 2009.-Т.1, N1.-С. 315-319.

ՀՊՀՀ (Պ). Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 02.12.2009:

М.Г. СТАКЯН, Г.Г. МИРАКЯН, Э.А. МАРГАРЯН

УРАВНЕНИЯ КРИВЫХ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ВАЛОВ С УЧЕТОМ ДИСПЕРСИОННОГО АНАЛИЗА ЦИКЛИЧЕСКИХ ДОЛГОВЕЧНОСТЕЙ

Показано, что при массовых испытаниях валов на коррозионную усталость в воде дисперсии вариационных рядов циклических долговечностей в адсорбционной ($N \leq N_{Gk}$) и электрохимической ($N > N_{Gk}$) зонах усталостные разрушения разные, но внутри каждой из этих зон они практически инвариантны к уровням циклических перенапряжений. “Нулевая” гипотеза однородности дисперсий комплексно проверена по критериям Хартлея, Кочрена и Бартлета. В результате предложено в указанных зонах уточнить уравнения кривых коррозионной усталости по принципу параллельного расположения квантильных линий усталости.

Ключевые слова: испытания на коррозионную усталость, циклическая долговечность, дисперсионный анализ, уравнение кривой усталости, семейство квантильных линий.

M.G. STAKYAN, G.G. MIRAKYAN, E.A. MARGARYAN

EQUATIONS OF CORROSION SHAFT FATIGUE CURVES SUBJECT TO DISPERSION ANALYSIS OF FATIGUE CRACK LIFE

It is shown that during mass shaft tests for corrosion fatigue in water of variational series of fatigue crack life in adsorptive ($N \leq N_{Gk}$) and electrochemical ($N > N_{Gk}$) zones the fatigue failures are different but inside each zone they are invariant to levels of cyclic overstress. “Null” hypothesis of dispersion homogeneity is fully checked by Hartley, Cochren and Bartlet criteria. As a result, equations of corrosion fatigue curves on principle of parallel quantile fatigue line disposition were suggested to refine in those zones.

Keywords: corrosion fatigue tests, fatigue crack life, dispersion analysis, equation fatigue curve, family of quantile lines.

M.V. BELUBEKYAN, Ju.G. SANOYAN, M.G. SARGSYAN

STRESS DEFORMED STATE OF PIEZOELASTIC PLATE UNDER CROSSCUT ELECTRIC FIELD

The equations of generalized plane tense condition and bending of piezoactive elastic plate made of material of class 6mm polarized in the thickness are gained on the basis of Kirchhoff hypothesis. The analogy is defined between the problems of thermoelastic and piezoactive plates in the case when the temperature field and the electric field strength broadside directed on the preface of the plate are assigned. Tense deformed state of the bending plate about a fastened edge of a plate is investigated.

Keywords: piezoelectric, elastic plate, thermoelastic, bend, analogy.

1. It is assumed that the plate in the rectangular Cartesian coordinate systems (x,y,z) occupies the field $0 < x \leq a$, $0 \leq y \leq a$, $-h \leq z \leq h$. The plate is made of elastic piezoactive materials of class 6mm and polarized on the coordinate z. The equations of piezoelastic material are given in the articles [1], [2] and have the following form:

$$\sigma_{11} = C_{11}\varepsilon_{11} + C_{12}\varepsilon_{22} + C_{13}\varepsilon_{33} - e_{31}E_3, \sigma_{22} = C_{12}\varepsilon_{11} + C_{11}\varepsilon_{22} + C_{13}\varepsilon_{33} - e_{31}E_3, \quad (1.1)$$

$$\sigma_{33} = C_{13}\varepsilon_{11} + C_{13}\varepsilon_{22} + C_{33}\varepsilon_{33} - e_{33}E_3,$$

$$\sigma_{12} = 1/2(C_{11} - C_{12})\varepsilon_{12}, \sigma_{23} = C_{44}\varepsilon_{23} - e_{15}E_2, \sigma_{31} = C_{44}\varepsilon_{31} - e_{15}E_1, \quad (1.2)$$

$$D_1 = \varepsilon_4 E_1 + e_{15}\varepsilon_{13}, D_2 = \varepsilon_1 E_2 + e_{15}\varepsilon_{23}, D_3 = \varepsilon_3 E_3 + e_{31}(\varepsilon_{11} + \varepsilon_{22}) + e_{33}\varepsilon_{33}. \quad (1.3)$$

In order to make analogy with thermo elastic problems of plate theories it is convenient to express deformation through tension. Thus it follows from equation (1.1):

$$\varepsilon_{11} = \frac{1}{E}\sigma_{11} - \frac{\nu}{E}\sigma_{22} - \frac{\nu'}{E'}\sigma_{33} + \alpha_e E_3, \varepsilon_{22} = -\frac{\nu}{E}\sigma_{11} + \frac{1}{E}\sigma_{22} - \frac{\nu'}{E'}\sigma_{33} + \alpha_e E_3, \quad (1.4)$$

$$\varepsilon_{33} = -\frac{\nu'}{E'}\sigma_{11} - \frac{\nu'}{E'}\sigma_{22} - \frac{1}{E'}\sigma_{33} + \beta_e E_3.$$

In case (1.4) the following symbols are accepted:

$$E = (C_{11} - C_{12}) \left(1 + \frac{C_{12}C_{33} - C_{13}^2}{C_{11}C_{33} - C_{13}^2} \right), \nu = \frac{C_{12}C_{33} - C_{13}^2}{C_{11}C_{33} - C_{13}^2},$$

$$E' = \frac{(C_{11} + C_{12})C_{33} - 2C_{13}^2}{C_{11} + C_{12}}, \nu' = \frac{C_{13}}{C_{11} + C_{12}},$$

$$\alpha_e = \frac{1-\nu}{E}e_{31} - \frac{\nu'}{E'}e_{33}, \beta_e = \frac{1}{E'}(e_{33} - 2\nu'e_{31}).$$

From (1.2) and (1.3) it goes the following:

$$\varepsilon_{12} = \frac{2}{C_{11} - C_{12}}\sigma_{12}, \varepsilon_{23} = \frac{1}{C_{44}}(\sigma_{23} + e_{15}E_2), \varepsilon_{31} = \frac{1}{C_{44}}(\sigma_{31} + e_{15}E_1), \quad (1.5)$$

$$\begin{aligned} D_1 &= \varepsilon_1(1+\lambda)E_1 + \frac{e_{15}}{C_{44}}\sigma_{31}, D_2 = \varepsilon_1(1+\lambda)E_2 + \frac{e_{15}}{C_{44}}\sigma_{32}, \\ D_3 &= \varepsilon'_3 E_3 + \alpha_e(\sigma_{11} + \sigma_{22}) + \beta_e \sigma_{33}, \end{aligned} \quad (1.6)$$

where

$$\lambda = \frac{e_{15}^2}{\varepsilon_1 C_{44}}, \quad \varepsilon'_3 = \varepsilon_3 + 2 \frac{1-\nu}{E} e_{31}^2 - \frac{4\nu'}{E'} e_{31} e_{33}.$$

The above listed forms of substance equations are convenient for problem solving of plate bending [3]. In accordance with Kirchhoff theory of plates the tension of σ_{33} is ignored and $\sigma_{31} = \sigma_{32} = 0$ accepted in correlations (1.4), (1.5), (1.6). New correlations will have the following form:

$$\begin{aligned} \varepsilon_{11} &= \frac{1}{E}\sigma_{11} - \frac{\nu}{E}\sigma_{22} + \alpha_e E_3, \quad \varepsilon_{22} = -\frac{\nu}{E}\sigma_{11} + \frac{1}{E}\sigma_{22} + \alpha_e E_3, \\ \varepsilon_{33} &= -\frac{\nu'}{E'}\sigma_{11} - \frac{\nu'}{E'}\sigma_{22} + \beta_e E_e, \\ \varepsilon_{12} &= \frac{2}{C_{11}-C_{12}}\sigma_{12}, \quad \varepsilon_{23} = \frac{e_{15}}{C_{44}}E_2, \quad \varepsilon_{31} = \frac{e_{15}}{C_{44}}E_1, \\ D_1 &= \varepsilon_1(1+\lambda)E_1, \quad D_2 = \varepsilon_1(1+\lambda)E_2, \quad D_3 = \varepsilon'_3 E_3 + \alpha_e(\sigma_{11} + \sigma_{22}). \end{aligned}$$

Averaged equations of equilibrium have the following form [3]:

$$\frac{\partial T_1}{\partial x} + \frac{\partial S}{\partial y} = 0, \quad \frac{\partial S'}{\partial x} + \frac{\partial T_2}{\partial y} = 0, \quad (1.7)$$

$$\frac{\partial M_1}{\partial x} + \frac{\partial H}{\partial y} - N_1 = 0, \quad \frac{\partial H}{\partial x} + \frac{\partial M_2}{\partial y} - N_2 = 0, \quad \frac{\partial N_1}{\partial x} + \frac{\partial N_2}{\partial y} = 0, \quad (1.8)$$

where

$$\begin{aligned} T_k &= \int_{-h}^h \sigma_{kk} dz, \quad S = \int_{-h}^h \sigma_{12} dz, \quad k=1,2, \\ M_k &= \int_{-h}^h z \sigma_{kk} dz, \quad H = \int_{-h}^h z \sigma_{12} dz, \quad N_k = \int_{-h}^h \sigma_{k3} dz. \end{aligned} \quad (1.9)$$

Defining the main tensions from (1.4) and using the links

$$\varepsilon_{ij} = \frac{1}{2} \left(\frac{\partial u_i}{\partial x_j} + \frac{\partial u_j}{\partial x_i} \right)$$

and substituting into (1.9), (1.4) we will define forces and moments which will have the following form:

$$T_1 = C \left(\frac{\partial u}{\partial x} + \nu \frac{\partial v}{\partial y} - Q_e \right), \quad S = \frac{1-\nu}{2} C \left(\frac{\partial v}{\partial x} + \frac{\partial u}{\partial y} \right), \quad T_2 = C \left(\frac{\partial v}{\partial y} + \nu \frac{\partial u}{\partial x} - Q_e \right), \quad (1.10)$$

$$M_1 = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + R_e \right), \quad H = -(1-\nu) D \frac{\partial^2 w}{\partial y \partial x}, \quad M_2 = -D \left(\frac{\partial^2 w}{\partial y^2} + \nu \frac{\partial^2 w}{\partial x^2} + R_e \right). \quad (1.11)$$

In formulas (1.10), (1.11) longitudinal and flexural rigidity is accepted in the following form:

$$C = \frac{2Eh}{1-\nu^2}, \quad D = \frac{2Eh^3}{3(1-\nu^2)}.$$

Q_e, R_e are the volumetric forces and moments caused by the electric field

$$Q_e = \frac{1+\nu}{2h} \alpha_e \int_{-h}^h E_3 dz, \quad R_e = \frac{3(1+\nu)}{2h^3} \alpha_e \int_{-h}^h z E_3 dz.$$

Substitution (1.10) into (1.7) gives the equations of generalized plane tense state of the plate in the displacements.

$$\frac{\partial^2 u}{\partial x^2} + \frac{1+\nu}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial x \partial y} + \frac{1-\nu}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial y^2} - \frac{\partial Q_e}{\partial x} = 0, \quad \frac{\partial^2 v}{\partial y^2} + \frac{1+\nu}{2} \frac{\partial^2 u}{\partial x \partial y} + \frac{1-\nu}{2} \frac{\partial^2 v}{\partial x^2} - \frac{\partial Q_e}{\partial y} = 0.$$

Equations of plate bending problem corresponding to equations (1.8), (1.11) have the following form:

$$\frac{\partial N_1}{\partial x} + \frac{\partial N_2}{\partial y} = 0, \quad D \frac{\partial}{\partial x} (\Delta w + R_e) + N_1 = 0, \quad D \frac{\partial}{\partial y} (\Delta w + R_e) + N_2 = 0. \quad (1.12)$$

The second and third equations in the system (1.12) define forces N_1, N_2 . Excluding N_1 and N_2 from (1.12) we get the formula which defines deflection of a plate

$$\Delta^2 w + \Delta R_e = 0. \quad (1.13)$$

The correlations and equations listed herein have the same forms as the corresponding expressions of problems of thermo elastic plates [4]. Hence the problem of thermo elastic plates is got if force Q_e and moment R_e are replaced by Q_t and R_t

$$Q_t = \frac{(1+\nu)}{2h} \alpha_t \int_{-h}^h T dz, \quad R_t = \frac{3(1+\nu)}{2h^3} \alpha_t \int_{-h}^h z T dz. \quad (1.14)$$

In the formula (1.14) the function $T=T(x,y,z)$ defines thermo field, where α_t is the coefficient of heat expansion. Hence if the temperature field is known $T=T(x,y,z)$ and the electric field strength broadside are directed to the preface of the plate $E_3(x,y,z)$, then the problem of thermo elastic and piezoelectric plates are solved through the same equations and boundary conditions.

2. If one of the sides of rectangular plate is much bigger than the other ($a \gg b$), it is ordinary to assume that the conditions of fastened edge $x=a$ will not influence the tense deformed condition of piezoelectric plate about $x=0$. Taking into consideration this circumstance Nadai reviewed the problems of bending of the plate-line under the influence of uniform distributed load. It is assumed that when removing from the edge of a plate the function of plate bending approximates to the function of bending by cylinder surface. That is function of bending does not depend on coordinates x . Solving of Nadai's problem is given in monograph [6].

Let us assume that piezoactive (or thermo elastic) plate occupies the field of $0 \leq x < \infty, 0 \leq y \leq b, -h \leq z \leq h$. It is assumed that the edges of plate $y=0, b$ are hingedly supported

$$w=0, \quad M_y=0$$

or

$$w = 0, \quad \partial^2 w / \partial y^2 + R_i = 0. \quad (2.1)$$

If we assume that the form of bending surface of plate does not depend on coordinate x then solving of equation (1.13), satisfying conditions (2.1) will have the view

$$w_0 = 0.5y(b-y). \quad (2.2)$$

Following Nadai's idea for semi-infinite strip under consideration the following requirement is set

$$\lim_{x \rightarrow 0} w(x, y) = w_0(x, y).$$

Problem solving (1.13) is introduced in the form

$$w = F(x, y) + w_0(x, y).$$

According to (1.13), (2.1) and (2.2) function F should satisfy the equation

$$\Delta^2 F = 0 \quad (2.3)$$

and boundary conditions

$$F = 0, \partial^2 F / \partial y^2 = 0, y = 0, b \quad (2.4)$$

and

$$\lim_{x \rightarrow 0} F = 0. \quad (2.5)$$

Solving of equation (2.3) satisfying boundary conditions (2.4) is presented in the form

$$F = \sum_{n=0}^{\infty} f_n(x) \sin \lambda_n y, \lambda_n = \pi n / b. \quad (2.6)$$

Substitution of (2.6) into (2.3) derives the equation of the fourth order relative to $f_n(x)$, general solving of which satisfying condition (2.5) has the form:

$$f_n(x) = C_1 e^{-\lambda_n x} + C_2 x e^{-\lambda_n x}.$$

Final solving of equation (1.13) satisfying boundary conditions (2.1) and conditionally (2.2) will be:

$$w = \sum_{n=0}^{\infty} (C_1 + C_2) e^{-\lambda_n x} \sin \lambda_n y + 0.5 R_i y(b-y). \quad (2.7)$$

3. Let the edge of a plate $x=0$ is fastened hard (clumped):

$$w = 0, \partial w / \partial x = 0. \quad (3.1)$$

Using decomposition

$$y(y-b) = \sum_{n=1}^{\infty} b_n \sin \lambda_n y \quad (3.2)$$

and substituting (2.11) into conditions (3.1) the following will be derived:

$$C_3 = -0.5 R_i b_n, C_4 = -0.5 R_i \lambda_n b_n.$$

Expression for function of bending is got in the form:

$$w = 0.5 \sum_{n=1}^{\infty} b_n [1 - (1 + \lambda_n x) e^{-\lambda_n x}] \sin \lambda_n y. \quad (3.3)$$

Having the function of bending (3.3) it is not difficult to calculate moments and forces.

In particular

$$M_1(0, y) = -(1-\nu) R_i D \left[1 - \frac{1+\nu}{2(1-\nu)} \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n^2 b_n \sin \lambda_n y \right]. \quad (3.4)$$

If in (3.4) the second derivative equation (3.2) is used

$$[y(y-b)]'' = -\sum_{n=1}^n \lambda_n^2 b_n \sin \lambda_n y ,$$

then formula (3.5) will be registered in the following form:

$$M_1(0, y) = 2\nu R_1 D .$$

Let us also present expressions of generalized transversal forces on the edges of a plate (support reactions)

$$\tilde{N}_1(0, y) = -\nu D \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n^3 b_n \sin \lambda_n y ,$$

$$\tilde{N}_2(x, 0) = -\tilde{N}_y(x, b) = 0.5 R_1 D \sum_{n=1}^{\infty} \lambda_n^3 b_n [1 - (1 + \lambda_n x)] e^{-\lambda_n x} .$$

From formula (3.8) it follows

$$\tilde{N}_1(0, 0) = \tilde{N}_1(0, b) = \tilde{N}_2(0, 0) = \tilde{N}_2(0, b) = 0 .$$

The research is sponsored by ANSEF under Grant No 1589.

REFERENCES

1. **Balakirev M. K., Gilinskiy I.** Waves in Piezoelectric.-Novosibirsk: Science, 1982.-240 p.
2. **Ambartsumian C. A., Belubekyan M. V.** Some problems of Electromagnetic Elasticity of Plates.- Yerevan: Edition YSU, 1991.-144 p.
3. **Ambartsumian C. A.** Theory of Anisotropic Plates.-M.: Science, 1987. -360 p.
4. **Melan E., Parkus G.** Thermoelastic Stress Caused Under Stationary Temperature Fields.- M.: Physmatgiz, 1958.-168 p.
5. **Belubekyan M., Karapetyan M., Sargsyan M.** Stability of Bending Form of Piezoactive Bimorphic Plates// Proceed of NA of Armenia. Mechanics.-2003.-Vol.53, No 3. -P. 30-36.
6. **Timoshenko S. P., Voinowsky-Krieger S.** Theory of Plates and Shells.-M.:State Publishing House of Physics and Mathematics Literature, 1963.-636 p.

SEUA. The material is received on 14.11.2009.

Մ. Վ. ԲԵԼՈՒԲԵԿՅԱՆ, ՅՈՒ.Գ. ՍԱՆՈՅԱՆ, Մ.Գ. ՍԱՐԳՍՅԱՆ

**ՊԻԵՉՈԱՌԱՉԳԱԿԱՆ ՍԱԼԻ ԼԱՐՎԱԾԱԴԵՖՈՐՄԱՑՎԱԾ ՎԻՃԱԿԸ ԼԱՅՆԱԿԱՆ
ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ԴԱՇՏՈՒՄ**

Կիրխհոֆի վարկածի հիման վրա ստացված են 6 մմ դասի պիեզոակտիվ նյութից պատրաստված, լայնական կոորդինատով բևեռացված առաձգական սալի ընդհանրացված հարթ լարվածային վիճակի և ծռման հավասարումները: Սահմանված է թերմաառաձգական և պիեզոակտիվ սալերի խնդիրների նմանակությունը:

Առանցքային բառեր. պիզոէլեկտրիկ, առաձգական սալ, ջերմաառաձգականություն, ծռում, նմանակություն:

М. В. БЕЛУБЕКЯН, Ю. Г. САНОЯН, М. Г. САРГСЯН

**НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПЬЕЗОУПРУГОЙ ПЛАСТИНЫ В
ПОПЕРЕЧНОМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ ПОЛЕ**

На основе гипотез Кирхгофа получены уравнения обобщённого плоского напряжённого состояния и изгиба пьезоактивной упругой пластинки из материала класса 6 мм, поляризованной по толщинной координате. Установлена аналогия между задачами термоупругой и пьезоактивной пластин.

Ключевые слова: пьезоэлектрик, упругая пластина, термоупругость, изгиб, аналогия.

СТЕРЕОМЕТРИЧЕСКОЕ СТРОЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ АНТИФРИКЦИОННЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ

Установлена взаимосвязь контактных давлений, несущей способности, износостойкости и коэффициента трения от стереометрических характеристик и физико-механических свойств износостойких порошковых материалов антифрикционного назначения. Определена роль каждой структурной составляющей в процессе трения и обоснованы их параметры.

Ключевые слова: порошок, антифрикционный материал, износостойкость, коэффициент трения, прочность, теплопроводность, твердая смазка, интерметаллидная фаза, стереометрия.

Антифрикционные материалы с низким коэффициентом трения – наиболее распространенный вид продукции порошковой металлургии. Основным свойством, обуславливающим широкое применение этих материалов в технике, является их способность работать продолжительное время без дополнительной подачи смазки, т.е. в режиме так называемой “самосмазываемости”. Однако попытки применения пористых материалов в узлах трения при чрезмерно легких (нагрузки и скорости соответственно менее 0,1 МПа и 0,1 м/с) и тяжелых (соответственно более 10 МПа и 4...10 м/с) режимах работы не увенчались успехом.

Основной причиной выхода из строя пористых деталей машин является схватывание, возникающее при достижении внешней нагрузки или скорости скольжения критических величин. В связи с этим в подшипниках скольжения широкое применение находят твердые смазки (сульфиды, селениды, фториды, фосфиды и т.д.), которые образуют на поверхности трения защитные пленки (вторичные структуры) и сохраняют работоспособность узлов трения в возможно большом диапазоне скоростей и нагрузок, в том числе и экстремальных.

Исходя из вышеизложенного, целью настоящей работы является установление взаимосвязи контактных давлений, несущей способности, износостойкости и коэффициента трения от стереометрических характеристик и физико-механических свойств износостойких порошковых материалов антифрикционного назначения.

С точки зрения стереометрического материаловедения, оптимальный выбор количества и геометрических характеристик структурных фаз в материале

обеспечивает не только высокие триботехнические, но и физико-механические свойства. Матрица должна обладать высокой упругостью и обеспечивать износостойкость, воспринимая на себя всю внешнюю нагрузку.

Известно [1], что износостойкость и работоспособность материала находятся в прямой зависимости от его твердости. Удовлетворение этих требований обеспечивается легированием, сохраняя упругость основы. В работе [2] отмечается, что металлы упрочняются намного сильнее при легировании элементами, которые располагаются между узлами решетки (атомы внедрения), чем при легировании элементами, замещающими атомы матрицы. Атомы внедрения вызывают тетрагональное искажение решетки и активнее взаимодействуют с краевыми и винтовыми дислокациями, чем атомы замещения. Следовательно, целесообразно в структуре износостойких антифрикционных порошковых материалов (ИАПМ) иметь фазу-основу в виде твердого раствора внедрения. В этом случае легирующие элементы выбираются с учетом обеспечения ограниченной растворимости и образования интерметаллидных соединений, которые в структуре материала будут выполнять роль третьей фазы.

Так, для легирования ИАПМ на железной основе целесообразно использовать W и Mo. Эти элементы, растворяясь до 3% в матрице, образуют твердый раствор внедрения в α -Fe, поскольку различие атомных размеров составляет ~50% ($d_{Fe}=0,26\text{ нм}$, $d_{Mo}=0,13\text{ нм}$, $d_W=0,13\text{ нм}$), а электронная концентрация в Fe ($c/a=1/4$) намного меньше, чем в Mo ($c/a=3/4$) и W ($c/a=3/4$). Избыточное содержание этих элементов образует устойчивые интерметаллидные соединения (Fe_3W_2 , Fe_3Mo_2), так как их электромеханические потенциалы существенно отличаются друг от друга: если для железа $\varepsilon_H^0 = 0,036\text{ В}$, то для молибдена $\varepsilon_H^0 = -0,2\text{ В}$ и вольфрама $\varepsilon_H^0 = -1,1\text{ В}$.

Рассмотрим обеспечение свойств, предъявляемых к ИАПМ с точки зрения стереометрического материаловедения. Известен ряд работ [3, 4], в которых показана зависимость физико-механических свойств металлов и сплавов от величины удельной поверхности зерен. В данном случае представляет интерес зависимость износостойкости и допустимой нагрузки от величины удельной поверхности зерен. Как и следовало ожидать (рис. 1), с увеличением удельной поверхности зерен матрицы значительно возрастают допустимая нагрузка и износостойкость материала, т.е.

$$I = I_0 - a \sum S, \quad Q = Q_0 + b \sum S,$$

где I_0 , Q_0 – свойства материала, когда размеры зерен матрицы составляют ~250 мкм; a , b – коэффициенты, зависящие от свойств материала.

Например, для FeMo сплава, содержащего 3%Mo, $a=0,3$, $b=0,1$. Это объясняется тем, что механические свойства мелкозернистой структуры выше, чем крупнозернистой.

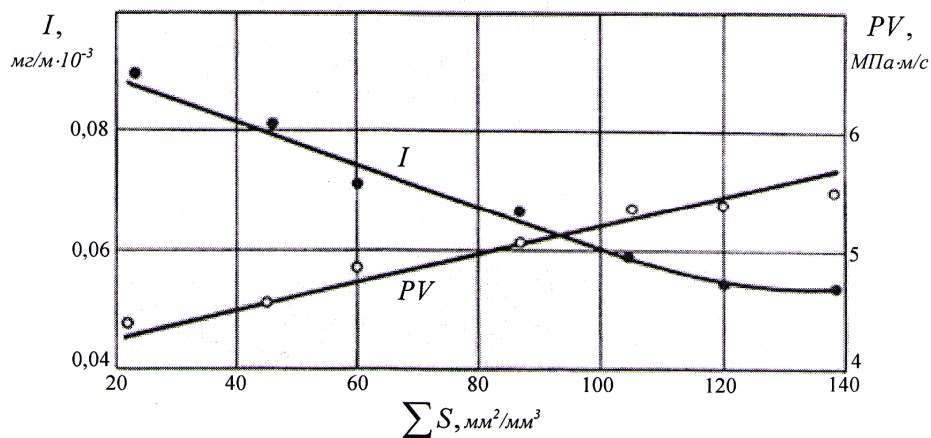


Рис. 1. Износостойкость и несущая способность ИАПМ в зависимости от величины удельной поверхности зерен матрицы (Fe-Mo-MoS₂, Q=1 МПа, V=1 м/с, трение сухое)

Как показано на рис. 1, уменьшение зерен матрицы ($\Sigma S < 140$) не приводит к повышению износостойкости (это целесообразно и по технологическим соображениям), что, по нашему мнению, обусловлено снижением теплопроводности материалов. Это подтверждается результатами экспериментов, приведенными на рис. 2. Как видим, увеличение удельной поверхности зерен от 14 до 120 mm^2/mm^3 у сплавов на железной основе уменьшает коэффициент теплопроводности на 15...16% (от 0,25 до 0,21 $\text{кал}(10^{-2}/\text{м}(\text{с}(\text{град})))$, а на медной основе - на 18...20% (от 0,4 до 0,29 $\text{кал}(10^{-2}/\text{м}(\text{с}(\text{град})))$). Анализ рис. 1 и 2 показывает, что оптимальный размер зерен матрицы составляет ~50 мкм.

Результаты исследований будут иметь большую значимость, если учесть и условия работы узла трения, т.е. влияние нагрузки (Q) и скорости (V). С этой целью выполнена математическая обработка полученных нами экспериментальных данных:

$$I = I_0 + K \left[\frac{0,5(2 + V)(1 + 0,01 Q)}{V} \right] \Sigma S, \quad (1)$$

где K – коэффициент, зависящий от свойств материала; для сплавов на железной основе K=0,5, на медной основе K=0,6.

Анализ выражения (1) показывает, что нагрузка оказывает прямое влияние на величину износа, тогда как влияние скорости неоднозначно. Износ имеет минимальное значение при V=1...2 м/с.

Для расчета сил взаимодействия между двумя контактирующими металлическими поверхностями можно использовать следующее выражение [3]:

$$F = \frac{0,013}{H^4} \cdot 10^{-1}, \text{ Н/м}^2, \quad (2)$$

где F – сила притяжения на единицу площади фактического контакта; H – расстояние (зазор) между поверхностями, мкм .

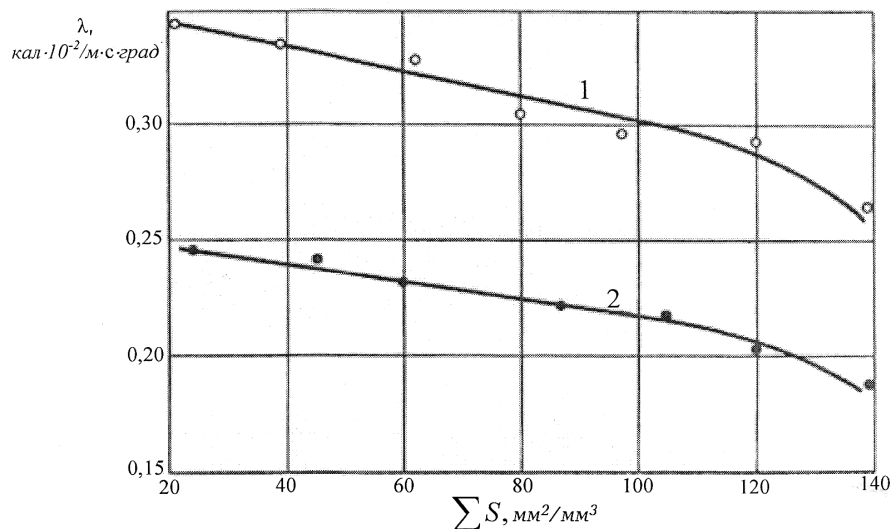


Рис. 2. Теплопроводность ИАПМ в зависимости от величины удельной поверхности зерен: 1 – на основе меди (Cu-P-S); 2 – на основе железа (Fe-Mo-MoS₂)

В узлах трения между трущимися поверхностями “размещают” промежуточный материал толщиной H , который препятствует силам взаимодействия ($F \rightarrow 0$), а следовательно, обеспечивает низкий коэффициент трения. К таким материалам относятся жидкие смазки. В рассмотренных структурах, которые предназначены для узлов трения с сухой и граничной смазкой, таким материалом является вторая фаза (твердые смазывающие вещества).

Известно, что спад напряжения в теле, т.е. его релаксация, выражается уравнением [4]

$$\tau = \tau_0 e^{-t/T}, \quad (3)$$

из которого вытекает, что чем меньше период релаксации T , тем меньше напряжения τ , вызывающие деформацию, по сравнению с исходным τ_0 . В таких условиях твердое тело ведет себя как вязкая жидкость. Подобными свойствами обладают твердые смазывающие вещества (сульфиды, фосфиды, селениды и др.), период релаксации которых очень мал (на порядок ниже жидкости) и определяется зависимостью

$$T = f(\sigma_T / G), \quad (4)$$

где T – период релаксации; τ – напряжение текучести; G – модуль сдвига (модуль упругости второго рода).

В материалах, применяемых в качестве твердых смазывающих веществ, значения σ_T низкие, так как $\sigma_T \approx \tau / \frac{dV_x}{dy}$, т.е. под воздействием малых касательных напряжений (($\frac{dV_x}{dy}$ – соотношение dV_x/dy большое.

Исходя из этих соображений, рассмотрим механизм выделения смазывающего вещества между трущимися поверхностями в зависимости от структуры материалов. Механизм выделения твердого смазывающего вещества можно объяснить различием коэффициентов объемного расширения отдельных фаз [5]. Между фазами возникают напряжения. Как видно из рис. 3, зерна второй фазы и матрицы взаимно испытывают сжимающие напряжения σ_M и $\sigma_{T.C.}$.

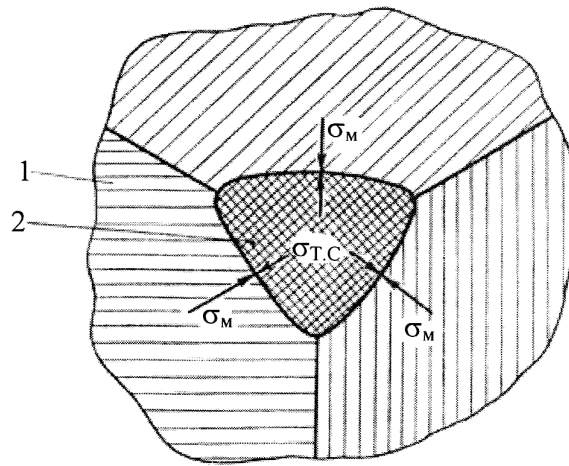


Рис.3. Схема напряженного состояния между фазами в структуре материала: 1–первая фаза (основа материала); 2–вторая фаза (твердая смазка)

При условии

$$\sigma_M - \sigma_{T.C.} > \tau_{T.C.} \quad (5)$$

произойдет выделение второй фазы ($\tau_{T.C.}$ – напряжение скольжения), фактический объем которого можно определить по формуле

$$V_\Phi = \Delta V_1 + \Delta V_2 = \beta_1 TV_1' + \beta_2 TV_2, \quad (6)$$

где ΔV_1 – расширенный объем зерна основы; ΔV_2 – расширенный объем зерна второй фазы; β_1, β_2 – коэффициент объемного расширения основной и второй фазы; T – температура в зоне трения; V_1' – часть объема зерна основной фазы, контактируемая с зернами второй фазы; V_2 – объем зерна второй фазы.

Поскольку связь между зернами основной и второй фаз осуществляется по контактирующим поверхностям, то

$$V_1' = V_1 \frac{r^2}{3R^2}, \quad (7)$$

где V_1 – объем зерна основной фазы; R – средний радиус зерен основной фазы; r – средний радиус зерен второй фазы.

После преобразования выражение (6) для всей поверхности трения примет вид

$$V_\Phi = 1,3\pi TKr^2 m (\beta_1 R + \beta_2 r), \quad (8)$$

где m – количество зерен второй фазы; K – коэффициент оксидирования (для неблагородных металлов $K=1,1...1,3$ [6]).

Чтобы количество выделившейся второй фазы V_p было достаточным для формирования вторичной структуры, необходимо следующее условие:

$$V_\Phi \geq V_p, \quad V_p = SH, \quad (9)$$

где S – поверхность трения; H – необходимая толщина образующейся вторичной структуры.

Величину H можно определить из формулы (2), т.е. $H \geq 0,1$ мкм. Следовательно, из условия (9) можно записать

$$n \geq \frac{1,3\pi TKr^2 m (\beta_1 R + \beta_2 r)}{S}, \quad 0,1S \leq 1,3\pi TKrm (\beta_1 R + \beta_2 r). \quad (10)$$

Определив необходимое количество зерен второй фазы на единицу поверхности (n), можно вычислить процентный состав в объемных единицах:

$$V_{\text{пф}} = \frac{4\pi mr^3}{3V_{\text{общ}}} 100\%, \quad (11)$$

где $V_{\text{общ}}$ – общий объем изделия.

Основными параметрами, характеризующими вторую фазу в стереометрической структуре материала, являются размеры зерен (r) и их количество (m), которые зависят друг от друга, поскольку при постоянном объеме с увеличением размеров зерен уменьшается их количество и наоборот. Влияние этой зависимости на триботехнические и физико-механические свойства материала исследовалось экспериментально, результаты приведены на рис. 4. На кривых рис. 4а можно выделить три участка. На первом участке ($d_{\text{т.с}}=25...15$ мкм) наблюдается уменьшение износостойкости и коэффициентов трения. В связи с крупнозернистостью второй фазы на поверхностях трения не образуются целостные устойчивые вторичные структуры (рис. 4в). На втором участке ($d_{\text{т.с}}=15...8$ мкм) износ и коэффициент трения имеют минимальные значения, на поверхностях трения (рис. 4г) формируется устойчивая пленка. На третьем участке ($d_{\text{т.с}} < 8$ мкм) триботехнические (рис. 4а), а также физико-механические свойства (рис. 4б) заметно падают, ослабляется металлическая связь между матрицей и второй фазой. Вследствие этого снижается теплопроводность, а следовательно, возрастают коэффициент трения и износ. В этой

связи за оптимальный размер зерен второй фазы целесообразно принять $d_{\text{ф}}=15\ldots 8 \text{ мкм}$.

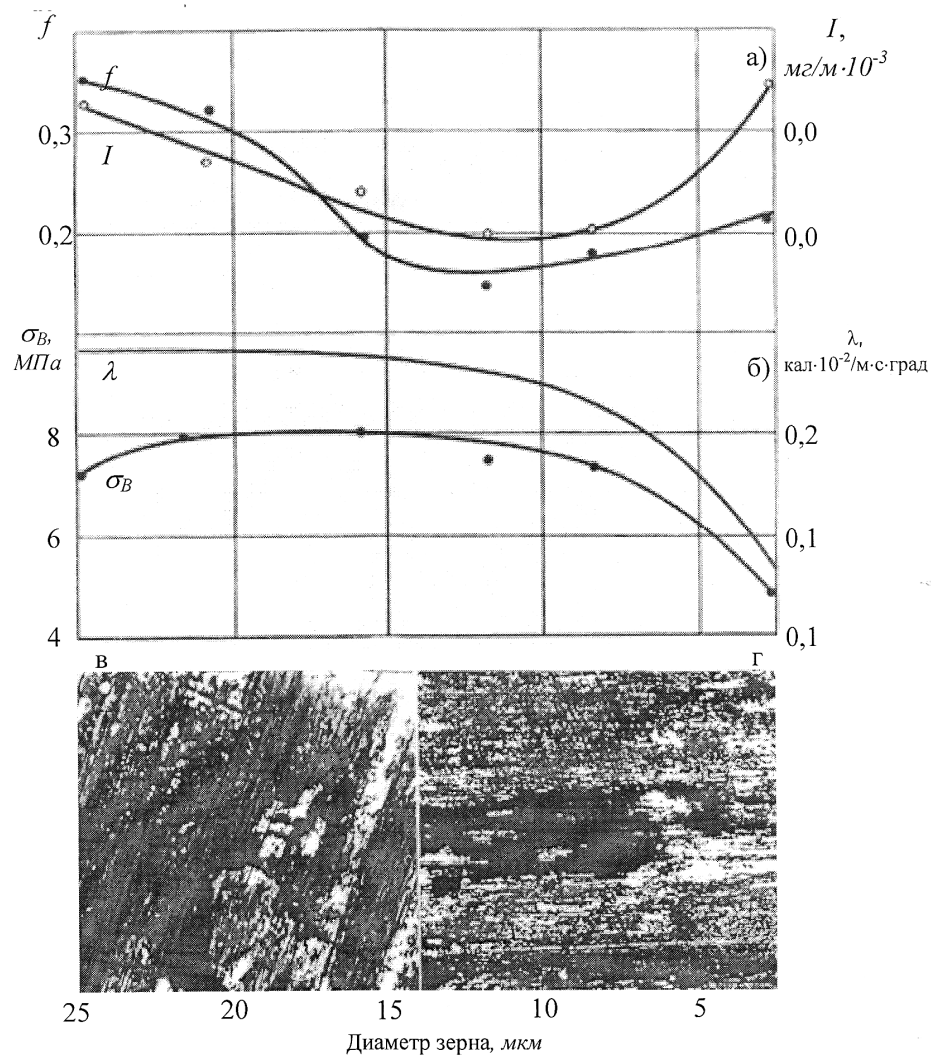


Рис. 4. Фрикционные и физико-механические свойства ИАПМ в зависимости от размеров зерен второй фазы (Fe-Mo-MoS_2 , $Q=1 \text{ МПа}$, $V=1 \text{ м/с}$, трение сухое)

Основная фаза (матрица) должна иметь высокую теплопроводность. В таком случае на участке трения не возникнут поля высокого температурного напряжения, чем и обеспечится долговечность работы узла трения. На рис. 5 показано влияние теплопроводности на выделение второй фазы и температурные напряжения на участке трения. При низкой теплопроводности температурные напряжения больше, следовательно, интенсивно происходит выделение второй фазы. Естественно, снижается долговечность узла трения. Высокие температуры препятствуют формированию вторичной структуры на трущихся поверхностях.

Как отмечалось, выбор объемного содержания фазы, оптимизация размеров зерна и равномерное их распределение обеспечивают нормальную работу структурной модели. Для дисперсно-упорядоченных материалов эти параметры теоретически и практически [7, 8] четко определены: $d < 0,1 \text{ мкм}$, $S = 2 \dots 5 \text{ мкм}$, $\alpha > 10\%$.

Как показали исследования, эти значения не могут быть оптимальными для материалов триботехнического назначения. Объем третьей фазы не должен превосходить 25% объема матрицы, обеспечивающего участие в работе каждого зерна [9]. При малых нагрузках объем третьей фазы не превышает 10%. Эффект ее действия значительно уменьшается. Поэтому в таких условиях целесообразно использовать материалы с двухфазной структурой.

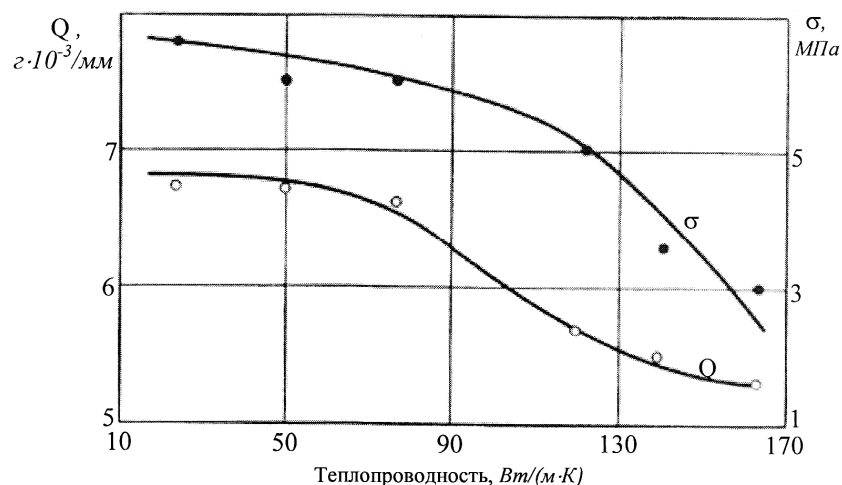


Рис. 5. Изменение выделяемого количества второй фазы и температурных напряжений в процессе трения в зависимости от теплопроводности ИАПМ (трение сухое, $Q=1 \text{ МПа}$, $V=1 \text{ м/с}$)

Влияние размеров частиц на триботехнические свойства материала показано на рис. 6. Как видим, оптимальные размеры частиц третьей фазы

колеблются в пределах 1,5...3,5 мкм. В этом интервале значения f и I минимальные.

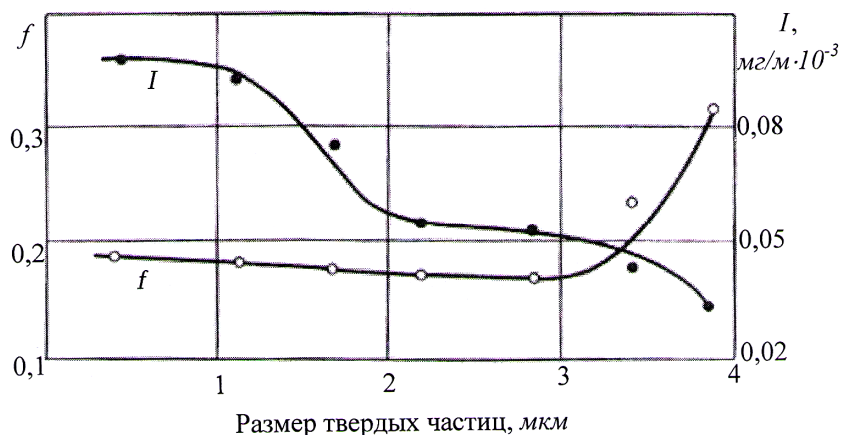


Рис. 6. Изменение фрикционных характеристик трехфазных ИАПМ в зависимости от размеров твердых включений (Fe-Mo-MoS₂, $Q=1 \text{ МПа}$, $V=1 \text{ м/с}$, трение сухое)

Среднюю удаленность частиц третьей фазы можно определить по формуле [10]

$$L = \frac{2R}{6,2 a / (1,5 a)^{1/3} - 1}, \quad (12)$$

по которой оценивается равномерность распределения третьей фазы. Оптимальное расстояние между частицами составляет 5...15 мкм.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Юм-Розер В., Рейнор Г. Структура металлов и сплавов.-М.: Металлургиздат, 1959.-391 с.
2. Бокштейн С.З. Строение и свойства металлических сплавов.-М.: Металлургия, 1971.-495 с.
3. Уманский Я.С., Финкельштейн Б.Н., Блантер М.Е. Физические основы металловедения.-М.: Металлургиздат, 1949.-320 с.
4. Гуляев А.П., Лахтин Ю.М., Тарусин А.И. Термическая обработка стали.-М.: Машгиз, 1946.-218 с.
5. Карапетян Г.Х. Механизм образования вторичных структур в процессе трения и износа // Порошковая металлургия.-1988.-№ 7.- С. 92 – 96.
6. Ахматов А.С. Молекулярная физика граничного трения.-М.: Физматгиз, 1963.-476 с.
7. Портной К.И., Бабич Б.Н. Дисперсноупрочненные материалы.-М.: Металлургия, 1974.-199 с.

8. Физическое металловедение / Под ред. Р.У. Кана, П.Т. Хаазена.-М.: Металлургия, 1987.-Т. 2.-624 с.
9. Демидов С.П. Теория упругости.-М.: Высшая школа, 1979.- 432 с.
10. Фридель Ж. Дислокации.-М.: Мир, 1967.-643 с.

ГИА(П). Материал поступил в редакцию 10.07.2009.

Ս.Գ. ԱՂԲԱԼՅԱՆ, Գ.Խ. ԿԱՐԱՊԵՏՅԱՆ, Ա.Ա. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ,
Ա.Ս. ԱՂԲԱԼՅԱՆ, Ա.Հ. ԶԱԲԱՐՅԱՆ

ՄԱՇԱԿԱՅՈՒՆ ՀԱԿԱՇՓԱԿԱՆ ՓՈՇԵՆՑՈՒԹԵՐԻ ՏԱՐԱԾԱԳՐԱԿԱՆ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԸ

Հակաշփական նշանակության մաշակայուն փոշեկույրերի համար հաստատված է փոխադարձ կապ կոնտակտային ճնշման, կրողունակության, մաշակայունության, շփման գործակցի և տարածագրական բնութագրերի ու ֆիզիկամեխանիկական հատկությունների միջև: Որոշված է կառուցվածքային յուրաքանչյուր բաղադրիչի ազդեցությունը շփման գործակցի վրա, հիմնավորված են վերջինիս պարամետրերը:

Առանցքային բառեր. փոշի, հակաշփական նյութ, մաշակայունություն, շփման գործակից, ջերմահաղորդականություն, պինդ քսանյութ, ինտերմետաղական ֆազ, տարածաշափություն:

S.G. AGHBALYAN, G.X. KARAPETYAN, A.A. PETROSYAN,
A.S. AGHBALYAN, A.H. ZAKARYAN

STEREOMETRIC STRUCTURE OF THE WEARPROOF ANTIFRICTIONAL POWDER MATERIALS

The interrelation of the contact pressure, bearing ability, wear resistance and factor of friction from stereometric powder materials of antifrictional designation is established. The role of each structural component in the course of friction is defined and their parameters are grounded.

Keywords: powder, antifrictional material, durability, friction factor, heat conductivity, firm greasing, intermetallic phase, stereometry.

А.О. АБОЯН

РЕНТГЕНОИНТЕРФЕРОМЕТРИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОТНОСТИ РАДИАЦИОННЫХ ДЕФЕКТОВ В МОНОКРИСТАЛЛАХ КРЕМНИЯ

Теоретически обоснован и экспериментально реализован рентгеноинтерферометрический метод определения плотности радиационных точечных дефектов в зависимости от дозы и глубины проникновения электронного облучения с использованием трехкристального интерферометра, изготовленного из совершенного монокристалла кремния с отражающими плоскостями (110). По муаровым картинам определены относительные деформации и вычислена плотность радиационных дефектов в зависимости от дозы облучения быстрыми электронами энергией 8 МэВ.

Ключевые слова: интерферометр, монокристалл кремния, плотность радиационных дефектов, доза облучения, муаровые картины.

Введение. Радиационные повреждения в совершенных кристаллах, вызванные электронным облучением, хорошо изучены [1,2]. Однако надо отметить, что такие исследования в области динамического рассеяния рентгеновских лучей в облученных кристаллах проведены недостаточно детально. Поэтому разработка чувствительных методов экспериментального исследования локальных плотностей точечных дефектов, возникающих под действием радиации в кристаллах вообще и в полупроводниковых кристаллах в частности, весьма актуальна.

Известен электрический способ исследования плотностей радиационных дефектов в кристаллах [3]. В данной работе на основе измерений распределения сопротивления приближенно определены распределения по глубине радиационных дефектов, образованных в кремнии n типа облучением электронным пучком с энергиями 2...3 МэВ. Известны также рентгенодифракционные и рентгеноинтерферометрические способы исследования кристаллов [4 -7].

В работе [8] методом рентгеновской интерферометрии исследованы поперечные деформации, создаваемые имплантированными в кремний ионами аргона с энергией 180 кэВ. Определены относительные деформации и интегральные напряжения в зависимости от дозы облучения. В [9] рентгеноинтерферометрическим методом в неполярных кристаллах, в частности в полупроводниковых кристаллах кремния, обнаружены структурные искажения, вызванные действием постоянного электрического поля. Показано, что электрическое поле вызывает изменения периодов муаровых картин, полученных от двукратного трехкристального интерферометра.

Рентгенодифракционные (неинтерферометрические) методы, за исключением метода качания кристалла, не применимы для исследования локальных плотностей точечных дефектов. Метод качания кристалла [10] из-за малых чувствительности и разрешения также не применим для исследования локальных плотностей точечных дефектов при малых дозах облучения.

1.Экспериментальная часть. Применение интерферометрических методов для исследования локальных плотностей радиационных дефектов связано с большими трудностями. Действительно, для получения ощутимых интерферометрических эффектов при малых дозах облучения необходимо это облучение направить перпендикулярно отражающим плоскостям интерферометра, так как чувствительность интерферометра наибольшая относительно смещений атомов, происходящих в направлении нормали отражающих плоскостей, а такие смещения атомов кристаллической решетки больше всего вызываются потоками облучения, перпендикулярными отражающим плоскостям. Для исследования зависимости локальных плотностей радиационных дефектов от дозы облучения и глубины его проникновения размер облучаемого кристалла в направлении облучения должен быть достаточно большим. Следовательно, если отражающими плоскостями интерферометра, показанного на рис.1, являются плоскости $ABCD$, то подходящим направлением облучения, удовлетворяющим перечисленным выше требованиям, будет направление 4 (см. рис. 1).

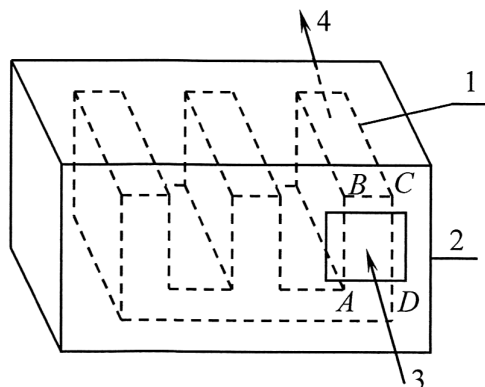


Рис.1. Схема облучения интерферометра: 1 – интерферометр, 2 – свинцовый каркас, 3 – направление потока электронов, 4 – направление нормали отражающих плоскостей (110)

При малых дозах облучения полупроводниковых кристаллов возникающие структурные нарушения настолько малы, что обыкновенные методы исследований оказываются неэффективными. Поэтому, с целью изучения вышеупомянутых структурных нарушений, нами был применен метод рентгенодифракционного муара, который очень чувствителен к нарушениям периодической

структуры и имеет большое разрешение. Из совершенного монокристалла кремния нами был изготовлен трехкристальный интерферометр с отражающими плоскостями (110), которые были перпендикулярны рабочим поверхностям и основанию интерферометра.

После получения исходной топограммы третий кристалл - анализатор интерферометра - облучался быстрыми электронами 8 МэВ. Суммарная доза менялась от $2(10^{15})$ до $10(10^{15} \text{ эл/см}^2)$. Во всех случаях облучение проводилось в направлении, перпендикулярном отражающим плоскостям третьего кристалла интерферометра. Во избежание облучения остальных блоков был приготовлен специальный свинцовый каркас, который полностью закрывал остальные блоки (рис. 1).

После каждого акта облучения электронами проводились съемки, в результате чего были получены муаровые картины, соответствующие различным дозам облучения.

На рис. 2 показана исходная муаровая картина, полученная от интерферометра, который в дальнейшем подвергался облучению электронами.

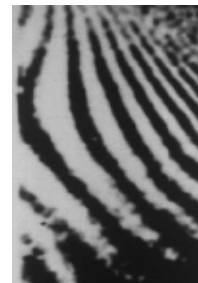


Рис. 2. Исходная муаровая картина

На рис. 3а - д показаны муаровые картины, полученные от того же интерферометра после облучения электронами с энергией 8 МэВ при различных дозах. Как видно из этого рисунка, облучение электронами приводит к изменению муаровых картин. С увеличением дозы облучения периоды полос уменьшаются (рис. 3а - д), следовательно, деформация увеличивается.

Следует отметить, что во всех вышеуказанных и известных рентгеноинтерферометрических (рентгенодифракционных) исследованиях несовершенств кристаллов не разработаны методы определения плотности точечных дефектов. Нашей целью является теоретическое обоснование и экспериментальная реализация рентгеноинтерферометрического метода определения плотности радиационных точечных дефектов в зависимости от дозы и глубины проникновения облучения.

Известно [11], что изменение объема кристалла в результате деформации можно выразить следующим образом:

$$\Delta V = \frac{1}{3K} \int \vec{r} \vec{F} dV, \quad (1)$$

где K - коэффициент всестороннего сжатия кристалла; $\vec{F}$ - вектор плотности объемных сил, действующих на кристалл.

Поскольку излучение приводит к появлению дефектов Френкеля (точечных дефектов), то, зная $\vec{F}$, обусловленную этими дефектами, можно вычислить изменение объема, а следовательно, и изменение параметра решетки.

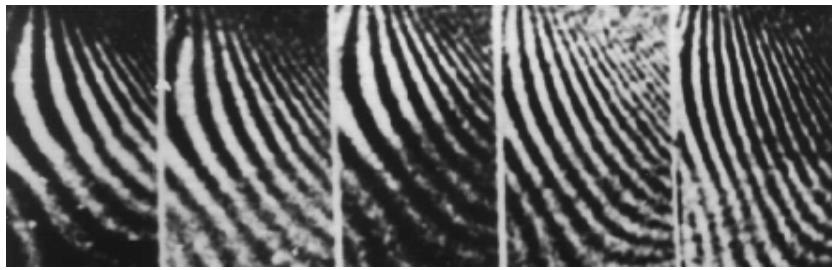


Рис. 3. Муаровые картины, полученные от интерферометра после облучения электронами с энергией 8 МэВ суммарными дозами (эл/см²): а - 2(10¹⁵, б - 4(10¹⁵, в - 6(10¹⁵, г - 8(10¹⁵, д - 10(10¹⁵

Используя заранее полученные из эксперимента значения относительной деформации, как будет видно далее, можно вычислить плотность радиационных дефектов.

В теории упругости межузельный атом (вакансия) создает упругие поля, которые описываются плотностью сил [11]:

$$\vec{F}(\vec{r}) = -K\Omega_0 \text{grad}\delta(\vec{r}). \quad (2)$$

Подставляя (2) в (1), получим

$$\Delta V = -\frac{1}{3}\Omega_0 \int \vec{r} \text{grad}\delta(\vec{r}) dV = \frac{1}{3}\Omega_0 \int \text{div} \vec{r} \delta(\vec{r}) dV = \Omega_0. \quad (3)$$

Следовательно, величина Ω_0 равна увеличению объема кристалла, вызванному наличием в нем одного межузельного атома. Можно показать [2], что N точечных дефектов, создающих деформации в соответствии с (2), вызывают объемное расширение ΔV , определяемое выражением

$$\Delta V = 12\pi \frac{1-\nu}{1+\nu} \cdot NC, \quad (4)$$

где C - постоянная, имеющая размерность объема и равная по порядку атомному объему, характеризует “силу” дефекта; ν - коэффициент Пуассона.

Относительное же изменение параметра решетки можно выразить в виде

$$\frac{\Delta d}{d} = \frac{1}{3} \frac{\Delta V}{V} = 4\pi \frac{1-\nu}{1+\nu} \cdot \frac{N}{V} C. \quad (5)$$

Таким образом, используя (5) и вычисля относительную деформацию $\Delta d/d$, по муаровым картинам можно оценить локальную плотность $\left(\frac{N}{V} = N_D\right)$ радиационных дефектов.

2. Обсуждение результатов и выводы. Из полученных топограмм (рис. 3а-д) микрофотометрическим методом были найдены распределения интенсивностей муаровых полос в определенном направлении и измерены расстояния между максимумами. Во всех случаях измерения проводились только между определенными максимумами, и, таким образом, были рассчитаны значения относительной деформации $\Delta d/d$, соответствующие различным дозам облучения.

Решая уравнение (5) относительно $\frac{N}{V} = N_D$, получим

$$N_D = \frac{(1 + \nu)\Delta d/d}{4\pi(1 - \nu)C}. \quad (6)$$

Подставляя в (6) определенные из эксперимента значения $\Delta d/d$, соответствующие различным дозам, и учитывая, что $C \approx 10^{-24} \text{ см}^3$ и $\nu = 0,262$, находим зависимость плотности радиационных дефектов N_D от дозы облучения. Результаты приведены в таблице.

Таблица

Доза облучения, эл/см^2	$\Delta d/d$	$N_D, \text{см}^{-3}$
$2 \cdot 10^{15}$	$1,62 \cdot 10^{-7}$	$2,2 \cdot 10^{16}$
$4 \cdot 10^{15}$	$2,5 \cdot 10^{-7}$	$3,4 \cdot 10^{16}$
$6 \cdot 10^{15}$	$3,2 \cdot 10^{-7}$	$4,4 \cdot 10^{16}$
$8 \cdot 10^{15}$	$4,3 \cdot 10^{-7}$	$5,9 \cdot 10^{16}$
$10 \cdot 10^{15}$	$5,7 \cdot 10^{-7}$	$7,8 \cdot 10^{16}$

Как видно из таблицы, с увеличением дозы облучения локальная плотность радиационных дефектов возрастает.

Исследована также зависимость плотности дефектов от глубины проникновения электронов в кристалл с энергией 8 МэВ. Показано, что плотность дефектов по мере углубления электронов в кристалл - анализатор интерферометра уменьшается.

Исходя из вышеизложенного, приходим к следующим выводам:

1. Методом рентгенодифракционного муара обнаружены структурные искажения, возникающие в результате облучения кристалла - анализатора интерферометра электронами энергией 8 МэВ.
2. Определяя из полученных топограмм относительную деформацию, можно оценить как локальную плотность точечных дефектов, так и ее изменение в зависимости от глубины проникновения электронов при различных дозах облучения.

3. Разработанный метод может быть использован, в частности, для определения плотности радиационных (точечных) дефектов в кристаллах, применяемых в науке и в производстве полупроводниковых приборов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Вавилов В.С., Ухин Н.А.** Радиационные эффекты в полупроводниках и полупроводниковых приборах. - М.: Атомиздат, 1969. - 88с.
2. **Динс Дж., Винйард Дж.** Радиационные эффекты в твердых телах. - М.: Изд. Иностранной литературы, 1960.-126с.
3. **Yasuda K., Wada T., Masuda H., Takeda M., Ikata S.** //Phys. Stat. Sol(a).- 1985. - V. 88.-P. 543 - 551.
4. Прямые методы исследования дефектов в кристаллах / Под ред. **А.М. Елистратова,** - М.: Мир, 1965. - 221с.
5. **Bonse U., Graeff W.** //J.Appl. Phys.-1977. - V. 22.- P. 93 - 143.
6. **Aboyan A.O., Bezirganyan P.A., Khzardzhyan A.A.** // Phys. Stat. Sol.(a).- 1990.-V.118.- P. 21-27.
7. **Aboyan A.O., Sarafyan M.A.** //Cryst. Res.Technol.-1994. - V. 29, No2.- P. 253-257.
8. **Drmevan H. R.** // J. Appl. Crust.- 2004. - V. 37.- P. 585 - 588.
9. **Aboyan A.O., Aghbalyan S. G.** // Cryst. Res. Technol. - 2010. - V. 45, No1.- P. 140 -144.
10. **Ровинский Б.М., Лютцау В.Г., Ханонкин А.А.** //Аппаратура и методы рентгеновского анализа (Машиностроение). - 1971. - Вып. 9. - С. 3 – 35.
11. **Косевич А.М.** Основы механики кристаллической решетки. - М.: Наука, 1972. - 202с.

ГИУА (П). Материал поступил в редакцию 25.01.2010.

Ա. Հ. ԱՐՈՅԱՆ

ՄԻԼԻՑԻՈՒՄԻ ՄԻԱՔՑՈՒՐԵՂՆԵՐՈՒՄ ՈԱԴԻԱՅԻՈՆ ԱՐԱՏՆԵՐԻ ԽՏՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՄԱՆ ՌԵՆՏԳԵՆԱԻՆՏԵՐՖԵՐԱԶԱՓԱԿԱՆ ՄԵԹՈԴ

Տեսականորեն հիմնավորվել և փորձնականորեն իրականացվել է ռադիացիոն կետային արատների որոշման ռենտգենահինտերֆերաչափական մեթոդ՝ կախված էլեկտրոնային ճառագայթման բաժնեչափից և թափանցման խորությունից՝ օգտագործելով սիլիցիումի կատարյալ միաբյուրեղից պատրաստված (110) անդրադարձնող հարթություններով եռաբյուրեղ ինտերֆերաչափ: Ըստ մուարի պատկերների՝ որոշվել են հարաբերական դեֆորմացիաները, որոնց կիրառումով որոշվել է ռադիացիոն արատների խտությունը՝ կախված 8 ՄէՎ էներգիայով արագ էլեկտրոններով ճառագայթման բաժնեչափից:

Առանցքային բառեր. ինտերֆերաչափ, սիլիցիումի միաբյուրեղ, ռադիացիոն արատների խտություն, ճառագայթման բաժնեչափ, մուարի պատկերներ:

A.H. ABOYAN

X-RAY INTERFEROMETRIC METHOD OF DEFINING RADIATION DEFECT DENSITY IN SILICON MONOCRYSTALS

The X-ray interferometric method of defining radiation pointed defects depending on the dose and depth of penetrating electron radiation using a three-crystal interferometer made of perfect silicon monocrystal with reflecting planes is theoretically substantiated and experimentally realized (110). Relative deformations are defined and the density of radiation defects depending on radiation dose by fast electrons with energy 8 MeV is calculated according to Moiré patterns.

Keywords: interferometer, silicon monocrystal, density of radiation defects, radiation dose, Moiré patterns.

А.И. САГРАДЯН, С.Г. МАМЯН

**ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ И
ФИЗИКО-МЕХАНИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СПЛАВОВ С
ИНТЕРМЕТАЛЛИДНЫМ УПРОЧНЕНИЕМ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ МЕТОДА
ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ**

Приведены результаты исследования структурных изменений и получения оптимальных физико-механических свойств безуглеродистых быстрорежущих сплавов дисперсионного упрочнения типа В14М7К25 в зависимости от метода термомеханической обработки. Экспериментальными методами подтверждено, что в результате термомеханических обработок исследуемых инструментальных материалов формируется сильно развитая мозаичная субструктура матричной фазы – мартенсит, что приводит к увеличению дисперсности интерметаллидных частиц, повышению физико-механических свойств.

Ключевые слова: термическая обработка, термомеханическая обработка, пластическая деформация, структура, прочность, пластичность.

В условиях технического прогресса, сопровождающегося возникновением новых отраслей науки, резко возросло применение современных методов модифицирования инструментальных материалов, работающих в условиях сопряженных пар, в частности, в процессе резания металлов. Модифицирование позволяет улучшить такие важнейшие свойства инструментальных материалов, как износостойкость, прочность, твердость, теплостойкость, ударная вязкость, коэффициент трения и адгезия к обрабатываемому материалу.

Исследование показывает, что существующие методы модифицирования в большинстве случаев не являются универсальными, поэтому целесообразно установить наиболее приемлемые методы для каждого инструментального материала [1-3].

В частности, для безуглеродистых быстрорежущих сплавов с интерметаллидным упрочнением типа В14М7К25, В11М7К23, В4М7К23 целесообразно применение различных схем термомеханических обработок (ТМО) для модификации инструментального материала, получения оптимальных структур и улучшения физико-механических характеристик. Развивающиеся отрасли машиностроения диктуют необходимость применения различных труднообрабатываемых материалов с заданными физико-механическими свойствами. Последнее, в свою очередь, предъявляет все более высокие требования к работоспособности и стойкости инструмента, которые в

значительной мере зависят от структуры и свойств инструментального материала.

Исследование посвящено изучению особенностей структурных изменений и физико-механических характеристик под воздействием температурно-деформационных факторов с использованием классической термообработки (ТО) и различных схем ТМО применительно к быстрорежущим сплавам типа В14М7К25. Это - высоколегированные сплавы Fe-Co-W-Mo с интерметаллидным $(\text{FeCo})_7(\text{W},\text{Mo})_6$ упрочнением. Структура этих сплавов резко отличается от структуры быстрорежущих сталей с карбидами. Размеры интерметаллидов в закаленном и отпущенном состояниях составляют 1...2 мкм, а балл зерна - 10...12 из-за влияния интерметаллидов и высокой легированности твердого раствора. Эффект упрочнения исследуемых сплавов связан с отпуском легированного мартенсита при нагреве предварительно закаленного и деформированного сплавов при 600(С в течение 120 мин вследствие распада пересыщенного твердого раствора и образования высокодисперсных равномерно распределенных частиц интерметаллидных фаз. Поскольку безуглеродистые дисперсионно-твердеющие быстрорежущие сплавы после закалки имеют твердость 32...40 HRC, создается возможность пластического деформирования до окончательного отпуска инструментального материала. При деформации создается развитая дислокационная субструктура, являющаяся энергетически выгодным участком для выделения интерметаллидов $(\text{FeCo})_7\text{W}_6$. В результате обеспечивается более высокая дисперсность структуры, что приводит к повышению твердости, прочности и износостойкости.

В условиях проведения пластической деформации быстрорежущих сплавов с интерметаллидным упрочнением после их закалки, но до отпуска необходимо учесть, что пластическая деформация при более низких температурах вызывает распад пересыщенного твердого раствора. Таким образом, рациональное применение пластической деформации может привести к весьма благоприятным структурным изменениям, что позволяет рекомендовать ТМО как перспективную упрочняющую обработку для современных инструментальных быстрорежущих сплавов типа В14М7К25, В11М7К23. После ТМО быстрорежущих сплавов по определенным режимам образуется специфическая мелкозернистая, дисперсная структура, определяющая замедление коагуляции частиц упрочняющей фазы и рекристаллизации (рис. 1).

Упрочнение, созданное ТМО, сохраняется при высоких температурах, в том числе выше температуры рекристаллизации. Это означает, что меняется не только кинетика, но и механизм структурных превращений при ТМО исследуемых сплавов.

Наклеп сплава типа В14М7К25, проведенный после закалки и до повторного нагрева, обеспечил более равномерное распределение упрочняющих фаз. Изменение тонкого строения закаленного быстрорежущего сплава В14М7К25, подвергнутого пластической деформации с различными степенями обжатия, характеризуется уменьшением областей когерентного рассеяния и

величины неоднородных микроискажений при значительной деформации. Характерное изменение тонкого строения было обнаружено у сплава В14М7К25 (рис. 1).

Принципиальное отличие высокотемпературной термомеханической обработки (ВТМО) инструментальных быстрорежущих сплавов от обычной термической обработки (ОТО) заключается в том, что после пластической деформации аустенита при прокатке или ковке с оптимальными режимами производится непосредственная закалка, что приводит к полному или частичному подавлению развития рекристаллизационных процессов и созданию особого структурного состояния, характеризующегося повышенной плотностью несовершенств и особым их расположением. Отсюда и большая мозаичность структур высоколегированных быстрорежущих сплавов В14М7К25 после ВТМО (рис. 16, в).

Для предотвращения рекристаллизационных процессов при ВТМО быстрорежущих сплавов типа В14М7К25 деформацию проводили после подстуживания в соляной ванне при температуре 1000...1100(С, при которой сплав находится еще в аустенитной зоне, где рекристаллизационные процессы, как и выделения интерметаллидов, протекают более вяло, чем в α - фазе.

Повышенная термическая устойчивость структуры, образующейся в результате ВТМО с применением малых скоростей деформации ($0,02...0,003 \text{ с}^{-1}$), обуславливает существенное повышение теплостойкости и прочности инструментального материала (рис. 2).

Если при обработке ВТМО для достижения высоких значений прочности требуется существенная деформация, то при обработке ДМО-1 или ДМО-2 уже небольшие деформации приводят к возрастанию σ_r и σ_b . При ДМО-1 и ДМО-2 (ВТМО+ДМО-1) безуглеродистых быстрорежущих сплавов с увеличением степени деформации (предел прочности увеличивается вначале резко, а затем более медленно, т.е. особенно сильно влияют деформации (примерно 15...20%). Как видно из экспериментальных данных (рис. 2), дальнейшее повышение степени деформации приводит к ухудшению пластических свойств, в частности, ударной вязкости. После ДМО-1 и ДМО-2 наблюдается повышение ($\sigma_{из}$ до 4000...4500 МПа и КСЧ до 0,21... 0,35 МДж/м² для сплава типа В14М7К25 при содержании углерода до 0,1% С и менее 0,2% Cr, которое обусловлено интенсифицирующим влиянием деформации на дисперсионное твердение и созданием стабильной сверхдисперсной структуры.

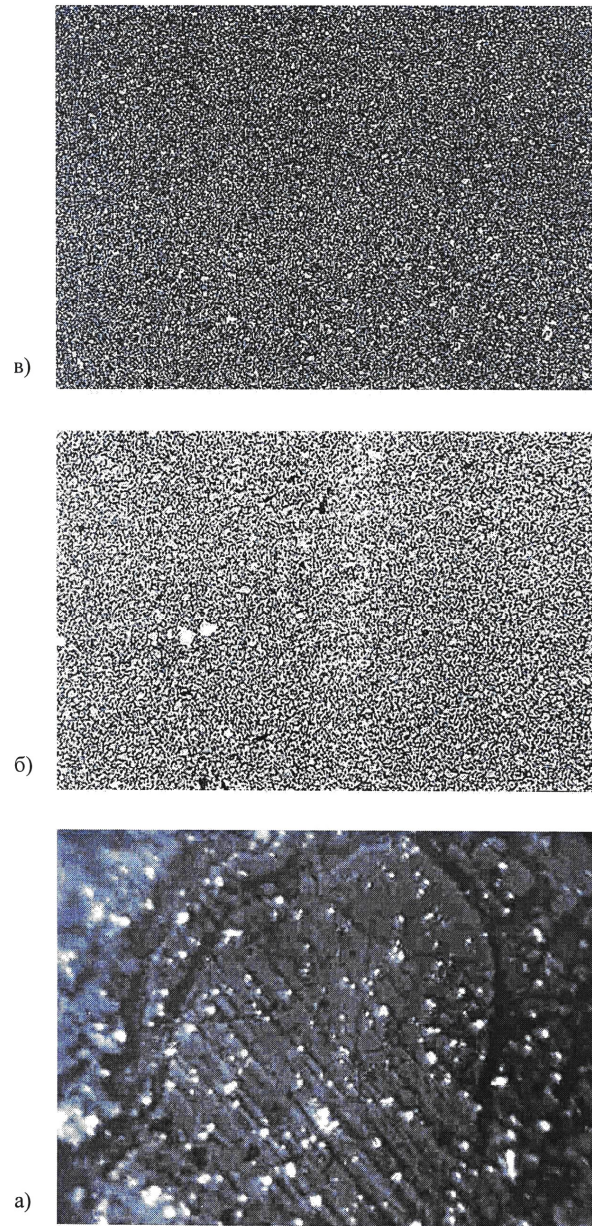


Рис. 1. Микроструктура быстрорежущего сплава с интерметаллидным упрочнением типа В14М7К25 после: а - ОТО; б - ВТМО (при $T_{\text{деф}}=1050$ °C, $\epsilon=22\%$, $\dot{\epsilon}=0,02...0,003$ с⁻¹); в - ВТМО+ДМО-1 (при холодной деформации $\epsilon=15\%$); $\times 500$

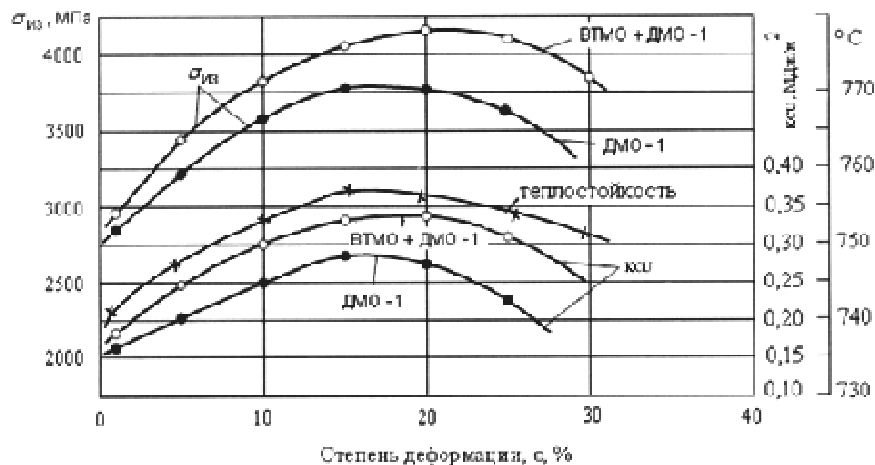


Рис. 2. Зависимость физико-механических свойств сплава типа В14М7К25 при различных схемах ТМО от степени деформации мартенсита

Теплостойкость быстрорежущего сплава в зависимости от степени деформации при ДМО-2 повышается и достигает максимума при 756(С, $\epsilon=20\%$) (рис. 2). Дальнейшее повышение степени деформации вызывает снижение теплостойкости инструментального материала.

Создание высокой плотности дислокации в структуре аустенита и мартенсита при ВТМО и ДМО-2 (ВТМО+ДМО-1) приводит к резкому увеличению дисперсности структуры отпущенного сплава, при этом меняются не только размеры, но и распределение интерметаллидов – преимущественно по телу зерна (рис. 1б,в). При ТМО меняется не только кинетика, но и механизм превращения исследуемых сплавов. Температура проведения деформации быстрорежущих сплавов при ВТМО лежит обычно выше верхней критической точки A_{c3} ($T(933...1100(C))$).

Таким образом, для получения оптимального сочетания структурного состояния и физико-механических свойств лучшим методом среди различных схем ТМО является ДМО-2.

Совмещение горячей обработки металлов давлением с ТО изучали сравнительно давно, однако рассматривали его главным образом как средство уменьшения затрат на повторный нагрев под закалку или нормализацию. Принципиальное отличие ВТМО инструментальных быстрорежущих сплавов от ТО с прокатным или ковочным нагревом заключается в том, что подавляется развитие динамической полигонизации и рекристаллизации созданием особого структурного состояния высоколегированных быстрорежущих сплавов В14М7К25 после ВТМО (рис. 1).

Установлено, что для получения оптимального сочетания механических свойств и теплостойкости быстрорежущих сплавов В14М7К25 после ВТМО следует проводить деформацию аустенита до закалки в условиях, когда одновременно с увеличением плотности дислокаций происходит и их перестройка. Иными словами, для получения высокого комплекса физико-механических свойств важна не только высокая плотность дислокации, но и их распределение. В случае развития рекристаллизации даже до 50% объема зерен при ВТМО эффект упрочнения сохраняется в связи с созданием устойчивой субструктуры.

Одновременно при ВТМО, когда ведется контролируемый процесс горячего деформирования, можно добиться определенного равномерного измельчения аустенитного зерна, особенно при дробной деформации, что приводит к дополнительному улучшению механических и режущих свойств инструментов из В14М7К25 после ВТМО и комбинированных методов ТМО.

В результате исследования ВТМО и ДМО-2 быстрорежущих сплавов установлено, что пластическая деформация безуглеродистых быстрорежущих сплавов как в аустенитном, так и в закаленном состояниях перед отпуском способствует формированию сильно развитой мозаичной субструктуры матричной фазы – мартенсита, увеличивая дисперсность интерметаллидных частиц и повышая физико-механические свойства исследуемого материала.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Бернштейн М.Л., Займовский В.А., Капуткина Л.М.** Термомеханическая обработка стали. - М.: Металлургия, 1983. – 479 с.
2. **Моисеев В.Ф., Григорев С.Н.** Инструментальные материалы. - М.: МГТУ, СТАНКИН, 2005. – 248с.
3. **Капуткина Л.М.** Особенности строения и превращения при термомеханической обработке закаливаемых сталей // Изв. вузов. Физика. – 2002. – N 3. – С. 14-17.

ИППФ НАН РА, ГИУА(П). Материал поступил в редакцию 14.02.2009.

Ա.Ի. ՄԱՀՐԱԴՅԱՆ, Մ.Գ. ՄԱՄՅԱՆ

ՄԻՋՄԵՏԱՂԱԿԱՆ ԱՄՐԱՑՄԱՄԲ ԱՐԱԳԱՀԱՏ ՀԱՄԱՁՈՒԼ ՎԱԾՔՆԵՐԻ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԱՅԻՆ ՓՈՓՈԽՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԵՎ ՖԻԶԻԿԱ-ՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ՝ ԿԱՆՎԱԾ ՋԵՐՄԱՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՄՇԱԿՄԱՆ ԵՂԱՆԱԿՆԵՐԻՑ

Դիտարկված է դիսպերսիոն ամրացմամբ ածխածնազուրկ արագահատ համաձուլվածքների՝ B14M7K25 ջերմամեխանիկական մշակման եղանակներով ստացված հետազոտվող գործիքանյութերի լավարկված ֆիզիկամեխանիկական հատկությունների ապահովումը: Գիտա-փորձարարական եղանակով ապացուցվել է, որ նշված եղանակներով ջերմամեխանիկական մշակման ենթարկելիս գործիքանյութերի կառուցվածքը ստացվում է ամրացնող ֆազի չափազանց դիսպերս տարածմամբ և սուբմիկրոկառուցվածքով, որի արդյունքում բարձրանում են գործիքանյութի ամրությունը, ջերմակայունությունը, պլաստիկությունն ու մաշակայունությունը:

Առանցքային բառեր. ջերմային մշակում, ջերմամեխանիկական մշակում, պլաստիկ դեֆորմացիա, կառուցվածք, ամրություն, պլաստիկություն:

A.I. SAHRADYAN, S.G. MAMYAN

RESEARCH OF STRUCTURAL CHANGES AND PHYSICOMECHANICAL PROPERTIES OF FAST-CUTTING ALLOYS WITH INTERMETALLIC HARDENING DEPENDING ON THE METHOD OF THERMOMECHANICAL PROCESSING

The results of studying structural changes and optimum physicomechanical properties of carbon-free fast-cutting alloys of dispersive hardening of type B14M7K25 are given. By experimental methods it is confirmed that as a result of thermomechanical processing of investigated tool materials the mosaic substructure of a matrix phase-martensite is strongly developed resulting in increasing dispersion intermetallic particles, raising physicomechanical properties.

Keywords: thermal processing, thermomechanical processing, plastic deformation, structure, durability, plasticity.

А.Г. КАЗАРЯН, М.П. МАМЯН, Э.А. ХАЧАТРЯН

КОРРОЗИОННОСТОЙКИЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ТЕРМОРЕАКТИВНЫХ СМОЛ И МЕТАЛЛОПОДОБНЫХ СИЛИЦИДОВ, СИНТЕЗИРОВАННЫХ МЕТОДОМ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА

В ряде кислых агрессивных растворов изучено коррозионное поведение некоторых металлоподобных силицидов, синтезированных методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза (СВС). Относительно высокая химическая устойчивость этих соединений позволяет использовать их в качестве наполнителей при разработке водостойких и коррозионностойких материалов на основе термореактивных смол.

Ключевые слова: металлоподобные силициды, химическая стойкость, агрессивные растворы, кислотостойкие наполнители, термореактивные смолы.

Силициды переходных тугоплавких металлов являются типичными представителями класса неорганических соединений, называемых металлоподобными. Эти соединения характеризуются большим разнообразием свойств и исключительно широкой областью применения в технике [1]. В химическом отношении они отличаются высокой устойчивостью к окислению кислородом воздуха, а также к воздействию различных кислот и их смесей. Анализ результатов исследования химической стойкости силицидов титана, циркония, хрома, силицидов триады железа в различных кислотах и их смесях, в растворах комплексообразователей и других агрессивных средах [2] показал, что практически со всеми неорганическими кислотами (HCl , H_2SO_4 , HNO_3), а также с царской водкой эти силициды взаимодействуют слабо. При этом установлено, что ответственными за химическую стойкость силицидов являются связи Si-Si и Me-Si , вследствие чего химическая устойчивость дисилицидов выше, чем низших силицидов соответствующих металлов.

Следует отметить, что свойства неорганических веществ с координационной решеткой зависят не только от качественного и количественного состава этих веществ, но и от способа их получения [3]. В ИХФ НАН Армении металлоподобные силициды получают методом СВС [4, 5]. Свойства силицидов, полученных этим методом, в литературе освещены недостаточно [6], что затрудняет их всестороннее применение в практике.

Целью настоящей работы является изучение химической стойкости некоторых СВС-металлоподобных силицидов в ряде кислых агрессивных растворов и выявление возможности использования этих веществ в качестве кислотостойких наполнителей при разработке коррозионностойких материалов на основе синтетических термореактивных смол.

Исследования были проведены на образцах силицидов (MoSi_2 , ZrSi_2 , TiSi_2 и Ti_5Si_3), полученных в ИХФ НАН Армении методом СВС. Некоторые характеристики использованных силицидов (состав, данные рентгеновского анализа, скорости и температуры горения) приведены в [5].

Для оценки химической стойкости исследуемых порошкообразных силицидов была принята величина нерастворившегося остатка

Навеску силицида со средней крупностью частиц 10^{-5} м (дисперсность определялась микроскопическим методом) и массой $2 \cdot 10^{-4} \text{ кг}$ помещали в реакционную колбу, снабженную обратным холодильником, и добавляли по 50 см^3 ($5 \cdot 10^{-5} \text{ м}^3$) соответствующей кислоты (Х. Ч.) или смеси кислот. Содержание колбы выдерживали при данной температуре в течение определенного времени, после чего нерастворившийся остаток силицида отфильтровывали через тигли №4, промывали водой, далее высушивали в эксикаторе до постоянного веса и взвешивали с точностью 10^{-4} г . Кислотостойкость определялась по отношению массы дисперсного силицидного порошка после обработки его кислотой к массе этого же порошка до обработки кислотой, выраженной в процентах.

В табл. 1 для сравнения приведены результаты химической устойчивости одноименных силицидов в тех же условиях, но синтезированных другими технологическими способами, согласно результатам работ [1, 2].

Таблица 1

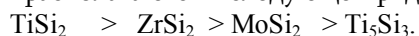
Химическая стойкость некоторых СВС-металлоподобных силицидов в растворах кислот и их смесях

Реактив	Время обра- ботки, ч	Темпе- ратура, $^{\circ}\text{C}$	Нерастворимый остаток, %			
			MoSi ₂	ZrSi ₂	TiSi ₂	Ti ₃ Si ₃
HCl (1,19)	24	20	82,8/99,91	-	-	-
HCl (1,19)	96	20	74,6/ 99,84	-	-	-
HCl (1,19)	240	20	70,2/99,26	-	-	-
HCl (1,19)	1	кип.	-	94,6/н.р	99,6/99,7	-
HCl (1 : 1)	1	кип.	-	94,8/н.р	99,8/99,8	-
HCl (18%)	24	20	-	-	-	78,8/91,0
HCl (36%)	2	115	-	-	-	66,4/88,5
H ₂ SO ₄ (1,84)	24	20	99,2/99,93	-	-	-
H ₂ SO ₄ (1,84)	96	20	99,4/99,99	-	-	-
H ₂ SO ₄ (1,84)	240	20	86,4 /99,93	-	-	-
H ₂ SO ₄ (1,84)	3	кип.	-	76,6/н.р	92,4/99,6	-
H ₂ SO ₄ (1 : 1)	3	кип.	-	88,2/н.р	94,2/99,6	-
H ₂ SO ₄ (1 : 10)	3	кип.	-	94,6/н.р	н.р /н.р	-
H ₂ SO ₄ (20%)	24	120	-	-	-	68,8/88,5
H ₂ SO ₄ (98%)	1	280	-	-	-	76,4/96,6
H ₃ PO ₄ (1,21)	2	кип.	-	89,9/99,9	99,6/99,7	-
HNO ₃ (1,42)	24	20	99,5 /99,5	-	-	-
HNO ₃ (1,42)	96	20	98,9/99,16	-	-	-
HNO ₃ (1,42)	240	20	96,6 /98,44	-	-	-
HNO ₃ (33%)	12	110	-	-	-	86,8/93,0
HNO ₃ (65%)	2	120	-	-	-	82,8/97,0
HCl (1,19)+HNO ₃ (1,43)	2	кип.	-	-	98,7/99,5	-
HCl (36%)+HNO ₃ (65%)	2	115	-	-	94,2/95,5	75,6/89,5
HCl (36%)+H ₂ SO ₄ (20%)	6	135	-	-	86,4/96,0	86,6/97,9
H ₂ C ₂ O ₄ (насыщ.) + H ₂ O	2	кип.	-	-	77,6/86,4	-

Примечание. В скобках указаны концентрации реагентов или плотности (г см^{-3}). В числителе дроби приведены данные наших экспериментов, в знаменателе – литературные данные [1,2]; н. р. означает, что данное соединение в этих условиях не растворяется.

Видно, что химическая устойчивость СВС – силицидов в отдельных случаях почти на 10...15 % ниже устойчивости соответствующих силицидов, синтезированных другими технологическими способами. При этом эта разница особенно заметна в более агрессивных условиях (при повышенных температурах и в концентрированных растворах). Возможно, что СВС-силициды, будучи синтезированными в режиме горения, отличаются не полностью сформировавшейся структурой и большой дефектностью кристаллической решетки, что отражается на их химической устойчивости [7].

Предварительными опытами нами было установлено, что по своей химической устойчивости СВС- силициды располагаются в следующем ряду:



При этом, как отмечено в [1], химическая стойкость силицидов уменьшается с увеличением порядкового номера металла. Наиболее устойчивыми по отношению к действию кислот и их смесей является дисилицид титана, а наименее устойчивым - Ti_5Si_3 .

В целом относительно высокая химическая устойчивость СВС- металлоподобных силицидов в ряде кислых агрессивных сред дает основание для использования их в качестве наполнителей в кислотостойких композитах на основе органических связующих.

В качестве органического связующего нами была опробована ненасыщенная полиэфирная смола марки ПН-1, которая характеризуется повышенной химической стойкостью во многих агрессивных средах. Использовался стирольный раствор смолы плотностью $1,15 \text{ г/см}^3$ и кислотным числом 30...35. Вязкость по вискозиметру ВЗ-4 составляла 20...40 с, а время желатинизации в присутствии 3% раствора гидроперекиси изопропилбензола (гипериз, ВТУ МХП БУ - 11-53) в стироле и ускорителя – 8% нафтената кобальта при температуре 20°C - 60...120 с.

Наполнителями служили тонкодисперсные СВС- металлоподобные силициды MoSi_2 , Ti_5Si_3 , TiSi_2 и ZrSi_2 с крупностью зерен до $1,5 \cdot 10^{-4} \text{ м}$ (0,15 мм). Соотношение смолы и наполнителей по массе составляло 1:5.

Испытания проводились на дискообразных образцах диаметром $5 \cdot 10^{-2} \text{ м}$ (50 мм) и толщиной $3 \cdot 10^{-3} \text{ м}$ (3 мм) в различных агрессивных кислых средах по стандартной методике ИСО (международная организация стандартизации пластических материалов) [8]. Стойкость оценивалась по изменению массы этих образцов (в процентах) до и после выдерживания их в агрессивной среде в течение как небольших отрезков времени (до 10 суток), так и относительно длительного времени (от 10 до 60 суток) при заданной температуре.

Изменение массы (в %) в результате воздействия агрессивной среды вычисляли по уравнению

$$\Delta W = \frac{W_2 - W_1}{W_1} \cdot 100,$$

где W_1 - исходная масса образца; W_2 – масса образца после воздействия агрессивной среды.

Результаты этих исследований приведены в табл. 2.

Таблица 2

Химическая стойкость полимерных составов на основе смолы ПН-1 и различных СВС-силицидных наполнителей в агрессивных средах (относительное изменение масс образцов в %)

Среда	Конц. среды %,	Наполнитель- MoSi ₂			Наполнитель- ZrSi ₂			Наполнитель- TiSi ₂			Наполнитель- Ti ₅ Si ₃		
		Время выдерживания, сутки											
		10	30	60	10	30	60	10	30	60	10	30	60
Серная кислота	60	0,16	1,24	1,22	0,08	1,2	0,18	0,04	0,06	0,04	5,6	6,4	6,2
Соляная кислота	30	0,34	0,38	0,36	0,06	1,2	0,8	0,02	0,04	0,03	3,7	4,2	4,4
Азотная кислота	10	6,3	4,14	4,44	0,06	0,08	0,08	0,02	0,02	0,06	8,4	8,8	8,0
Уксусная кислота	5	3,2	3,86	2,4	0,0	0,0	1,12	0,0	0,0	0,02	2,6	3,2	3,4
Вода	-	1,2	1,2	0,02	0,04	0,0	0,04	0,0	0,0	0,0	4,4	4,2	4,8
Бензин	-	0,82	1,6	1,4	0,02	0,08	0,14	0,02	0,08	0,04	0,2	2,1	2,4
Толуол	-	0,64	0,82	0,76	0,02	0,06	0,04	0,0	0,04	0,02	0,08	1,8	2,0
Минеральное масло	-	0,0	0,08	0,08	0,04	0,0	0,02	0,0	0,0	0,02	0,0	0,06	0,08

Характерно безупречное поведение полученных полимерных составов в органических растворителях и минеральном масле. В этих средах они остаются практически неизменными даже после длительной в них выдержки.

В воде стойкость полученных составов в общем снижается, что, по-видимому, связано с постепенным диффузионным поглощением воды и разрыхлением системы. При этом влияние различных наполнителей на водостойкость сказывается достаточно резко: состав с наполнителем Ti₅Si₃ имеет пониженную водостойкость, тогда как составы с наполнителями MoSi₂ и ZrSi₂ характеризуются относительно высокой водостойкостью. Примечательно, что полимерный состав на основе наполнителя TiSi₂ отличается практически полной водостойкостью.

Влияние наполнителей на химическую стойкость полученных составов сказывается также в других агрессивных средах. При этом состав на основе наполнителя TiSi_2 характеризуется повышенной химической стойкостью во всех агрессивных средах.

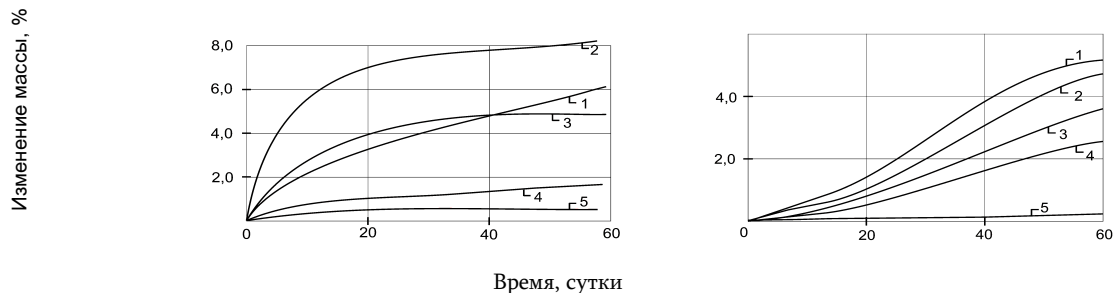


Рис. Кинетика растворения ненаполненной смолы и силицидовых композиционных материалов в 10%-й серной кислоте (а) и в 30%-й соляной кислоте (б) при температуре 50°C: 1 - ненаполненная смола; 2 - наполненная Ti_5Si_3 ; 3 - MoSi_2 ; 4 - ZrSi_2 ; 5 - TiSi_2

Указанный состав подвергается воздействию только сильных окислительных кислот, таких как азотная и высококонцентрированная серная. Составы на основе MoSi_2 и ZrSi_2 в течение всех промежутков также незначительно изменяются в массе, что свидетельствует об их удовлетворительной коррозионной стойкости. При этом, как показывают кинетические кривые растворения полученных полимерных составов, соответственно, в 10% растворе серной кислоты (рис. а) и в 30 % соляной кислоте (рис. б), образцы наиболее интенсивно корродируют в начальный период испытания (30...40 суток). При дальнейшей выдержке образцов в указанных средах падение химической стойкости значительно замедляется.

Таким образом, полученные данные дают основание считать, что некоторые металлоподобные силициды, полученные методом СВС, можно использовать в качестве наполнителей при разработке водостойких и кислотостойких материалов на основе органических связующих. Однако окончательный вывод о химической стойкости полученных композитов можно сделать после сопоставления весовых измерений с результатами физико-механических испытаний этих образцов.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Самсонов Г. В., Дворина Л. А., Рудь Б. М. Силициды.- М.: Металлургия, 1979. – 272 с.
2. Самсонов Г. В. Анализ тугоплавких соединений / Под ред. Г.В. Самсонова – М.: Металлургиздат, 1962.- 253 с.
3. Угай Я. А. Общая химия.- М.: Высш. школа, 1977. – 408с.
4. Каранян Д. Р., Долуханян С. К., Петросян С. С., Боровинская И. П. Получение дисилицида молибдена и силицида титана методом самораспространяющегося высокотемпературного синтеза // Промышленность Армении. – 1975.- N 4.-С. 23-25.
5. Долуханян С. К., Саркисян А. Р., Боровинская И. П., Мержанов А. Г. Технология получения дисилицида молибдена (отчет) / Институт хим. физ. АН АрмССР, Институт хим. физ. АН СССР. – Ереван-Черноголовка, 1978.– 9с .

6. Киканян С. Л., Малхасян С. С., Григорян С. С., Хачатрян Э. А. О коррозии СВС-металлоподобных силицидов в водных растворах пищевых кислот // Информационные технологии и управление .-2006.- 2-2.- С. 109-112.
7. Хачатрян Э. А., Сароян Р. С., Казарян А. Г. Влияние технологического способа получения металлического титана на его коррозионное и электрохимическое поведение в кислых средах // Изв. НАН РА и ГИУА. Сер. ТН. -2009.- Т.62, №1.-С. 8-14.
8. Доложел Б. Коррозия пластических материалов и резин.- М.: Химия, 1964.-247с.

Ванадзорский педагогический институт. Материал поступил в редакцию 07.07.2009.

Ա. Հ. ՂԱԶԱՐՅԱՆ, Մ. Պ. ՄԱՄՅԱՆ, Է. Ա. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ

**ՋԵՐՄԱՌԵԱԿՏԻՎ ԽԵԺԵՐԻ ԵՎ ԲԻՍ ԵՂԱՆԱԿՈՎ ՍԻՆԹԵԶՎԱԾ ՄԵՏԱՂԱՆՄԱՆ
ՍԻԼԻՑԻԴՆԵՐԻ ՀԻՄԱՆ ՎՐԱ ԿՈՌՈԶԻԱԿԱՅՈՒՆ ԲԱՂԱԴՐԱՆՑՈՒԹԵՐ**

Մի շարք թթու ազդեցիկ լուծույթներում ուսումնասիրվել է ԲԻՍ եղանակով սինթեզված որոշ մետաղանման սիլիցիդների կոռոզիոն վարքագիծը: Այդ միացությունների համեմատաբար բարձր քիմիական կայունությունը թույլ է տալիս ջերմակայուն խեժերի հիման վրա ջրակայուն և կոռոզիակայուն բաղադրանյութերի մշակման ժամանակ դրանք կիրառել որպես լցանյութեր:

Առանցքային բառեր: մետաղանման սիլիցիդներ, քիմիական կայունություն, ազդեցիկ լուծույթներ, թթվակայուն լցանյութեր, ջերմառեակտիվ խեժեր:

A. G. KHAZARYAN, M. P. MAMYAN, E. A. KHACHATRYAN

**CORROSION-RESISTANT COMPONENTS ON THE BASIS OF
THERMAL-REACTIVE AND METALLIKE SILICIDES SYNTHESIZED BY THE SHS METHOD**

A number of acid solutions are studied in the corrosive behavior of some metallike silicides which were synthesized by the SHS method. The comparatively high chemical stability enables these combinations to be used as mixtures in the process of the elaboration of water proof and corrosion-resistant substances based on thermal-proof gums.

Keywords: metallike silicides, chemical stability, aggressive solutions, acid-proof mixtures, thermal-reactive gums.

В.Ш. АВАГЯН А.З. БАБАЯН, И.В. ТУНЯН

ВАКУУМНАЯ ИНДУКЦИОННАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ПАЙКИ УСКОРЯЮЩИХ СТРУКТУР

Приводится конструкция вакуумной установки, предназначенной для соединения длинномерных изделий из меди применительно к ускорительной технике. Представлены результаты металлографических исследований соединения медь-серебро-медь.

Ключевые слова: пайка, вакуум, ускоряющая структура, высокочастотный нагрев, адсорбционный насос.

Введение. Последнее десятилетие характеризуется бурным развитием ускорительной техники нового поколения, приведшим к созданию уникальных ускорителей электронов и протонов с энергией от нескольких миллионов электронвольт для нужд народного хозяйства (медицина, материаловедение и т. д.) до нескольких десятков миллиардов электронвольт для фундаментальных исследований в области ядерной физики. Достаточно отметить некоторые из крупных ускорителей, строящихся или проектируемых в ведущих центрах мира: NLC, ILC, SLC, TESLA, LHC, CANDLE (США, Германия, Япония, Россия, Армения). К основным узлам ускорителей относятся ускоряющие секции, представляющие собой медные диафрагмированные волноводы, которые должны быть изготовлены с большой точностью (допуски порядка 10^{-2} мм и менее (1)). В противном случае, распределение фазовой скорости волны вдоль оси волновода будет отличаться от расчетной, что приведет к изменению энергии электронов на выходе ускорителя и монохроматичности пучка. В ускорителях на средние и большие энергии диафрагмированные волноводы изготавливают в виде отдельных секций, при этом число секций в больших ускорителях может достигать нескольких сотен, а их длина - от метров до нескольких километров.

1. Оборудование для пайки в вакууме ускоряющей подсекции. Базовыми элементами для соединения (стыковки) отдельных частей ускоряющей секции являются метровые подсекции (с точки зрения технологичности, подсекции паяются отдельно и впоследствии соединяются между собой серебряным припоем) из медных диафрагм (рассмотрены в работах (2-4)). Была разработана и изготовлена крупногабаритная установка для пайки ускоряющих подсекций в вакууме. На рис. 1 показан внешний вид установки.

В вакуумную систему установки входят: турбомолекулярный насос ТМН-500, вакуумный затвор, азотная ловушка, форвакуумный насос ВМ 1МГ,

вакуумные вентили и трубопроводы, которые изготовлены из стали 12Х18Н10Т.

Вакуумная камера состоит из двух равных полуцилиндров, изготовленных из стали 12Х18Н10Т, внутренние размеры камеры: диаметр – 750 мм, высота – 4800 мм.

Турбомолекулярные насосы и вакуумные системы на их основе позволяют получать практически свободный от углеводородов вакуум и имеют широкий диапазон рабочих давлений. Известно, однако, что при нагреве металла происходит газовыделение различных загрязнений, которые, проходя через турбомолекулярный насос, загрязняют его и ухудшают его работоспособность (5). Для надежной работы турбомолекулярного насоса между вакуумной камерой и этим насосом введена медная сетка, скрученная в виде червяка, которая соединена с трубопроводом, охлаждаемым азотом. Благодаря этому в процессе работы установки продукты загрязнения осаждаются на нем, не загрязняя при этом турбомолекулярный насос.

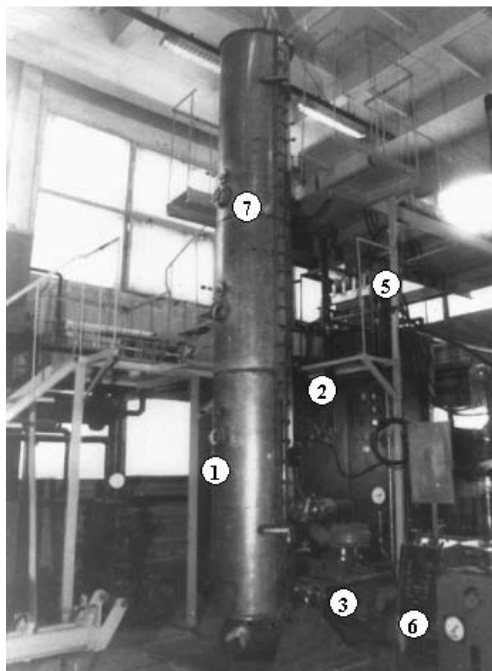


Рис.1. Внешний вид крупногабаритной вакуумной установки для диффузионной сварки и пайки изделий: 1-рабочая камера; 2- ввод ТВЧ; 3- турбомолекулярный насос; 4- вакуумный затвор; 5- конденсаторный блок; 6-пульт управления; 7- смотровое окно

Нагрев изделия осуществляется тремя высокочастотными (ВЧ) индукторами, согласованными с высокочастотным генератором ВЧ Г6-60/0,44.

Рабочая камера установки позволяет производить соединения изделий диаметром 200 мм и высотой 4500 мм.

На установке можно производить распайку изделий электронной техники с целью восстановления и ремонта негерметичных соединений. Для визуального контроля в технологическом процессе в вакуумной камере установлены три смотровых окна из кварцевого стекла. Максимальная температура нагрева изделий - до 1773 К.

Вакуумная система (рис.2), применяемая на установке, позволяет получать безмасленное разрежение воздуха в рабочем объеме $1,3 \cdot 10^{-3}$ Па.

Важным фактором диффузионной пайки ускоряющей секции является сохранение вакуума на

протяжении всего цикла технологического процесса. Учитывая, что технология изготовления ускоряющей секции - весьма сложный и дорогостоящий процесс, в вакуумную систему введен криоадсорбционный насос. Он необходим для сохранения вакуума в случае прерывания электроснабжения во время пайки изделий в нагретом состоянии.

В настоящее время разрабатывается много новых конструкций адсорбционных криогенных рефрижераторов, способных к длительному криостатированию объектов при низких температурах. Это связано с тем, что адсорбционная откачка паров хладагента по сравнению с откачкой внешними насосами имеет ряд несомненных преимуществ, важнейшие из которых: простая система очистки рабочего газа, который практически не покидает камеры; короткий тракт откачки, так как адсорбционный насос находится близко к вакуумной камере; маленькие теплопритоки. Однако адсорбционная откачка действует до тех пор, пока не насытится адсорбент, либо полностью испарится хладагент, и, следовательно, есть необходимость периодической регенерации адсорбента.

Основной конструктивной особенностью адсорбционного насоса является адсорбент, который размещается на медных пластинах с 20-миллиметровым зазором между ними. Все пластины подсоединены к медной трубке с внутренним диаметром примерно 50...70 мм и имеющей снаружи ленточную резьбу для увеличения поверхности теплового контакта [6]. К недостаткам таких адсорбционных насосов относятся сложность конструкций, а также плохой тепловой контакт.

С учетом особенностей конструкций адсорбционных насосов и требований, предъявляемых к механической прочности изделий при работе в широком диапазоне температур (от 573 К до -4,2 К) и при различных условиях нагружения (статические и циклические по уровню напряжений и температур), была поставлена цель разработать технологию, обеспечивающую получение прочных соединений адсорбционного насоса, изготовленных из меди и имеющих объем для заполнения адсорбента и прямого контакта с трубопроводом с целью подачи хладагента.

Процесс диффузионной сварки меди не вызывает особых затруднений. Равнопрочность соединений меди к основному материалу достигается при диффузионной сварке по режиму $T_{\text{св}} = 1123 \text{ К}$, $P_{\text{св}} = 7 \dots 8 \text{ МПа}$, $t = 20 \text{ мин}$, вакуум (10^{-2} Па) [7].

Однако не всегда удается создавать необходимое сварочное давление для получения равнопрочных соединений. При диффузионной сварке сложных конструкций из меди существенные трудности возникают в связи с необходимостью создания давления в контакте свариваемых изделий.

На рис. 3 показан адсорбционный насос, сваренный диффузионной сваркой в вакууме. Он состоит из медной трубы, намотанной в виде спирали, между витками спирали устанавливается медная сетка, которая заранее складывается и деформируется в виде спирали на специальном приспособлении.

В процессе сборки между витками сетки ввинчивается спираль из тугоплавкого материала для предотвращения соединений между сетками. После центровки с помощью приспособления, изготовленного из стали 12Х18Н10Т, его стягивают и устанавливают в вакуумную камеру. Детали соединяются за счет различия температурных коэффициентов линейного расширения (ТКЛР) стягиваемой детали и стягивающего приспособления. Однако возникающие при нагреве напряжения сжатия недостаточны для осуществления процесса сварки. Поэтому на медную спираль наносят серебро гальваническим способом толщиной 20...25 мкм. Один конец трубы сваривают (закрывают), в другой конец в процессе сварки подают инертный газ, благодаря чему медная труба, намотанная в виде спирали, расширяется, что приводит к качественному соединению. Нагрев сборного изделия осуществляется ВЧ индуктором. Регулировка подачи инертного газа позволяет создавать оптимальное давление на свариваемых деталях от 1 до 3 атм. Благодаря низкому пределу текучести промежуточная прокладка легче деформируется, способствуя тем самым увеличению площади поверхности контакта свариваемых материалов. Использование промежуточного слоя серебра позволяет значительно сократить время сварки и продолжительность подготовки поверхности под сварку.

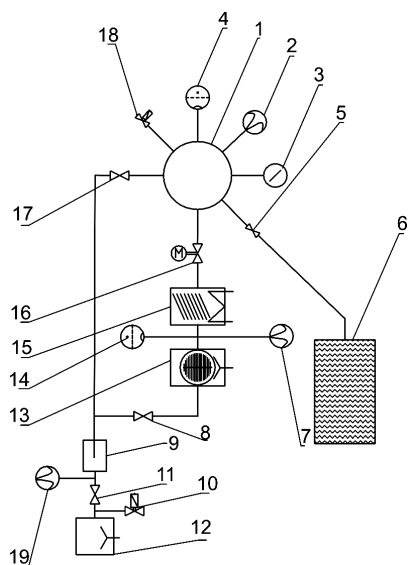


Рис.2. Схема вакуумной системы установки: 1-вакуумная камера; 2,3,4,7,14,19- измерительная аппаратура; 5,8,10,11,17,18- вакуумные клапаны; 6- адсорбционный насос; 9- ловушка азотная; 12- форвакуумный насос; 13 - турбомолекулярный насос; 15 - жалюзи охлаждаемые; 16- вакуумный затвор

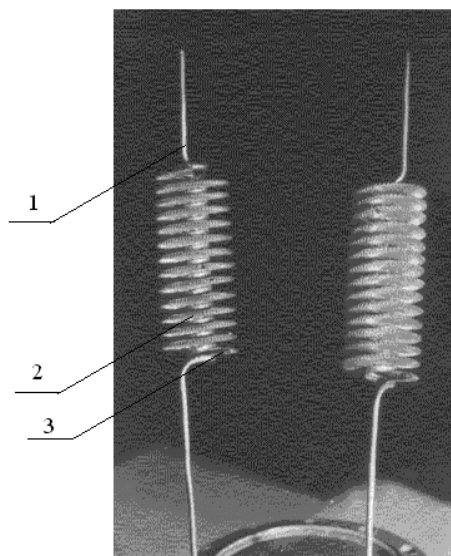


Рис.3. Адсорбционный насос, изготовленный диффузионной сваркой в вакууме: 1 - медная труба, 2 - медная сетка, 3 - объем для заполнения адсорбента

Оптимальным режимом соединений адсорбционного насоса является $T_{св} = 1023\text{ K}$, $t = 5\text{ мин}$, вакуум $\sim 10^{-3}\text{ Па}$.

При разработке изделий ускорительной техники, работающей в широком диапазоне температур, необходимо учесть, что механические свойства материалов будут меняться. На рис.4 показаны временные сопротивления соединения медь-серебро-медь при повышенных и низких температурах.

Таким образом, адсорбционный насос, сваренный диффузионной сваркой, имеет хороший тепловой контакт с трубопроводом хладагента и высокую удельную быстроту действия. Такая конструкция адсорбционного насоса обеспечивает равномерное охлаждение адсорбента.

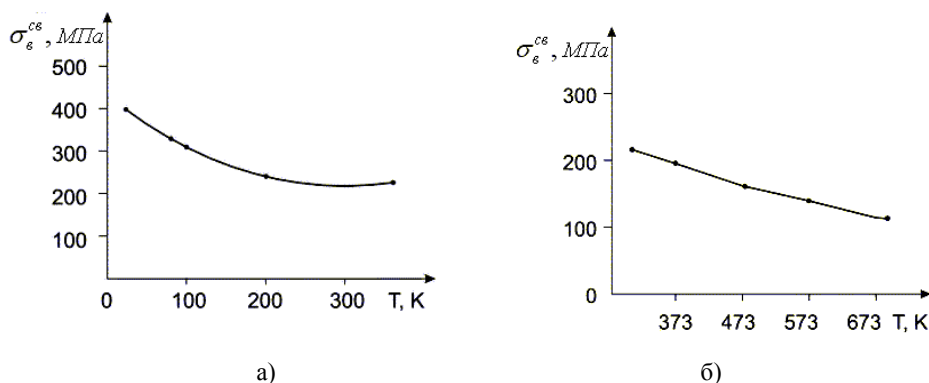


Рис. 4. Зависимость предела прочности сварного соединения при: а – низких температурах; б – повышенных температурах

2.Технология пайки ускоряющей структуры. Ускоряющая структура состоит из отдельных подсекций, изготовленных из медных диафрагм, которые соединяются между собой с помощью пайки серебряным припоем (ПСр-72) в вакууме [8]. В процессе пайки конструктивных частей геометрическая форма конструкции в месте стыковки может деформироваться из-за плотности растекающегося припоя [8].

Для обеспечения требуемых электрических параметров ускоряющих секций и хорошего смачивания припоя предлагается предварительно наносить серебро в местах стыка чашек методом гальванического покрытия. Применение промежуточного элемента в виде гальванически нанесенного серебра, более мягкого, чем медь, приводит к локализации пластической деформации сжатия в месте стыка изделий. Физический контакт образуется при этом преимущественно за счет активной деформации и ползучести серебра, заполняющего микронеровности соединяемых поверхностей (рис.5), что существенно снижает минимально необходимый уровень давления сжатия и остаточной деформации изделий. При соединении меди через тонкий слой серебра при температуре, несколько превышающей температуру плавления (1052 K) эвтектики Ag-Cu (но остающейся ниже температуры плавления

серебра), развивается процесс контактно-реактивного плавления. Большую роль играет здесь давление сжатия на соединяемые детали, воздействующие на физико-химические процессы, протекающие в месте контакта. Из диаграммы состояния системы серебро-медь (рис.6) известно, что серебро обладает ограниченной растворимостью в меди (не более 8%), поэтому толщина гальванического покрытия должна быть минимальной. Как показали экспериментальные исследования, оптимальная толщина покрытия должна быть порядка 8...12 мкм. Дальнейшее увеличение толщины покрытия приводит к снижению прочности соединения и увеличению остаточной деформации а иногда и к образованию пустот в зоне соединения при длительном нагреве (рис.7 а, б).

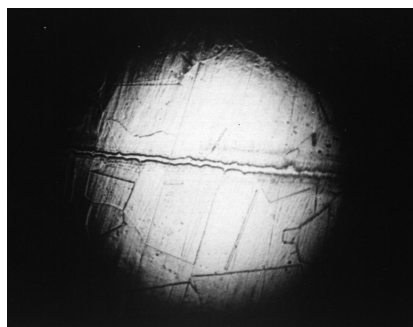


Рис.5. Микроструктура зоны соединения медь-серебро-медь ((100)

Необходимо отметить, что при изготовлении паяных изделий особенно важным является качество сборки под пайку, при которой должны быть гарантированы зазоры для заполнения их жидким припоем. При широко применяемой так называемой капиллярной пайке используется способность жидкостей самопроизвольно подниматься в тонкие капилляры (трубочки) или плоские щели за счет сил поверхностного натяжения при наличии смачивания жидкостью (припоя) твердой поверхности. Если зазоры оставлены большие, то припой не будет в них затекать, и может возникнуть некачественная пайка. Наоборот, если зазоры очень малы, то скорость проникновения в них жидкого металла будет очень мала, что также может способствовать возникновению некачественных паек. Таким образом, существуют оптимальные размеры зазоров, обеспечивающие хорошее качество паяных соединений. В производственных условиях особую трудность представляет сборка деталей изделия под пайку по оптимальным зазорам, от которой зависит качество паяного изделия (прочность, вакуумная герметичность, электропроводимость).

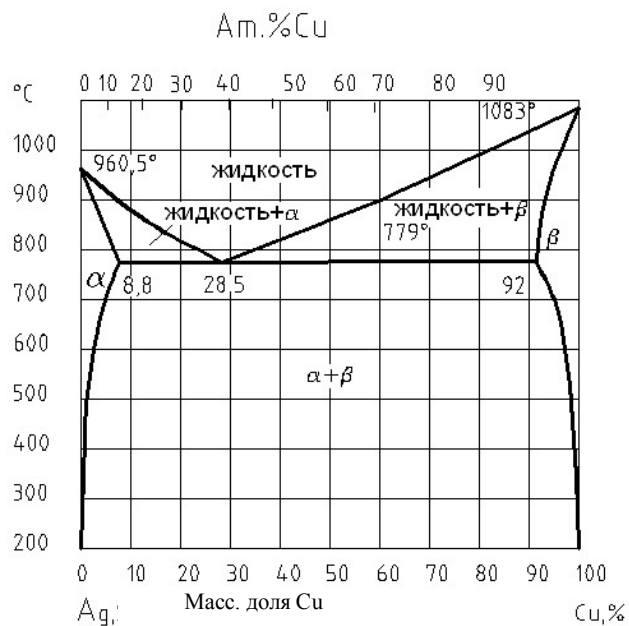
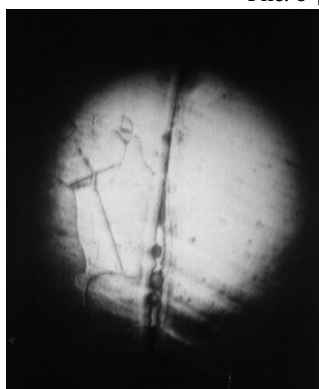
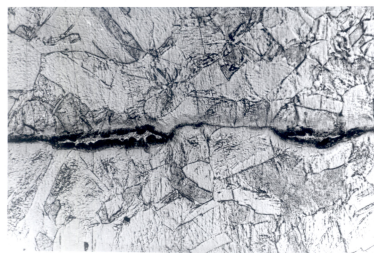


Рис. 6 Диаграмма состояния системы серебро-медь [9]



а)



б)

Рис. 7. Микроструктура зоны соединения: а- медь-серебро- медь (((100);
б- медь бескислородная (МБ) - серебро- медь МБ ((200)

Анализируя вышесказанное, можно утверждать, что при соединении (стыковке) ускоряющих секций припой должен укладываться между диафрагмами заранее в виде фольги или напыленного слоя малой толщины. При этом даже при отсутствии смачивания припой тем не менее под действием отрицательного капиллярного давления будет вытесняться из зазора.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Быстров Ю.А., Иванов С.А. Ускорительная техника и рентгеновские приборы. - М.: Высшая школа, 1983. - 288 с.
 2. А.с. СССР № 1755481, МК В23К 20/26. Устройство для диффузионной сварки / В.Ш. Авагян, А.З. Бабаян. - 15.04.1992.
 3. Avagyan V. Development of technology for brazing and diffusion welding of copper accelerating structures // Phys. Rev. Special Topics- Accelerator and Beams. - 2006.- V.9- P. 083501- 083507.
 4. Авагян В.Ш. Исследование и разработка технологии диффузионной пайки и сварки медных ускоряющих структур // Известия НАН РА и ГИУА.-Сер.ТН.-2007. - Т. LX, №1. - С.9-15.
 5. Кеменев В.Н. Состояние и перспективы развития систем откочки // 12-я Всесоюзная научно-техническая конференция "Достижения и перспективы развития диффузионной сварки". - М.: МДНТП, 1987. - С.145-148.
 6. Адсорбционный криогенный рефрижератор непрерывного действия без движущихся узлов / А.А. Ароян и др. Препринт ЕФИ- 749(76)-85. - Ереван, 1985.
 7. Афанасьев И.В., Косичкин Н.В., Худышев А.Ф. Диффузионная сварка в вакууме и контролируемой атмосфере // Сварочное производство. - 1963. - 1 4. - С.28-29.
 8. Design of a 3GNZ accelerator structure for the CLIC test facility. (CTF 3) drive beam / G. Carron et al // XX International Linac Conference. - 2000.
 9. Хряпин В.Е. Справочник паяльщика. 5-е изд., перераб. и доп. -М.: Машиностроение, 1981.-348 с.
- ЕрФИ им А.И. Алиханяна. Материал поступил в редакцию 11.10.2009.

Վ.Շ. ԱՎԱԳՅԱՆ, Ա.Զ. ԲԱԲԱՅԱՆ, Ի.Վ. ԹՈՒՆՅԱՆ

ԱՐԱԳԱՑՆՈՂ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔՆԵՐԻ ԶՈՂՄԱՆ ՎԱԿՈՒՈՒՄԱՅԻՆ ԻՆՂՈՒԿՑԻՈՆ ԿԱՅԱՆՔ

Նկարագրված է վակուումային ինդուկցիոն զոդման կայանք, որն օգտագործվում է արագացուցչային տեխնիկայում՝ պղնձե արագացնող կառուցվածքների զոդման համար: Բերված են մետաղագիտական հետազոտությունների արդյունքները պղինձ- արծաթ- պղինձ զոդման տիրույթում:

Առանցքային բառեր. զոդում, վակուում, արագացնող կառուցվածք, տաքացում, ադսորբցիոն պոմպ:

V.Sh. AVAGYAN, A.Z. BABAYAN, I.V. TUNYAN

INDUCTIVE VACUUM MACHINE FOR THE BRAZING OF THE ACCELERATING STRUCTURES

A construction of the setup foreseen for the junction of long copper pieces used in accelerating technique as well as the results of metallographic researches of Cu+Ag+Cu compound are described.

Keywords: brazing, vacuum, acceleratating structure, heating, adsorbtion pump.

Л.В. ЕГИАЗАРЯН, В.С. САФАРЯН, Л.О. КАРАХАНИЯН, А.С. АРУТЮНЯН

К ВОПРОСУ УТОЧНЕНИЯ РАСЧЕТА ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ НА КОРОНУ В ВЫСОКОГОРНЫХ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

Приведены результаты, полученные расчетным путем в виде зависимостей потерь мощности на корону от напряжения (относительно начального напряжения короны), которые позволяют определить потери энергии при короне в условиях хорошей погоды, сухого снега и дождя. Даются формулы, по которым аппроксимируются обобщенные характеристики потерь для трех погодных условий.

Ключевые слова: корона переменного тока, начальное напряжение короны, объемный заряд, потери мощности, сети.

Точность определения потерь мощности (электроэнергии) в электрических сетях, которая имеет технико-экономическое и социальное значение, зависит от точности моделирования сети, а также от применяемой математической модели установившегося режима. Самой “уязвимой”, с точки зрения точности расчета, является составляющая потерь мощности на корону, так как она зависит от ряда специфических факторов (метеорологических условий, электрического поля, геометрических параметров, расположения фазных проводов линий электропередач (ЛЭП) и т.д.). В этой связи весьма актуальны исследования по повышению точности расчета потерь на корону в ЛЭП.

В “Руководящих указаниях по учету потерь на корону и помех от короны при выборе проводов воздушных линий электропередачи переменного тока 330(750 кВ и постоянного тока 800(1500 кВ)” [1] обобщены результаты экспериментальных исследований потерь мощности на корону, выполненных на опытных пролетах ЛЭП с одиночными и расщепленными проводами.

Известно, что основным фактором, влияющим на величину потерь мощности на корону, является отношение эквивалентной напряженности поля E_3 на поверхности проводов к начальной напряженности поля E_0 . Для начальной напряженности известно несколько эмпирических формул, полученных путем анализа и обобщения опытных данных [2], которые различаются степенями приближенности вычислений начального градиента электрического поля.

Более существенны расхождения, имеющиеся в подходах различных авторов по расчету напряженности поля E_3 на поверхности провода.

В [4] для определения E_3 предлагается формула

$$E_{\text{э}} = (E_{\text{max}} + E_{\text{ср}})/2, \quad (1)$$

где $E_{\text{ср}}$ - среднее значение напряженности поля (определяется по действующему значению напряжения линии); E_{max} - максимальное значение напряженности поля (определяется по амплитудному значению напряжения линии).

В [1] принимается $E_{\text{ср}} = E_{\text{max}}$ и $E_{\text{э}} = E_{\text{max}}$, что, в конечном итоге, приводит к завышенным значениям потерь мощности на корону.

Влияние типовых погодных условий (хорошая погода, дождь, снег, изморозь) на потери мощности от короны изучено в основном на высоте 1000(2000 м над уровнем моря [3].

Экспериментальные исследования, проведенные в высокогорной экспериментальной станции Тюз-Ашу (Республика Киргизия) на высоте 3050 м над уровнем моря [4], показали, что значения обобщенных для различных сечений проводов потерь мощности на корону в хорошую погоду в 2(3 раза ниже потерь, рассчитанных по методике [1] для высокогорных ЛЭП. Потери мощности от короны, измеренные в условиях сухого снега и дождя на этой высоте, также существенно ниже потерь, рассчитанных по [1].

Таким образом, возникает необходимость проведения исследований с целью уточнения методики расчета потерь мощности и энергии на корону, в особенности применительно к высокогорным ЛЭП, что и выполнено в настоящей статье.

После принятия "Руководящих указаний..." [1] В.И. Левитовым и А.И. Тамазовым проводились разработки [5,6], учет которых существенно повышает точность расчетов.

Решение задачи о характеристиках короны на проводах в равнинных условиях получено В.И. Левитовым [5] путем вывода обоснованного уравнения характеристики потерь мощности на корону на основании интегральных характеристик короны и результатов зондовых исследований движения объемного заряда в поле короны переменного тока.

Согласно [5], в области общей короны зависимость потерь мощности от напряжения выражается формулой

$$P = \omega C^2 \frac{U(U - U_0)}{2} \cdot \frac{K_1 \cos \varphi_{K_1}}{C_{\text{об}} - C}, \quad (2)$$

где U_0 - напряжение, соответствующее критическому заряду на поверхности провода; U - амплитуда фазного напряжения; C , $C_{\text{об}}$ - емкость фазы и объемного заряда соответственно;

$C_{\text{об}} = \frac{2\pi\epsilon_0}{\ln(r_{\text{н}}/r_{\text{п}})}$; $r_{\text{н}}$ - радиус наружной области, в которой суммарная плотность объемного заряда имеет ненулевое значение; $r_{\text{п}}$ - радиус фазного провода; φ_{K_1} - угол сдвига фаз первой гармоники "компенсированного" тока относительно напряжения; K_1 - отношение амплитуды первой

гармоники к амплитуде “компенсированного” заряда: $K_1 = Q_1/Q_{\text{к макс}}$; ω - угловая частота переменного напряжения.

Множитель $K_1 \cos \varphi_{K_1}$ определен по экспериментальным данным при величине относительного перенапряжения $n=2$, для которой $K_1 \cos \varphi_{K_1} = 0,7$.

Таким образом, формула мощности потерь на корону принимает вид

$$P = 0,35 \omega C^2 U (U - U_0) / (C_{\text{об}} - C). \quad (3)$$

Редуцированные характеристики (потери, деленные на напряжение) в области общей короны линейны, и мощность потерь определяется соотношением

$$P = b_p U (U - U_0), \quad (4)$$

где b_p - угловой коэффициент редуцированной характеристики для двойного перенапряжения:

$b_p = \frac{\omega}{\pi} (C_{\text{об}} - C)$; $C_{\text{об}}$ - емкость возникающего к моменту погасания короны

объемного заряда фазы при $U/U_0 = 2$: $C_{\text{об}} = \frac{\alpha_{11}}{\alpha_{11\text{об}}} C$; $\alpha_{11}, \alpha_{11\text{об}}$ - собственные потенциальные

коэффициенты провода и объемных зарядов фазы:

$$\alpha_{11} = \frac{\ln(2H/r_n)}{2\pi\epsilon_0}, \quad \alpha_{11\text{об}} = \frac{\ln(2H/r_{\text{эоб}})}{2\pi\epsilon_0}; \quad H - \text{эквивалентная высота фазового провода над землей; } r_{\text{эоб}}$$

- эквивалентный радиус объемных зарядов.

Для фазы с одним (нерасщепленным) проводом коэффициент $\alpha_{11\text{об}}$ равен

$$\alpha_{11\text{об}} = \frac{\ln(2H/r_e)}{2\pi\epsilon_0},$$

где $r_e = 6,6\sqrt{m_c r_n}$ - радиус фронта объемного заряда в момент погасания короны при $U/U_0 = 2$; m_c - среднее значение коэффициента снижения критического напряжения по отношению к начальному, определенное для каждого вида погоды.

Величины m_c в условиях хорошей погоды, сухого снега и дождя равны соответственно 0,87, 0,77 и 0,65 [6].

Аналитическое выражение (4) пригодно только при условии двойного перенапряжения $U/U_0 = 2$.

Таким образом, приведенные аналитические выражения позволяют рассчитать потери мощности на корону на основании геометрических характеристик ЛЭП, напряжения ЛЭП и метеорологических условий на соответствующей высоте прохождения трассы ЛЭП над уровнем моря.

Для правильной оценки потери мощности на корону целесообразно представить уравнение (4) в обобщенном виде, т.е. как отношение мощности потерь на произведение $b_p U^2$:

$$P^* = P/b_p U^2 = f(U/U_0). \quad (5)$$

Зависимости (5) для основных видов погоды приведены в виде сплошных линий на рис. 1 по данным измерений. Для аналитического описания этих обобщенных характеристик аппроксимируем их степенными полиномами шестой степени:

- в условиях хорошей погоды:

$$P^* = 39,664x^6 - 199,43x^5 + 403,96x^4 - 421,26x^3 + 238,85x^2 - 69,903x + 8,2574; \quad (6)$$

- в условиях сухого снега:

$$P^* = 2,7008x^6 - 9,7796x^5 + 11,437x^4 - 2,8441x^3 - 3,0036x^2 + 2,02x - 0,3375; \quad (7)$$

- в условиях дождя:

$$P^* = -12,573x^6 + 68,602x^5 - 150,93x^4 + 169,86x^3 - 102,02x^2 + 31,17x - 3,7827, \quad (8)$$

где $x = U/U_0$, а величина начального напряжения рассчитывается по формуле [5]

$$U_0 = \frac{nr_n 2\pi\epsilon_0}{CK_H} E_0 (0,8 + 0,2K_H), \quad (9)$$

n - количество проводов в пучке; r_n - радиус провода, м; E_0 - начальная напряженность, В/м:

$$E_0 = 3 \cdot 10^4 m \delta \left(1 + \frac{0,03}{\sqrt{\delta \cdot r_n}} \right); \quad \epsilon_0 - \text{диэлектрическая проницаемость воздуха; } \delta - \text{относительная}$$

плотность воздуха при давлении P и абсолютной температуре T : $\delta = 0,386 \frac{P}{T}$; C - рабочая

емкость пучка проводов, Ф/м; K_H - коэффициент неравномерности распределения заряда по

поверхности провода в момент начала коронирования: $K_H = 1 + \frac{(n-1)r_n}{r_p}$; r_p - радиус

расщепления, м.

На рис. 1 кривые по (6)-(8) построены при: 1 - хорошей погоде, 2 - сухом снеге, 3 - дожде с интенсивностью 1 мм/ч.

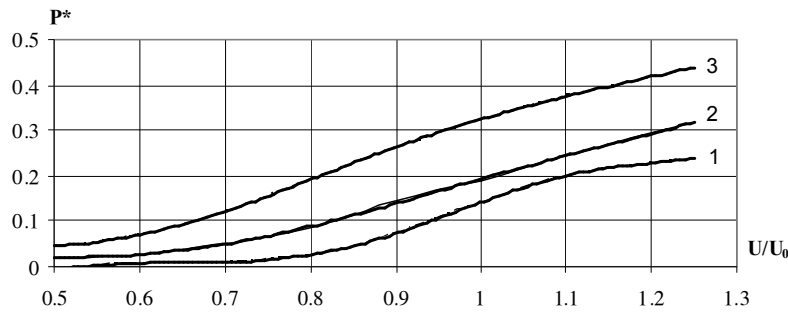


Рис. 1. Зависимость обобщенных потерь при мощности на корону в условиях: 1 - хорошей погоды, 2 - сухого снега, 3 - дождя

На основании аналитических выражений (5)-(8) нами рассчитаны потери мощности на корону для одной фазы трехфазной линии в условиях хорошей погоды, сухого снега и дождя при следующих геометрических параметрах опытных пролетов воздушной высоковольтной линии:

1. Высота провода над землей $H=12$ м, радиус провода $r_n=1,51$ см (провод АСО-500 на высоте 3050 м);
2. $H=7,5$ м, $r_n=1,26$ см (провод АСУ-300 на высоте 2000 м).

На рис. 2 представлены графики зависимости мощности потерь на корону для опытного пролета на высоте 3050 м по результатам измерений [4] при хорошей погоде, дожде средней интенсивности 1 мм/ч и сухом снеге соответственно.

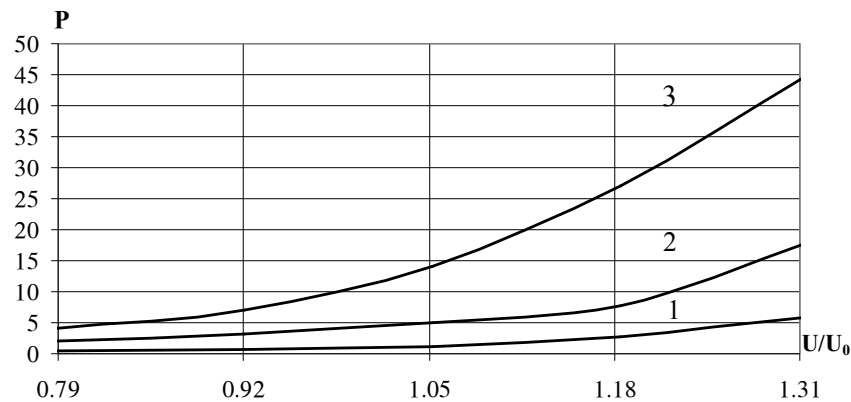


Рис. 2. Зависимость $P=f(U/U_0)$ при: 1 - хорошей погоде, 2 - сухом снеге, 3 - дожде, провод АСО-500, $\delta = 0,83$

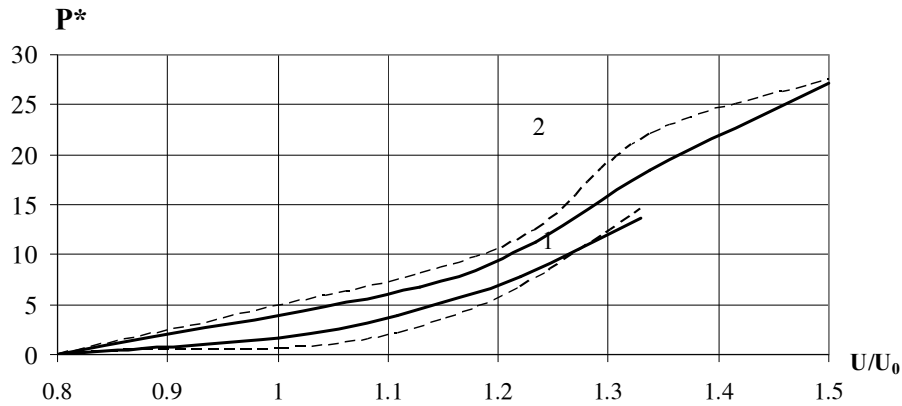


Рис. 3. Зависимость $P=f(U/U_0)$ при: 1 - хорошей погоде, 2 – дожде средней интенсивности 1 мм/ч на высоте 2000 м, провод АСУ-300, $\delta=0,8$

На рис. 3 приведены графики функции $P=f(U/U_0)$, построенные по данным измерений на опытном пролете у озера Севан на высоте около 2000 м [3], а также рассчитанные значения потерь при хорошей погоде и дожде средней интенсивности 1 мм/ч.

Для оценки влияния изменения относительной плотности воздуха на потери при короне были рассчитаны также мощности потерь при значениях $\delta > 0,8$ (0,85 и 0,9). При этом влияние δ отражается и в расчетном значении начального напряжения короны U_0 , и в величине радиуса фронта объемного заряда $r_{\text{зоб}}$.

На основании анализа вышеприведенных расчетных и экспериментальных результатов можно сделать следующие выводы:

1. Расчетные значения потерь мощности на корону (рис.2-3) по предлагаемому методу отличаются от опытных характеристик не более, чем на 15%.
2. Потери мощности на корону, определенные предлагаемым методом, примерно в два раза меньше по сравнению с показателями [1].
3. В условиях сухого снега отклонения результатов расчета и опытных данных несколько больше, чем при хорошей погоде и дожде.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. Руководящие указания по учету потерь на корону и помех от короны при выборе проводов воздушных линий электропередачи переменного тока 330-750кВ и постоянного тока 800-1500 кВ.- М.: СЦНТИ ОРГРЭС, 1975.
2. Техника высоких напряжений / Под ред. **Д.В. Разевига**. -М.: Энергия, 1964.-471с.
3. Некоторые результаты исследования потерь мощности на корону переменного тока в высокогорных условиях / **Р.А. Грдзелян, А.М. Есаян, М.М. Карапетян и др.** // Изв. АН АрмССР. Серия Техн. наук.-1959.-Т.12, N2. - С. 25-33.
4. **Дикамбаев Ш.Б., Костюшко В.А., Ордоков И.О., Емельянов Н.П.** Исследование потерь мощности на корону на высокогорных линиях электропередачи переменного тока // Сб. “Исследования и испытания в электропередачах 750-1150 кВ”.-М.: Энергоатомиздат,1991.- С. 131-141.
5. **Левитов В.И.** Корона переменного тока. -М.: Энергия, 1975.-280 с.
6. **Тамазов А.И.** Корона на проводах воздушных линий переменного тока.- М.: Компания Спутник, 2002.-318с.

ЗАО “НИИ Энергетики”. Материал поступил в редакцию 07.09.2009.

Լ.Վ. ԵՂԻԱԶԱՐՅԱՆ, Վ.Ս.ՍԱԲԱՐՅԱՆ, Լ.Օ.ԿԱՐԱԽԱՆՅԱՆ, Ա.Ս.ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ

**ԲԱՐՁՐԼԵՌՆԱՅԻՆ ՕՂԱՅԻՆ ԷԼԵԿՏՐՈՆԱԿԱՆ ԳԾԵՐՈՒՄ ՊՍԱԿԻ ՎՐԱ ՀՁՈՐՈՒԹՅԱՆ
ԿՈՐՈՒՍՏՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ ՀԱՐՑԻ ՄԱՍԻՆ**

Բերված են հաշվարկային եղանակով ստացված պսակի լարման և հզորության կորուստների կախվածության արդյունքները, որոնցով հնարավոր է դառնում որոշել պսակում էներգիայի կորուստների քանակը լավ եղանակի, չոր ձյան և անձրևի պայմաններում: Տրվում են բանաձևեր, որոնց միջոցով մոտարկվում են կորուստների ընդհանրացված բնութագրերը եղանակային երեք պայմանների համար:

Առանցքային բառեր. փոփոխական հոսանքի պսակ, պսակի սկզբնական լարում, ծավալային լիցք, հզորության կորուստներ, ցանցեր:

L.V. YEGHIAZARYAN, V.S. SAFARYAN, L.O. KARAKHANYAN, A.S. HARUTYUNYAN

**REFERRING TO THE PROBLEM OF CALCULATION REFINEMENT OF POWER LOSSES ON THE
CORONA ON THE HIGHLAND OVERHEAD POWER TRANSMISSION LINES**

The results obtained with the help of calculations as dependences of power losses on the corona due to voltage (in the respect to the starting voltage of the corona), which allow to determine the power losses at the corona in the conditions of good weather, dry snow and rain are given. The formulas according to which the generalized characteristics of losses for three weather conditions are approximated are given.

Keywords: corona of alternating current, starting voltage of the corona, volumised charge, power losses, grids.

В.П. АРАКЕЛЯН

КЛАССИФИКАЦИЯ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПО ПОПРАВОЧНЫМ КОЭФФИЦИЕНТАМ

Предлагаются новые поправочные выражения параметров линии электропередач без учета потерь короны. Дается классификация линии электропередач по поправочным коэффициентам.

Ключевые слова: линия электропередачи, параметр, поправка, коэффициент.

Линии электропередач (ЛЭП) являются одним из самых распространенных и важных элементов современных электроэнергетических систем (ЭЭС).

При изучении стационарных режимов ЛЭП необходимо учитывать:

- новые методы анализа ЭЭС;
- новые методы моделирования режимов ЭЭС;
- широкие возможности вычислительной техники и программных пакетов.

В настоящей работе предлагаются зависимости коэффициентов поправки параметров воздушных ЛЭП, а также новый подход к классификации воздушных ЛЭП по поправочным коэффициентам.

Известно, что при длинах ЛЭП, превышающих 300 км, параметры схемы замещения линии уточняются следующими выражениями [1]:

$$Z_{\text{л}}^{\text{ноп}} = \dot{K}_Z Z_0 l, \quad (1)$$

$$Y_{\text{л}}^{\text{ноп}} = \dot{K}_Y Y_0 l, \quad (2)$$

где $\dot{K}_Z, \dot{K}_Y$ - поправочные коэффициенты (коэффициенты Кеннела); Z_0, Y_0 - комплексные сопротивление и проводимость единицы длины ЛЭП соответственно; l - длина линии.

Поправочные коэффициенты определяются следующим образом [2]:

$$\dot{K}_Z = \frac{\text{sh} \dot{Y}_0 l}{\dot{Y}_0 l}, \quad (3)$$

$$\dot{K}_Y = \frac{\frac{\operatorname{th} \frac{\dot{\gamma}_0 l}{2}}{\frac{\dot{\gamma}_0 l}{2}}}{2}, \quad (4)$$

где $\dot{\gamma}_0$ - комплексный коэффициент распространения волны линии.

Разложив в бесконечный ряд выражения (3) и (4) и ограничиваясь двумя членами этого ряда, получим [2,3]

$$\dot{K}_Z = 1 + \frac{(\dot{\gamma}_0 l)^2}{6}, \quad (5)$$

$$\dot{K}_Y = 1 - \frac{(\dot{\gamma}_0 l)^2}{12}. \quad (6)$$

После соответствующих преобразований в (5) и (6), отделив реальные и мнимые части, выражения (1) и (2) можно представить в виде

$$R_{\text{л}}^{\text{ноп}} = K_R R_{\text{л}}, \quad (7)$$

$$X_{\text{л}}^{\text{ноп}} = K_X X_{\text{л}}, \quad (8)$$

$$b_{\text{л}}^{\text{ноп}} = K_b b_{\text{л}}, \quad (9)$$

$$g_{\text{л}}^{\text{ноп}} = K_g g_{\text{л}}, \quad (10)$$

где K_R, K_X, K_g, K_b - поправочные коэффициенты активных и реактивных сопротивлений и проводимостей соответственно (коэффициенты Шварцкопфа).

Пренебрегая потерями короны, а также учитывая понятие дополнительных углов [4], для поправочных коэффициентов получим следующие зависимости:

$$K_R = 1 - \frac{\Phi_{X_0 b_0} l^2}{3}, \quad (11)$$

$$K_X = 1 - \frac{\Phi_{X_0 b_0}}{6} (1 - \operatorname{tg}^2 2\delta) l^2, \quad (12)$$

$$K_b = 1 + \frac{\Phi_{X_0 b_0} l^2}{12}, \quad (13)$$

где

$$\Phi_{X_0 b_0} = X_0 b_0, \quad (14)$$

$$\operatorname{tg} 2\delta = \frac{R_0}{X_0}. \quad (15)$$

Введем следующие обозначения:

$$K_{RI} = \frac{\Phi_{X_0 b_0}}{3}, \quad (16)$$

$$K_{XI} = \frac{\Phi_{X_0 b_0}}{6} (1 - \operatorname{tg}^2 2\delta), \quad (17)$$

$$K_{bl} = \frac{\Phi_{X_0 b_0}}{12} = 0.25 K_{RI}. \quad (18)$$

С учетом (16)-(18) зависимости (11)-(13) принимают вид:

$$K_R = 1 - K_{RI} l^2, \quad (19)$$

$$K_X = 1 - K_{XI} l^2, \quad (20)$$

$$K_b = 1 + K_{bl} l^2 = 1 + 0.25 K_{RI} l^2. \quad (21)$$

Исследования проводились для линии 220 кВ Армения-Иран (Агар). В выражениях (18)-(21) длина линии заменена критическим значением [5,6]. Результаты приведены в табл. 1.2.

Таблица 1

Исходные данные ЛЭП

$U_H, \text{кВ}$	$R_0, \text{Ом/км}$	$X_0, \text{Ом/км}$	$b_0, \times 10^{-6}, \text{Сум/км}$
220	0,064	0,4108	2,7622

Таблица 2

Значения поправочных коэффициентов

$l, \text{км}$	$K_{RI}, \times 10^{-6}$	$K_{XI}, \times 10^{-6}$	$K_{bl}, \times 10^{-6}$	K_R	K_X	K_b
73	0,3782	0,1845	0,0945	0,9979	0,9990	1,0005
145	-	-	-	0,9789	0,9961	1,0019
217	-	-	-	0,9529	0,9913	1,0044

Выводы

1. Получены новые выражения поправки параметров воздушных ЛЭП в зависимости от критической длины линии.
2. Классифицируются ЛЭП по поправочным коэффициентам активного сопротивления (малая, средняя и большая длины).
3. Оценивается эффективность энергосбережения ЛЭП.
4. Составленная программа на платформе C++ обеспечивает широкие границы применения и высокую точность.

5. Численные исследования показали, что доля потерь мощности на корону составляет 2,62 %, вследствие чего точность расчетов находится в пределах 0,2...2,5 %.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. **Беников В.А., Рыжов Ю.П.** Дальние электропередачи переменного и постоянного тока.- М.: Энергоатомиздат, 1985.-272 с.
2. **Grainger J. John, Stevenson D. William.** Power System Analysis-Tata Mcgraw Hill, 2008.-806 p.
3. **Буслова Н.В., Винославский В.Н., Денисенко Г.И., Перхач В.С.** Электрические системы и сети.- Киев: Вища школа, 1986.-583 с.
4. **Առաքելյան Վ.Պ.** Էլեկտրական ցանցեր. Գործնական աշխատանքներ / ՀՊՀՀ. - Երևան, 1999. - 22 էջ:
5. **Поспелов Г.Е., Сыч Н.М.** Потери мощности и энергии в электрических сетях.- М.: Энергоиздат, 1981.- 216 с.
6. **Поспелов Г.Е., Федин В.Т., Лычев П.В.** Электрические системы и сети.- Минск: Технопринт, 2004.- 720 с.

ГИУА(П). Материал поступил в редакцию 15.12.2009.

Վ.Պ. ԱՌԱՔԵԼՅԱՆ

ԷԼԵԿՏՐԱԶԱՂՈՂՄԱՆ ԳԾԵՐԻ ԴԱՍԱԿԱՐԳՈՒՄ ԸՍՏ ՃՇՏՄԱՆ ԳՈՐԾԱԿԻՑՆԵՐԻ

Առաջարկվում են էլեկտրահաղորդման գծերի պարամետրերի ճշտման նոր արտահայտություններ՝ առանց հաշվի առնելու պսակի կորուստները, գծերի դասակարգում ըստ ճշտման գործակիցների:

Առանցքային բառեր. էլեկտրահաղորդման գիծ, պարամետր, ճշտում, գործակից:

V.P. ARAKELYAN

TRANSMISSION LINE CLASSIFICATION ON CORRECTION COEFFICIENTS

Without accounting crown losses new correction expressions of the transmission lines parameters are offered. Lines of classification on correction coefficients are given.

Keywords: transmission line, parameter, correction, coefficient.

Р.А. ХАЧАТРЯН

ВЛИЯНИЕ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТИ НА АДГЕЗИОННЫЕ СВОЙСТВА ЭМАЛИРОВАННЫХ ПРОВОДОВ

Исследуется влияние физико-механических свойств окисных пленок металлов на прочность адгезионной связи полимеров с металлами. Показано, что соединение меди с эмалевыми пленками достигает максимальной адгезионной прочности при толщине пленки Cu_2O на меди 10^{-9}м .

Ключевые слова: адгезия, электрическое напряжение, лак, изоляция.

Высокое качество эмалированных проводов во многом обусловлено процессом адгезии эмалевой пленки к поверхности проволоки. Изучение данного вопроса становится особенно актуальным в производстве тончайших эмальпроводов. Вышеизложенное диктует необходимость изучения на основании литературных данных условий адгезии и смачивания медной проволоки эмальлаком с учетом степени коррозии поверхности медной проволоки.

В производстве эмалированных проводов важное значение имеет определение условий адгезии, поскольку чем больше величина адгезии эмалевой пленки к поверхности проволоки, тем выше качество эмалированных проводов [1].

Под адгезией понимают молекулярную связь между поверхностями приведенных в контакт разнородных тел. Адгезия обычно определяется по удельной силе и удельной работе разрушения адгезионного соединения, т.е. по адгезионной прочности. Последняя зависит не только от молекулярного взаимодействия на границе раздела фаз, но и от условий формирования соединений, формы и размеров образцов, механических характеристик соединяемых материалов, условий приложения разрушающего напряжения и многих других факторов, не имеющих к адгезии непосредственного отношения. При разрушении адгезионного соединения значительная часть работы затрачивается на деформацию компонентов адгезионного соединения. Адгезионная прочность может быть приравнена к адгезии только тогда, когда адгезионное соединение лишено каких-либо дефектов, а разрушение соединения производят с бесконечно малой скоростью. Практически эти условия невыполнимы, поэтому понятия адгезии и адгезионной прочности не могут быть отождествлены [2].

Используя такие термодинамические понятия, как свободная поверхностная энергия и поверхностное натяжение, можно описать некоторые этапы адгезионного взаимодействия, например, смачивание адгезивом поверхности субстрата. Процесс смачивания в производстве эмалированных проводов является одним из важнейших [3].

Рассмотрим условия смачивания жидкостью твердой поверхности. Если до соприкосновения с подложкой капля жидкости имела поверхность S_k , а поверхность твердой подложки – S_T , то в состоянии равновесия, когда жидкость образует на поверхности тела каплю определенной формы, площадь поверхности соприкосновения капли с подложкой составит $S_{Tж}$, а площадь поверхности капли – $S_{ж}$. Общая свободная поверхностная энергия в начальный момент равна

$$F_1 = S_k \gamma_{ж} + S_T \gamma_T, \quad (1)$$

а в конечный момент, после достижения равновесия, составит

$$F_2 = S_{ж} \gamma_{ж} + S_{Tж} \gamma_{Tж}. \quad (2)$$

Необходимое условие самопроизвольного протекания процесса смачивания заключается в том, чтобы происходило уменьшение свободной поверхностной энергии:

$$\Delta F = F_2 - F_1 < 0. \quad (3)$$

Тогда справедливо неравенство

$$\frac{\lambda_T - \lambda_{Tж}}{\gamma_{ж}} > \frac{S_{ж} - S_k}{S_{Tж}}. \quad (4)$$

Из (4) следует, что при $\gamma_T > \gamma_{Tж}$ (где $\gamma_{ж}$, γ_T и $\lambda_{Tж}$ – поверхностные энергии, соответственно, жидкости, твердого тела и межфазная поверхностная энергия) происходит увеличение поверхности соприкосновения жидкости со средой ($S_{ж} > S_k$). Таким образом, смачивание термодинамически возможно при условии $\gamma_T > \gamma_{Tж}$.

Равновесие капли на поверхности твердого тела (без учета шероховатости поверхности и силы тяжести) подчиняется уравнению Юнга, из которого следует

$$\cos \theta = \frac{\gamma_T - \gamma_{Tж}}{\gamma_{ж}}, \quad (5)$$

где θ – краевой угол, или угол смачивания, т.е. угол между поверхностью твердого тела и касательной к контуру капли, проведенной через точку, в которой соприкасаются все три фазы (твердая, жидкая и газообразная), измеренную со стороны жидкости. Очевидно, при $\gamma_T < \gamma_{Tж}$ и $\cos \theta < 0$, т.е. когда жидкость не смачивает поверхность, величина θ должна быть больше 90° . В случае, когда угол смачивания меньше 90° , происходит частное смачивание.

При $\theta = 0$, т.е. когда не образуется конечный краевой угол, имеет место полное смачивание или растекание. Условие растекания жидкости по поверхности твердого тела выражается неравенством

$$\gamma_T > \gamma_{ж} + \gamma_{Tж}. \quad (6)$$

Таким образом, θ или $\cos \theta$ – мера смачивания, а растекание – частный случай смачивания.

Работа адгезии W_a характеризует взаимодействие двух конденсированных фаз в расчете на единицу площади контакта. Рассмотрим изменение свободной энергии, происходящее в трехфазной системе твердое тело – жидкость – газ при изотермическом отделении слоя жидкости от твердой поверхности.

При площади контакта $\omega_{Тж}$ работа W , затраченная на отделение жидкости от твердого тела, равна разности свободных поверхностных энергий в конечном и начальном состояниях системы:

$$W = (f_{ТГ} + f_{жГ} + f_{Тж})\omega_{Тж}. \quad (7)$$

Если фазы однокомпонентны, удельные свободные поверхностные энергии $f_{ТГ}, f_{Тж}, f_{жГ}$ равны соответствующим поверхностным натяжениям. Отсюда

$$W_a = \frac{W}{\omega_{Тж}} = \sigma_{ТГ} + \sigma_{жГ} - \sigma_{Тж}, \quad (8)$$

т.е. работа адгезии тем больше, чем сильнее взаимодействие с контактирующими фазами.

Работа когезии W_k характеризует взаимодействие частиц одной фазы. При изотермическом разделении объема жидкости на две части работа разделения в расчете на единицу поверхности равна $2\sigma_{жГ}$ (коэффициент 2 учитывает, что образуются новые поверхности). Отсюда $W_k = \sigma_{жГ}/2$.

Подставляя значения работы адгезии и когезии в (5), получим

$$\cos \theta_0 = \frac{(2W_a - W_k)}{W_k}. \quad (9)$$

Уравнение (9) показывает, что величина равновесного краевого угла определяется соотношением сил притяжения жидкости к поверхности твердого тела и сил взаимного притяжения частиц жидкости. С этой точки зрения основные случаи взаимодействия жидкости с твердым телом реализуются при следующих соотношениях работы адгезии и когезии:

- несмачивание - $W_a < \frac{1}{2} W_k$;
- смачивание - $W_a > \frac{1}{2} W_k$;
- полное смачивание - $W_a > W_k$.

Работа адгезии всегда положительна, поскольку между телами любой природы всегда действуют силы молекулярного притяжения. Поэтому равновесные краевые углы всегда меньше 180° (т.е. нельзя реализовать полное несмачивание). Из уравнения (1) следует также, что чем меньше работа когезии W_k и, соответственно, поверхностное натяжение жидкости $\omega_{жГ}$, тем легче эта жидкость смачивает различные твердые тела. Напротив, жидкости с высоким поверхностным натяжением (например, жидкие металлы) не смачивают многие твердые тела.

Таким образом, для полного смачивания необходимо, чтобы работа адгезии, по крайней мере, была в два раза больше поверхностного натяжения жидкости на границе с окружающей средой.

В таблице приведены энергии для различных веществ [4].

Таблица

	Твердое тело неорганической природы	Поверхностная энергия, эрг/см.ч
1	Медь	1710
2	Алюминий	570
3	Железо	1910
Полимеры		
1	Поливинилбутираль	24
2	Полиуретановый лак, ул-1129 м	31,7
		35,4
3	Полиэфирный лак ПЭ-943	36,1

Из условия смачивания жидкостью твердой поверхности приходим к выводу, что для достижения высокой адгезии необходимо выполнение условия $\gamma_{\text{субст}} > \gamma_{\text{адг}}$.

При изучении адгезии полимеров к металлам установлено следующее:

1. Зависимость адгезионной прочности в системе металл-реактопласт от условий формирования соединения (в частности, температуры) оказывается более сложной, чем в системе металл-термопласт: в данном случае изменяются условия отверждения клеевого слоя, глубина отверждения и другие факторы, влияющие на прочность связи.

2. Установлено значительное влияние толщины и физико-механических свойств окисных пленок металлов на прочность адгезионной связи полимеров с металлами.

Вследствие активного влияния окислов на поверхности металлов на прочность адгезионного соединения исследованы процессы коррозии металлов, в том числе и меди в различных условиях. Показано, что:

а) при определенной влажности наиболее агрессивными средами для меди являются атмосферы газов SO_2 , H_2S , пары HCl , минеральные кислоты, органические кислоты, спирты; фенольные смолы действуют слабо;

б) рост температуры, как правило, ведет к интенсификации коррозии, изменению продуктов и характера коррозии. Учитывая, что для изготовления эмалированных проводов в основном используют медную проволоку, необходимо в первую очередь изучить процессы коррозии меди.

Коррозия меди сильно изменяется с ростом относительной влажности воздуха лишь при наличии загрязнений в атмосфере [5]. Например, содержание газа SO_2 оказывает влияние на коррозию меди лишь при наличии в воздухе минимального количества относительной влажности 50...60 %.

Резкое увеличение коррозии меди возникает лишь при влажности 7,5% - это критическая влажность, при которой резко возрастает скорость коррозии.

Содержание углекислого газа в атмосфере при малой влажности не влияет на поведение меди в атмосфере, содержащей только SO_2 или только CO_2 . При более высокой влажности CO_2 и SO_2 оказывают менее агрессивное действие, чем лишь один SO_2 . Введение HCL в присутствии SO_2 приводит к ускорению коррозии. Сухой газ H_2S при нормальных температурах – весьма слабый коррозионный агент.

Влажный газ H_2S - сильный реагент (медь сильно изменяет внешний вид). Влияние температуры на скорость коррозии обычно возрастает, так как с ростом температуры увеличивается кинетика электрохимических реакций.

Таким образом, для достижения высокой адгезии необходимо, чтобы поверхностная энергия $\gamma_{\text{ж}}$ имела высокие значения, при этом должно выполняться условие $\gamma_{\text{T}} > \gamma_{\text{Tж}}$, обеспечивающее смачивание адгезивом поверхности субстратов. В общем случае можно считать, что для достижения высокой адгезии необходимо выполнение условия $\gamma_{\text{субст}} > \gamma_{\text{адг}}$.

Установлено значительное влияние толщины физико-механических свойств окисных пленок металлов на прочность адгезионной связи полимеров (в частности, соединение меди с полиуретановыми и полиэфирными лаками при толщине пленки Cu_2O на меди $\sim 10^{-9}\text{м}$) [5].

Зависимость окисления меди от температуры в атмосфере воздуха сводится к отысканию взаимосвязи между скоростью окисления и временем (см. рис.).

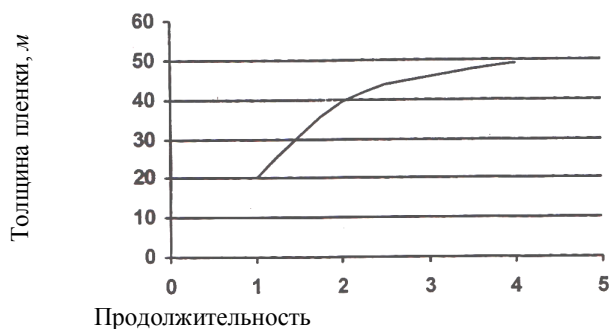


Рис. Влияние продолжительности окисления меди на толщину окислой пленки

Выводы

1. Для достижения высокой адгезии необходимо выполнения условия $\gamma_{\text{субст}} > \gamma_{\text{адг}}$.
2. Установлено значительное влияние толщины физико-механических свойств окисных пленок металлов на прочность адгезионной связи полимеров с металлами (в частности, соединение меди с эмальпленками достигает максимальной адгезионной прочности при толщине пленки Cu_2O на меди $\sim 10^{-9}\text{м}$).
3. Выявлено, что при определенной влажности наиболее агрессивными средами для меди являются атмосфера газов SO_2 , H_2S , пары HCL .
4. Показано, что рост температуры, как правило, ведет к интенсификации коррозии.

СПИСОК ЛИТЕРАТУРЫ

1. А.с. N 638554. Способ получения модифицированного поливинилформальэтилала / **Р.А. Хачатрян** и др. - 1986.
2. **Кубашевский О., Гибкинс.** Окисление металлов и сплавов.-М.: Металлургия, 1985.
3. **Берсон В.С., Хачатрян Р.А.** Исследование возможности создания лакононосящих устройств с жесткими разъемными калибрами для высокоскоростных горизонтальных эмальагрегатов: Отчет. Инв. N 5925931 от 11 марта 1981.
4. **Розенфельд И.Л.** Атмосферная коррозия металлов. -М.: Изд. АН СССР, 1980. -22 с.
5. **Хачатрян Р.А.** Определение оптимального числа проходов при эмальировании проводов // Тезисы докладов НТК. - Ташкент, 1980.- С. 11-13.

ГИУА(П). Материал поступил в редакцию 11.07.2009.

Ռ.Հ. ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ

ՄԱԿԵՐԵՎՈՒՅԹԻ ՎԻՃԱԿԻ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ԷՄԱԼԱՊԱՍ ՆԱԴՈՐԴԻՉՆԵՐԻ ԱՂԶԵԶԻՈՆ ՀԱՏՎՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՎՐԱ

Դիտարկվում է մետաղների օքսիդային թաղանթի ֆիզիկա-մեխանիկական հատկությունների ազդեցությամբ պոլիմերների ադիզիվայի կապի ամրությունը մետաղների հետ, ցույց է տրված, որ պղնձի և էմալթաղանթների միացման դեպքում ադիզիվայի ամրությունը հասնում է իր առավելագույն մեծությանը Cu_2O – ի 10^{-9} մ հաստության դեպքում:

Առանցքային բառեր. ադիզիվ, էլեկտրական լարում, լաք, մեկուսիչ:

R.H. KHACHATRYAN

SURFACE STATE INFLUENCE ON ADHESIVE PROPERTIES OF ENAMEL WIRES

The physical-mechanical property influence of metal oxide films on polymer adhesive bond strength with metals is studied. It is shown that copper compound with enamel films reaches maximum adhesion strength when the film thickness is Cu_2O on copper 10^{-3} m.

Keywords: adhesion, voltage, varnish, insulation.

A.T. HARUTYUNYAN

DEVELOPMENT OF TWO MODELS OF DYNAMIC INTEGRATION OF CLOUD COMPUTING RESOURCES WITH ALIEN GRID

The work on enabling one click deployment of CERN ALICE experiment Grid sites on the Infrastructure as a Service cloud is described. Two models of dynamic virtual AliEn Grid site deployment are developed.

Keywords: grid, cloud computing, automated resource integration, virtualization.

1. Introduction. Infrastructure as a Service (IaaS) providers allow users to easily acquire on-demand computing and storage resources. They provide each user with an isolated environment in the form of Virtual Machines which can be used to run services and deploy applications. This approach, also known as 'cloud computing', has proved to be viable for a variety of commercial applications. Currently there are many IaaS providers on the market. The biggest of them is Amazon with its 'Amazon Elastic Computing Cloud (Amazon EC2)' service [1].

The question arises whether we can dynamically provide cloud resources and elastically integrate them into the pool of resources available to CERN ALICE experiment [2] to satisfy the time-varying needs of scientists. Furthermore, can we do it in such a way that no change is visible to the user, i.e. the users do not need to change the ways in which they use the system?

In this contribution we show how cloud computing resources can be used within the AliEn Grid framework [3, 4], developed by CERN ALICE experiment, for performing simulation, reconstruction and analysis of physics data. We deploy baseline virtual software appliance for the Large Hadron Collider (LHC) experiments developed by the CernVM project [5] on the resources of Science Clouds that use the Nimbus project [6, 7] to enable deployment of virtual machines (VMs) on remote resources. We further also use Nimbus tools for one click deployment of dynamically configurable AliEn Grid site on the Science Cloud of the University of Chicago.

An introduction to AliEn, Nimbus and CernVM is given in Chapter 2, Chapter 3 presents the problem definition, Chapter 4 describes two models of automated integration of IaaS resources to AliEn, in Chapter 5 we present timing measurements of dynamic site deployment, and in Chapter 6 the summary is given.

2. AliEn, Nimbus and CernVM

2.1. AliEn. AliEn is a lightweight framework developed by the ALICE experiment to handle execution of jobs performing simulation, reconstruction and analysis of physics data. It operates like a global queue system which schedules jobs to about 100 sites distributed all over the world.

The framework is built from open source components using a combination of Web Services and distributed agents that communicate with each other using the SOAP protocol [8]. AliEn services can be divided into 2 categories: central services and site services. Central services perform Virtual Organization (VO) wide tasks such as user authentication (Proxy

Service), job management (Job Manager Service), job scheduling (Job Broker Service), etc. Site services provide interfaces to computing and storage resources on the sites as well as perform auxiliary tasks (e.g. monitoring of those resources). Examples of site services are Computing Element (CE) and application package manager (PacMan). Site services must be deployed on all sites serving the needs of the ALICE experiment, whereas central services must be deployed only in one place. For the detailed description of AliEn framework please refer to [3] and [4].

2.2 *Nimbus*. The Nimbus project provides an open source, extensible IaaS implementation supporting Web Service Resource Framework (WSRF) [9] as well as the Amazon EC2 interfaces (the Virtual Workspace Service (VWS)) as well as end-user services that make cloud computing easy-to-use for the end user. An example of the latter is the Context Broker service [7] that enables secure establishment of security and configuration context over hosts spanning a distributed environment. The project mainly targets scientific community and offers a platform for experimentation with features for scientific needs. Detailed information on Nimbus project can be found in [6] and [7].

2.3. *CernVM*. The CernVM Virtual Software Appliance is a thin Virtual Machine that contains just enough of Operating System to run the application frameworks of the four LHC experiments. Its Operating System, based on rPath Linux2, fits into a compressed file smaller than 100 MB. The experiment software stack is brought into appliance by means of a file system specifically designed for an efficient and ‘just in time’ software distribution. In this model, the client downloads only necessary binaries and libraries as they get referenced for the first time. By doing that, the amount of software that has to be downloaded in order to run the typical experiment tasks in the Virtual Machine is reduced by an order of magnitude. For detailed information about CernVM please refer to [5].

3. Problem definition. The developed models enable integration of IaaS cloud resources with AliEn Grid infrastructure for the solution of the following problems:

- 1) Allow users to customize the environment in which their jobs are executed - currently the control over the operating system is handled by the site administrators and the application software is controlled by the VO administrators.
- 2) Allow the job execution environment to remain consistent across multiple executions – there are over a hundred sites where AliEn is deployed, the software version and configuration varies from site to site, and thus the users have no possibility to test their programs in the environment which will be identical to that of the worker node. This is very important for the debugging of those programs since the behaviour of the same program which was run in different environments is likely to vary.
- 3) Minimize the efforts of resource providers in supporting different VOs/user communities – most of the sites which provide resources to ALICE also provide resources to other scientific communities. So in addition to maintaining the Grid middleware site administrators have to also maintain application software stacks required by the communities they support. This process requires significant efforts since as the rule the software packages required by the scientists are complex, have a lot of external dependencies, as well as require frequent reinstallation since they are in the phase of active development.
- 4) Allow AliEn users to use the resources offered by scientific IaaS providers and in case of a high system load or urgent need of computing and storage capacity to lease for short or long term computing and storage resources from commercial IaaS providers.

4. ‘Classic’ and ‘Co-Pilot’ models for the Deployment of AliEn site on an IaaS cloud

4.1. ‘Classic’ model. To deploy a virtual site on a cloud one needs to deploy following services:

- ClusterMonitor - routes messages from AliEn site services to central services. All site services communicate to central services and the configuration database through the site Cluster Monitor. (runs on services node)
- PackMan (Package Manager) – installs application packages (e.g. ROOT, AliRoot) required by the jobs on the site (runs on services node)
- MonaLisa – monitors site services (runs on services node)
- JobAgent (JA) – delivers the input of the data required by the job, starts the job and registers the output of the job in the AliEn file catalogue. (runs on WNs)

There is no need to run a CE service, which serves as an interface to the local batch system and is typically used to start the JA on the WNs. In our setup JAs are automatically started on the WNs whenever WNs are booted. We do not deploy Storage Element (SE), a service for accessing local mass storage systems, because the whole site running on a cloud is supposed to be started and stopped very often, and thus the data which potentially could be kept in the SE would not be available most of the time. That is why the data produced on the virtual site is kept on the SEs of other sites. For the detailed description of AliEn services see [4]. The step by step site deployment procedure is as follows:

1. Deploy the workspaces (1 services node, which will run ClusterMonitor, PackMan and MonaLisa and required number of WNs, which will run JA) using the image provided by CernVM.
2. Transfer credentials (X.509 certificate + private key) to all newly created workspaces
3. Transfer site configuration information (e.g. name of the SE where the data produced by the site must be kept) to the nodes.
4. Configure services node (e.g., NFS server, which must export the directory where the PackMan service will install the application software).
5. Configure WNs (e.g., add to configuration files the address of the services node)
6. Start the ClusterMonitor, MonaLisa and PackMan services
7. Start JA service on WNs

The Nimbus Context Broker [7] allows to perform all these steps (and thus deploy an AliEn site) with a single command. The command gets as an input a cluster description file and the VM image which must be used to start each of the nodes. Cluster description file is written in XML and specifies number and type (‘service’ or ‘WN’) of nodes as well as site configuration parameters.

When the site deployment command is executed Nimbus launches the VMs and ‘contextualizes’ them to the type specified in cluster description file. Contextualization is done in the following way:

Upon launching VMs a lightweight agent running on each VM contacts Nimbus Context Broker and gets the contextualization information. This information is passed to the set of scripts (so-called contextualization scripts), which are launched to configure appropriate services inside VMs and start them.

Once the deployment and contextualization are completed, JAs contacts the Job Broker central service which fetches jobs from the ALICE task queue and sends them to JAs for execution.

4.2. *‘Co-Pilot’ model.* In this case AliEn site services are not deployed on a cloud. Instead we take the approach of deploying just the worker node VMs on the cloud. To implement that we have created CernVM Co-Pilot Agent and CernVM Co-Pilot Adapter services. Co-Pilot Agent runs on the WNs and uses Jabber/XMPP instant messaging protocol [10] to communicate with Co-Pilot Adapter, which runs outside the cloud and provides the functionality previously provided by AliEn site services. Co-Pilot Agent and Adapter were developed specifically to ease deployment of Grid sites on computing clouds. The use of Jabber/XMPP allows scaling of the system in case of a high load on the Adapter node by just adding new Adapter node(s) to the existing messaging network. The steps for site deployment are following:

1. Deploy workspaces using an image provided by CernVM
2. Transfer credentials (Jabber ID and password of the agent) to the newly created workspaces
3. Start Co-Pilot Agent service on the workspaces

Like in case of a ‘classic’ site, here we also use Nimbus Context Broker to deploy AliEn site with a single command. The command gets as an input cluster description file and the VM image which must be used to start the nodes. Cluster description file is written in XML and specifies number of nodes which need to be started. The Agent is preconfigured with the Jabber server hostname and the Jabber ID of Co-Pilot Adapter, which are the only configuration parameters it needs. Co-Pilot Agent then contacts Co-Pilot Adapter service and requests a job to execute. Upon receiving job request from an Agent, Adapter contacts AliEn Job Broker central service which fetches jobs from ALICE task queue and sends them to Adapter, which in turn forwards jobs to Agents. When the job is done, Agent reports results to Adapter which in turn forwards them to AliEn central services. Fig. 1 represents the AliEn site setup following the ‘Co-Pilot’ model.

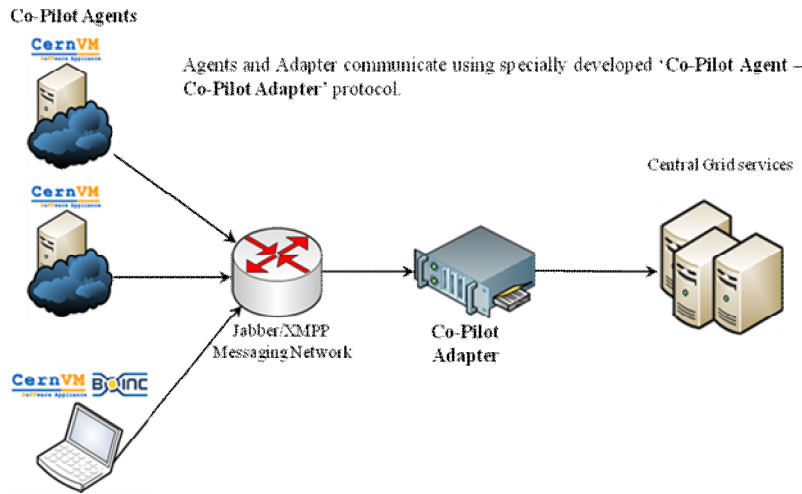


Fig. 1. AliEn site setup following the ‘Co-Pilot’ model

4.3. *Comparison of the models.* The ‘classic’ approach is very straightforward and does not require any new development neither in AliEn nor in Nimbus. However, it has some drawbacks. The first thing is that one needs a separate workspace (and in case of high load few of them) to run site services. Their deployment is time consuming and if we could exclude them from the setup we would potentially have more workspaces for running WNs. Another thing is that in this case the application software is brought to the cloud by PackMan service and is made available to WNs through NFS server. This is not optimal because CernVM image already provides the application software and it would be cleverer and faster if WNs could use it (that would also allow elimination of PackMan service from the deployment), but that would require modification of AliEn JobAgent service code. The ‘classic’ approach can be used to easily integrate cloud resources into other Grid frameworks.

The Co-Pilot approach does not require deployment of service nodes and thus potentially allows running more jobs on the same number of virtual workspaces (since some of them will be used as worker nodes rather than service nodes). Besides it uses application software available from CernVM and does not require any package management from Grid middleware whatsoever. Currently Co-Pilot Adapter can fetch jobs only from AliEn. However it can be extended to communicate with any pilot job framework, e.g. PanDA - distributed production and analysis system [11] used by CERN ATLAS [12] experiment, or Dirac [13] – Grid solution used by CERN LHCb experiment [14]. Co-Pilot agent does not have anything AliEn-specific and is written in a way, that running jobs fetched from other frameworks should not require extra development.

The ‘Co-Pilot’ approach enables [15] the integration of not only IaaS cloud resources but also the resources provided by volunteer computing systems like BOINC (Berkeley Open Infrastructure for Network Computing) [16].

One of the noteworthy characteristics of both models is that the integration of IaaS cloud resources into the existing Grid infrastructure is completely transparent for the end users and therefore does not change their perception of the system.

5. Cloud site deployment timing measurements. Measurements were performed during the series of deployments on the Nimbus Scientific Computing Cloud of the University of Chicago and Argonne National Laboratory. The measurements have revealed that:

- 1) The time of worker node deployment on the cloud is proportional to the number of virtual machines being launched (Figure 5).
- 2) For the same number of the worker nodes, the start-up duration, that is the time period from the issuance of site deployment command to the booting of the OS of nodes is longer in ‘Classic’ model (Figure 5, light green and light orange bars): this is because in the case of deployment following ‘Classic’ model one launches an additional node for running AliEn site services.
- 3) The time span between worker node start-up and job request does not depend on the number of worker nodes and varies slightly (Figure 5, dark green and dark orange bars). It is about 400 seconds in case of ‘Classic’ model and about 15 seconds in case of ‘Co-Pilot’ model. This time is spent to start and initialize site services on the services node and the Alien Job Agent service on worker nodes in first case, and to start and initialize Co-Pilot Agent in second case.
- 4) The mean values of the time which elapses between requesting of job(s) by the worker nodes and assignment of jobs to them by AliEn do not exceed 5 seconds in case of ‘Classic’ model, and vary from 3 to 30 seconds in case of ‘Co-Pilot’ model. The reason for this is that the current version of Co-Pilot Adapter is serving requests sequentially, whereas AliEn site services are processing multiple requests in parallel.

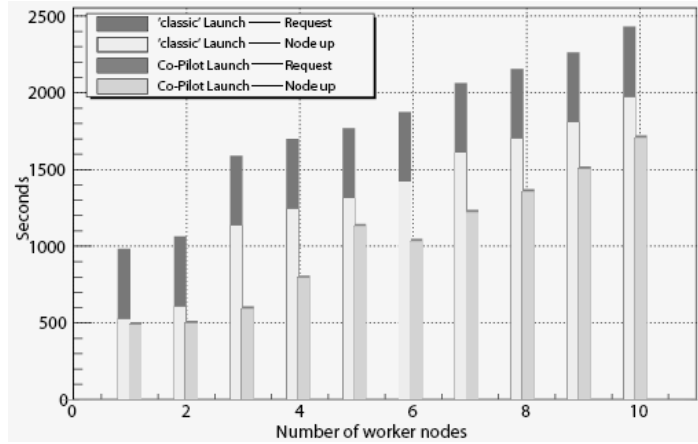


Fig. 2. Virtual site deployment timings

6. Summary. Both models provide solution to all four problems outlined in Chapter 3:

- Using the CernVM virtual appliance AliEn users can prepare the virtual machine images which will contain the customized environment necessary for execution of their jobs. This environment will not depend in any way either on the configuration or on the hardware platform of the site where the jobs will be executed. After testing the configuration on the images on workstation or the laptop of the user they can be used to deploy virtual machines and execute jobs on IaaS cloud and volunteer computing resources. This provides solution to problems 1 and 2
- The use of IaaS approach for the provision of computing and storage resources simplifies significantly the job of site administrators which are responsible for supporting Grid middleware and experiment specific application software. Instead of duplicating the efforts of managing and maintaining complex software applications and Grid middleware for different scientific communities they will just need to support an infrastructure implementing IaaS cloud (e.g. Nimbus). Using the implementations of the developed models such an infrastructure can be transparently integrated with the Grid and solve problem number 3
- Both models allow AliEn users to exploit the resources offered by scientific IaaS cloud providers and volunteer computing projects and in case of a high system load or urgent need of computing and storage capacity to lease for short or long term computing and storage resources from commercial IaaS providers such as Amazon

Acknowledgements. This work has been supported by Google Summer of Code 2008, as well as by Swiss Fonds “Kidagan” and Calouste Gulbenkian Foundation.

REFERENCES

1. Amazon Elastic Compute Cloud (Amazon EC2) <http://aws.amazon.com/ec2/>
2. The ALICE experiment at the CERN LHC / **K. Aamodt, Quintana A. Abrahantes, R. Achenbach**, et al [ALICE Collaboration] // Journal of Instrumentation. – 2008.- 3 S08002.
3. The AliEn system, status and perspectives / **P. Buncic, A.J. Peters, P. Saiz** // ECONF C0303241 MOAT004. - 2003.
4. The architecture of the AliEn system / **P. Buncic, A.J. Peters, P. Saiz** et al // CHEP 2004, Interlaken, Switzerland 440. - 2004.
5. CernVM - a virtual appliance for LHC applications / **P. Buncic, Sanchez, C. Aguado, J. Bloomer**, et al // Proceedings of Science, PoS (ACAT08)012. - 2008.
6. Sky Computing / **K. Keahey, M. Tsugawa, A. Matsunaga**, et al // IEEE Internet Computing journal. - September/October, 2009. - Vol. 13, N.5.
7. **Keahey K., Freeman T.** Contextualization: Providing One-Click Virtual Clusters// Proceedings of eScience 2008 conference. - Indianapolis, USA, 2008.
8. SOAP – Simple Object Access Protocol <http://www.w3.org/TR/soap/>
9. WSRF – Web Service Resource Framework <http://www.globus.org/wsrf/>
10. XMPP – Extensible Messaging and Presence Protocol <http://www.xmpp.org>
11. **Maeno T.** Panda: distributed production and distributed analysis system for ATLAS// J. Phys. Conf. Ser. 119 062036. - 2008.
12. The ATLAS Experiment at the CERN Large Hadron Collider / **G. Aad, E. Abat, J. Abdallah** et al // JINST 3 S08003. - 2008.
13. DIRAC Review Report / **J.P. Baud, P. Charpentier, J. Closier**, et al // Technical Report LHCb-2006-04 COMP, CERN. - 2006.
14. [The LHCb Collaboration] The LHCb Detector at the LHC/ **Alves Jr. A. Augusto, Filho L.M. Andrade, A.F. Barbosa**, et al // 2008 JINST 3 S08005 doi: 10.1088/1748-0221/3/08/S08005. -2008.
15. Building a Volunteer Cloud / **B. Segal, Quintas D. Garcia, Gonzalez D. Lombrana**, et al // Proc. of Latin American Conference on High Performance Computing. - Merida, Venezuela, September, 2009.
16. **Anderson D.** BOINC: A System for Public-Resource Computing and Storage// 5th IEEE/ACM International Workshop on Grid Computing. - Nov. 8, 2004. - Pittsburgh, PA, 2004. - P. 365-372.

SEUA. The material is received 25.01.2010.

А.Т. АРУТЮНЯН

РАЗРАБОТКА ДВУХ МОДЕЛЕЙ ДИНАМИЧЕСКОЙ ИНТЕГРАЦИИ РЕСУРСОВ
КОМПЬЮТЕРНЫХ ОБЛАК В ГРИД ИНФРАСТРУКТУРУ ALIEN

Описана работа по автоматизации развертывания служб грид сайтов на компьютерном облаке типа “Инфраструктура в качестве Сервиса (ИвкС)”. Разработаны две модели, позволяющие динамически интегрировать ресурсы, предоставляемые облаками ИвкС в грид инфраструктуру эксперимента ALICE, проводимого на большом адронном коллайдере в ЦЕРН (Женева, Швейцария).

Ключевые слова: грид, облачный компьютеринг, автоматизированная интеграция ресурсов, виртуализация.

Ա.Տ. ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ

ALIEN ԳՐԻԴ ԻՆՖՐԱՍԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԻՆ ԱՄՊԱՅԻՆ ՔՈՄՓՅՈՒԹԵՐԱՅԻՆ ՌԵՍՈՒՐՍՆԵՐԻ
ԻՆՏԵԳՐԱՆ ԵՐԿՈՒ ՄՈՂԵԼԻ ՄՇԱԿՈՒՄ

Նկարագրված է ‘Ինֆրակառուցվածք որպես Ծառայություն (ԻոՕ)’ տիպի քումփյութերային ամպերի վրա Գրիդ կայքային ծառայությունների տեղադրման ավտոմատացման աշխատանքը: Մշակված են ԻոՕ ամպերի տրամադրած ռեսուրսները ՅԵՌՆ-ի (Ժնև, Շվեյցարիա) Մեծ Հաղորոնային Արագացուցչի ALICE գիտափորձի Գրիդ ինֆրակառուցվածքի մեջ ինտեգրման երկու մոդելներ:

Առանցքային բառեր. գրիդ, ամպային քումփյութերային, ռեսուրսների ինտեգրման ավտոմատացում, վիրտուալացում:

Ս.Գ. ԵՍԱՅԱՆ, Հ.Գ. ՄԱՀԱԿՅԱՆ

ՈՒՂՂԱՆԿՅՈՒՆ ԿՏՐՎԱԾՔՈՎ ԽՈՂՈՎԱԿԱԲԵՏՈՆԻ
ԿՐՈՂՈՒՆԱԿՈՒԹՅՈՒՆԸ ԱՌԱՆՑՔԱՅԻՆ ՄԵՂՄՄԱՆ ԴԵՊՔՈՒՄ

Ներկայացված են առանցքային սեղմող բեռնվածության տակ գտնվող ուղղանկյուն կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնի կրողունակության որոշման լաբորատոր փորձարկումներից ստացված տվյալներ, որոնք ցույց են տալիս, որ ուղղանկյուն կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնն իր ֆիզիկամեխանիկական հատկություններով չի գիջում կլոր կտրվածքով խողովակաբետոնին:

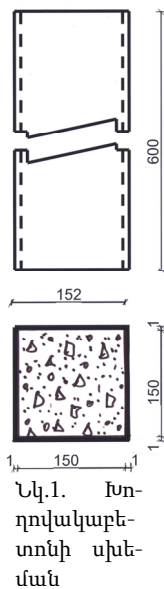
Առանցքային բառեր. խողովակաբետոն, ուղղանկյուն կտրվածք, սահմանային ամրություն, պրիզմատիկ տարր, դեֆորմացիա, արդյունավետության գործակից, մետաղաթիթեղային գոտեկապ:

Դեռևս 1899 թվականին Կոնսիդերը [1] պարզել է, որ առանցքային սեղմման տակ գտնվող բետոնի ձողերի սահմանային բեռնունակությունը նշանակալիորեն մեծանում է, եթե ընդլայնական ուղղությամբ տարրի ընդարձակմանը խոչընդոտող պայմաններ են ստեղծված: Շինարարական տեխնիկայի համար կարևոր նշանակություն ունեցող այս հայտնագործությունը հետագայում լայն կիրառություն գտավ երկաթբետոնի արտադրության մեջ: Առանցքային սեղմման տակ աշխատող երկաթբետոնի տարրերի արտադրությունում առաջնությունը տրվեց պրոգրեսիվ այնպիսի տարրերին, որոնց կառուցվածքը բետոնի ընդլայնական ընդարձակմանն արգելակող պայմաններ է ստեղծում: Երկաթբետոնի այդպիսի տարրերից են պարույրա-գալարային ամրանավորումով ստացված սյուները, ինչպես նաև ընդլայնական կլոր կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնը: Փորձարկումները ցույց են տվել, որ մեծ բեռնվածությունների պայմաններում աշխատող երկաթբետոնի ձողերը հատկապես արդյունավետ է պատրաստել խողովակաբետոնից [2-4]: Պատմականորեն խողովակաբետոնը բարձր արդյունավետությամբ օգտագործվել(և օգտագործվում է) կամրջաշինարարության, էլևատորների շինարարության և ընդհանրապես բոլոր այն օբյեկտներում, որտեղ կանգնակներն ու սյուներն աշխատում են մեծ բեռնվածությունների տակ: Վերջերս խողովակաբետոնը առանձնահատուկ կիրառություն է ստացել բարձրահարկ երկնաքերերի շինարարությունում: Գործնականում անհնար է պատկերացնել մինչև 600 (և ավելի) մետր բարձրության հասնող շենքերի շինարարությունը, առանց խողովակաբետոնից իրականացված կրող կարկասի օգտագործման: Դա բացատրվում է ոչ միայն այդ տարրի մեծ արդյունավետության հասնող տեխնիկատնտեսական հատկանիշներով, այլ նաև այն բացառիկ նշանակություն ունեցող հանգամանքով, որ խողովակաբետոնն ապահովում է երկնաքերի սեյսմակայունությունը: Այսպես օրինակ, և Ճապոնիայում, և Չինաստանում, որոնք երկրաշարժավտանգ գոտիներ են, կառուցվում են երկնաքերներ, որոնք բազմիցս դիմակայել են այդ տարրերի հուժկու և ավերիչ ազդեցություններին: Օրինակ՝ Չինաստանում ոչ մի 80 հարկանի շենք երկրաշարժի հետևանքով չի տուժել:

Խողովակաբետոնի կրողունակությունը կենտրոնական սեղմող N բեռնվածության տակ որոշվում է

$$N_u = A_b R_b + k A_a \sigma_T \quad (1)$$

բանաձևով [2-4], որտեղ N_u -ը տարրի վրա կիրառված առանցքային սեղմող բեռնի սահմանային արժեքն է, A_b -ը՝ տարրի ընդլայնական կտրվածքում բետոնի մակերեսը, R_b -ը՝ բետոնի սեղմման պրիզմատիկ ամրությունը, A_a -ն՝ մետաղական խողովակի ընդլայնական կտրվածքի մակերեսը, σ_T -ն՝ մետաղի հոսունության սահմանը, k -ն՝ մետաղական խողովակի ընդլայնական ուղղությամբ աշխատանքի արդյունավետության գործակիցը: Ինչպես ցույց են տվել բազմաթիվ և տարաբնույթ փորձարկումների արդյունքները, k արդյունավետության գործակցի արժեքները, կախված օգտագործված բետոնի կազմից, մետաղական թիթեղի ամրությունից և ամրանավորման տոկոսից, տատանվում են 3...6 սահմաններում [2-4]:



Սակայն, շինարարական պրակտիկան ցույց է տալիս, որ խողովակաբետոնի ընդլայնական կլոր կտրվածքը որոշ դեպքերում խանգարիչ սահմանափակումներ է մտցնում (կամ որոշակի լրացուցիչ բարդություններ է ստեղծում) այդ տարրի ավելի լայնամասշտաբ կիրառության համար: Դա պայմանավորված է ինչպես ճարտարապետական այնպես էլ կառուցվածքային նկատառումներով: Ճարտարապետական սահմանափակումները պայմանավորված են նրանով, որ քաղաքացիական նշանակություն ունեցող շինարարության մեջ շատ դեպքերում պյունները նախագծվում են ոչ թե կլոր, այլ ուղղանկյուն կտրվածքով: Իսկ կառուցվածքային սահմանափակումները պայմանավորված են խողովակաբետոնի տարրի կլոր կտրվածքով: Կլոր կտրվածքը կոնստրուկտիվ առումով որոշակի դժվարություններ է ստեղծում խողովակաբետոնի ներդրման համար, հատկապես երկաթբետոնե ֆերմաներում: Այս հանգամանքը սահմանափակում է խողովակաբետոնի բարձր արդյունավետության հասնող ամրության և դեֆորմացիոն-լարվածային հատկությունների կիրառումը մեծ բեռնվածությունների պայմաններում աշխատող ֆերմաներում, թաղանթներում, շրջանակներում և այլ ճարտարագիտական կառուցվածքներում: Նման թերություններից զերբազատված է այն խողովակաբետոնը, որի ընդլայնական կտրվածքն ունի ուղղանկյուն տեսք: Այդպիսի տարրերի համար ինչպես կառուցվածքային, նույնպես և ճարտարագիտական որևէ արգելք լինել չի կարող: Ուստի մեծ նշանակություն է ստանում ուղղանկյուն կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնի ֆիզիկամեխանիկական հատկությունների մանրակրկիտ և բազմակողմանի ուսումնասիրությունը: Այդ նպատակով մեր կողմից ծրագրվել և անց են կացվել ուղղանկյուն կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնի կրողունակության (և ռեոլոգիական այլ հատկանիշների) որոշման լաբորատոր փորձարկումներ: Հատկապես կարևոր է պարզել, թե ինչ մեծության է հասնում k արդյունավետության գործակիցը, երբ խողովակաբետոնի ընդլայնական կտրվածքն ունի ուղղանկյուն տեսք: Նաև կարևոր է պարզել, թե արտաքին ազդող սեղմող բեռի աճին զուգընթաց ինչպիսին է ուղղանկյուն կտրվածքով տարրի դեֆորմացիոն

վիճակի զարգացման արտաքին տեսքի փոփոխության դինամիկան (այսինքն՝ կտրվածքի ուղղանկյուն տեսքի փոփոխությունը կախված բեռի աճից) և ինչպիսին է պատկերը կրողունակության կորստի դեպքում: Լաբորատոր փորձարկումներ են իրականացվել ինչպես տարբեր ամրության բետոնների օգտագործումով, այնպես էլ քառակուսի և ուղղանկյուն լայնական կտրվածք (քառակուսի կտրվածքը 150x150x600 մմ չափերի, իսկ ուղղանկյուն կտրվածքի դեպքում՝ 150x200x600 մմ) ունեցող տարրերի դեպքում k արդյունավետության գործակցի արժեքների փոփոխության օրինաչափության որոշման համար: Այստեղ մենք կներկայացնենք այդ փորձարկումներից այն սերիայի արդյունքները, որոնք պատկերացում են տալիս ուղղանկյուն կտրվածքով խողովակաբետոնի (տվյալ դեպքում քառակուսի կտրվածքով, նկ.1) կրողունակության և այդ տարրում մետաղա-թիթեղային թաղանթի որպես գոտեկապի օգտագործման արդյունավետության աստիճանի մասին, երբ բետոնի միջուկն իրականացվել է բազալտի խճով և լիթոիդային պեմզայի ավազով բետոնից: Տարրի ամրանային թաղանթն իրականացվել է 604x600x1 մմ ամբողջական թիթեղից, որին տրվել է 150x150x600 մմ չափերի ուղղանկյուն կտրվածքով պրիզմայի տեսք և եզրային ընդերկայնական կտրվածքները զոդումով ամրակցելով ստացվել է քառակուսի կտրվածքի խողովակ, որը միաժամանակ ծառայել է ինչպես երկաթբետոնի տարրի ամրան, նույնպես և բետոնացման համար որպես կաղապար: Նախնական փորձարկումներով ստացվել է օգտագործված մետաղի հոսունության միջին սահմանը՝ $\sigma_T = 205 \text{ ՄՊա}$: Միևնույն կազմի բետոնով միաժամանակ բետոնացվել են 6 խողովակներ, որոնց ճակատային մասերը մեկուսացվել են՝ ապահովելով բետոնի միջուկի հասունացման համար լիակատար հերմետիկ պայմաններ (նկ. 2): Օգտագործված բետոնի սեղմման սահմանային պրիզմատիկ ամրության (R_b) որոշման նպատակով նույն բետոնից ստացվել են 150x150x600 մմ չափերն ունեցող պրիզմայաձև երեք նմուշներ: Փորձարկումներում օգտագործվել են երեք կազմի բետոններ՝ ծանր բետոն, բազալտի խճով և լիթոիդային պեմզայի ավազով բետոն և խարամաբետոն: Ինչպես նշեցինք, այստեղ ներկայացված են բազալտի խճով և լիթոիդային պեմզայի ավազով բետոնի միջուկ ունեցող խողովակաբետոնի փորձարկման արդյունքները: 1 խ.մ. բետոն ստանալու համար վերցվել է 350 կգ ցեմենտ (M 400 մակնիշի), 230 լ ջուր, 565 կգ լիթոիդային պեմզայի ավազ, 1130 կգ բազալտի խիճ: Միևնույն պայմաններում բոլոր 9 նմուշները (բետոնի 3 պրիզմատիկ և 6 խողովակաբետոնի) պահվել են 60 օր, որից հետո անց են կացվել այդ նմուշների ամրության որոշման փորձարկումները առանցքային սեղմող ուժերի բեռնավորվածության տակ (նկ. 3,4): Պարզվել է, որ օգտագործված բետոնի սեղմման միջին պրիզմատիկ ամրությունը փորձարկման պահին (60 օրեկան հասակում, նկ.4) $R = 24,3 \text{ ՄՊա}$ է: Խողովակաբետոնի 6 նմուշների ստատիստիկ միջին կրողունակությունը կենտրոնական սեղմման դեպքում կազմել է $N_u = 119060$ կգ: Սա նշանակում է, որ այս սերիայի փորձարկումներում թիթեղային գոտեկապի արդյունավետության գործակցի միջին արժեքը $k = 5,2$ է: Այսինքն՝ պրիզմատիկ խողովակաբետոնի մետաղաթիթեղային 6,04 սմ² կտրվածքի մակերես ունեցող գոտեկապը փոխարինում է 31,41 սմ² կտրվածքի մակերեսով սովորական ամրանային ձողերի: Անհրաժեշտ է նշել, որ նախնական մտավախություն կար, որ սեղմող ուժի աճին զուգընթաց կարող է խախտվել խողովակաբետոնի ընդլայնական կտրվածքի քառակուսի տեսքը: Սակայն, ինչպես ցույց տվին փորձարկումների արդյունքները, սեղմման ենթարկված բոլոր 6 նմուշների ընդլայնական կտրվածքների քառակուսի

տեսքը մնաց անփոփոխ փորձարկման ամբողջ ընթացքում(նշենք, որ կտրվածքի ուղղանկյուն տեսքը չի խախտվել նաև 150x200 մմ ընդլայնական կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնի փորձարկումների դեպքում): Մեղմման քայքայող սահմանային բեռան տակ խողովակաբետոնի նմուշների մետաղական թաղանթը կորցնում էր իր ընդերկայնական ուղղությամբ կայունությունը և առաջանում էին նմուշի ընդերկայնական առանցքին ուղղահայաց դասավորված ընդլայնական ծալքեր (նկ. 5-7):



Նկ. 2. Ուղղանկյուն կտրվածքով խողովակաբետոնի նմուշները



Նկ.3. Խողովակաբետոնը մամլիչում



Նկ. 4. Բետոնի պրիզման քայքայման պահին



Նկ. 5. Խողովակաբետոնի սեղմման ենթարկված նմուշը

Համեմատության համար զուգահեռ փորձարկվել են նաև նույն բետոնից և մետաղական թիթեղից իրականացված կլոր կտրվածքով խողովակաբետոնի նմուշներ, որոնց արդյունավետության գործակցի միջին արժեքը կազմել է նույն կարգի մեծություն, ինչ որ քառակուսի կտրվածքի դեպքում ($k=5,3$): Ուղղանկյուն կտրվածքի խողովակաբետոնի կրողունակության կորստի նկարագրված պատկերը ճշտորեն համընկնում է կլոր կտրվածք ունեցող խողովակաբետոնի կրողունակության կորստից առաջացած դեֆորմացիոն պատկերին (նկ.6,7): Մեղմող սահմանային բեռնվածության (որի տակ արդեն առաջացել էին ընդլայնական ծալքեր) հետագա ավելացումը հանգեցնում էր նրան, որ մետաղական թիթեղի զոդման ընդերկայնական կարը, չդիմանալով բետոնի կողմից ցուցաբերած ներքին ընդլայնական ակտիվ ճնշումից առաջացած լարումների ազդեցությանը, քայքայվում և ճեղքվում էր զոդման կարով (նկ. 7): Այս երևույթը նույնպես նույնությամբ նկատվում է նաև զոդման կարով ստացված կլոր կտրվածքով խողովակաբետոնի փորձարկումների դեպքում (նկ. 7):



Նկ. 6. Ուղղանկյուն և կլոր կտրվածքով խողովակաբետոնների նմուշները քայքայման փորձարկումից հետո



Նկ. 7. Ուղղանկյուն և կլոր կտրվածքի խողովակաբետոնների քայքայումը զոդման կարերով

Առանց այստեղ ներկայացնելու մյուս փորձարկումների արդյունքները միայն նշենք, որ մետաղական թաղանթով խողովակաբետոնի կրողունակության նշանակալից աճը պետք է բացատրել ոչ միայն նրանով, որ մետաղական զոտեկապը դրական ազդեցություն է ունենում՝ դիմադրելով բետոնի ընդլայնական ուղղությամբ ընդարձակմանը և որով իսկ պայմաններ է ստեղծում բետոնում բարերար կողային ճնշման առաջացման համար, այլ նաև նրանով, որ խողովակի ներսում բետոնի հասունացման հերմետիկ պայմանները լիովին փոխում են ժամանակի ընթացքում բետոնի ծավալային փոփոխությունների բնույթը:

Ինչպես պարզել են առանձին ծրագրով մեր կողմից իրականացված փորձարկումները, հերմետիկ պայմաններում բետոնը ոչ թե կծկվում, այլ ընդհակառակը՝ ուռչում է: Այս հանգամանքն կանխում է բետոնում կծկումային ճաքերի առաջացումը, որով և բարերար ազդեցություն է ապահովվում բետոնի ֆիզիկական պարամետրերի մեծության համեմատական աճի համար: Սա մասնավորապես նշանակում է, որ խողովակի մեջ հասունացած բետոնի ամրությունը պետք է որ գերազանցի նույն բետոնից ստացված և նույն չափերն ունեցող պրիզմայի ամրությունը, որը սակայն հասունանում է ոչ հերմետիկ պայմաններում (նշենք, որ

առայժմ խողովակաբետոնի կրողունակությունը (1) բանաձևով որոշվում է՝ այնտեղ տեղադրելով ոչ թե հերմետիկ պայմաններում հասունացող բետոնի ամրության սահմանը, այլ շրջապատից չմեկուսացված պրիզմայաձև նմուշի սեղմման ամրության սահմանը՝ R_b - ն): Մեր կողմից իրականացված լաբորատոր փորձարկումները մասնավորապես ցույց են տվել, որ հերմետիկ պայմաններում հասունանալու դեպքում ծանր բետոնի ամրությունն աճում է մոտ 28%-ով, բազալտի խճով և լիթոիդային պեմզայի ավազով բետոնին՝ մոտ 32%-ով և խարամաբետոնին՝ մոտ 35%-ով: Այս հանգամանքը մեզ թույլ է տալիս ցանկացած ընդլայնական կտրվածք ունեցող(ինչպես ուղղանկյուն, նույնպես և կլոր) խողովակաբետոնի կրողունակության որոշման համար առաջարկել հետևյալ բանաձևը՝

$$N_u = \beta A_b R_b + k A_a \sigma_T, \quad (2)$$

որտեղ β - ն մետաղական թաղանթում ստեղծված հերմետիկ պայմաններում բետոնի հասունանալու բարերար պայմանի գործակիցն է, իսկ k - ն՝ խողովակի գոտեկապային դերի գործակիցը: Ըստ փորձարկումների՝ ծանր բետոնի օգտագործման դեպքում $\beta=1,28$, բազալտի խճով և լիթոիդային պեմզայի ավազով բետոնի դեպքում $\beta=1,32$ և խողովակաբետոնի դեպքում $\beta=1,35$:

Բերված տվյալները և նրանցից հետևող եզրակացությունները համոզիչ կերպով ցույց են տալիս, որ ուղղանկյուն կտրվածքով խողովակաբետոնը բավական նշանակալից արդյունավետություն ունեցող կառուցվածքային տարր է և նրա կրողունակության և ընդհանրապես այդ տարրի ընդհանուր ֆիզիկամեխանիկական հատկությունների բազմակողմանի հետազոտությունները շինարարական տեսական և գործնական գիտության համար որոշակի անհրաժեշտություն են ներկայացնում:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Егер Дж. К.** Упругость, прочность и текучесть. –М.: Машгиз, 1961.
2. **Росновский В.А.** Трубобетон в мостостроении. –М.: ТЖИ, 1963.

ՀՊՃՀ (Պ): Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն՝ 8.04.2009:

С.Г. ЕСАЯН, О.Г. СААКЯН

**НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ ТРУБОБЕТОНА С ПРЯМОУГОЛЬНЫМ
ПОПЕРЕЧНЫМ СЕЧЕНИЕМ ПРИ ОСЕВОМ СЖАТИИ**

Представлены некоторые результаты лабораторных испытаний, проведенных для определения несущей способности трубобетона с прямоугольным поперечным сечением. Показано, что трубобетон с прямоугольным поперечным сечением по своим положительным физико-механическим качествам не уступает трубобетону с круглым поперечным сечением.

Ключевые слова: трубобетон, прямоугольное сечение, предельная прочность, призматический элемент, деформация, металло-листовая обойма, коэффициент эффективности.

S.G. YESAYAN, H.G. SAHAKYAN

**CONCRETE PIPE BEARING CAPACITY WITH RIGHTANGLED CROSS-SECTION IN AXIAL
COMPRESSION**

Some laboratory results performed for defining concrete pipe bearing capacity with rightangled cross-section are presented. It is shown that concrete pipe with rightangled cross-section is not inferior in concrete pipe with circular cross-section by its positive physical-chemical quality.

Keywords: concrete pipe, rightangled cross-section, strength, prismatic element, deformation, metal-sheet hoop, efficiency coefficient.

Ջ.Ա. ԳԵՈՂԱԿՅԱՆ, Բ.Վ. ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ, Ռ.Վ. ԻՍԴԱՅԵԼՅԱՆ, Կ.Ջ. ԳԵՈՂԱԿՅԱՆ

ԽԵՑԵՂԵՆԻ ԷԺԱՆԱԳԻՆ ՓՈԽԱՐԻՆԻՉՆԵՐԻ ԲԱՂԱԴՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐՆ ՈՒ ՍՏԱՑՄԱՆ ՊԱՅՄԱՆՆԵՐԸ

Իրականացվել է բազալտի հիման վրա ստացվելիք շինարարական բնույթի խեցեղենային իրերի էժանագին փոխարինիչների կազմում որպես կապակցանյութեր օգտագործվող ապակիների ու նրանց պարունակության ընտրություն: Որոշվել են համապատասխան շաղախների պատրաստման, իրերի ձևավորման ու ամրացման օպտիմալ պայմանները, ինչպես նաև ստացված նմուշների հիմնական հատկությունները:

Առանցքային բառեր. դյուրահալ ապակի, հեղուկ ապակի, բաղադրանյութ, բազալտ, ձևավորում, չորացում

Գրական տվյալների վերլուծության արդյունքում մեր կողմից ցույց է տրված, որ խեցեղենային իրերի որակին համապատասխանող շինարարական իրեր կարելի է ստանալ քարի թափոնների հիման վրա խեցապակիների, ապակեցեմենտների, ապակե և հեղուկապակե բաղադրանյութերի հավելմամբ: Տեխնոլոգիական պրոցեսների պարզության, էներգատարության ու աշխատատարության, ինչպես նաև էլանյութերի հասանելիության, տեղական հումքի ու արտադրատեսակների օգտագործման հնարավորության առումով առավել հեռանկարային են համարվել դյուրահալ կամ հեղուկ ապակիների հավելմամբ ստացված բաղադրանյութերը: Այդ բաղադրանյութերում որպես կապակցանյութեր կարող են օգտագործվել համեմատաբար էժանագին և պակաս վնասակար սիլիկատային կամ ֆոսֆատային չբյուրեղացվող դյուրահալ ապակիներ ու հանրապետությունում արտադրվող նատրիումական հեղուկ ապակի: Որպես լցանյութեր կարող են օգտագործվել տեղական բազալտային ավազներ, լեռնային ապարներ, հրաբխային և արդյունաբերական խարամներ, քարային կամ այլ բնույթի արտադրական թափոններ [1]:

Համապատասխան նմուշների ստացման, հատկությունների որոշման ու համադրման ճանապարհով որոշվել է որպես առավել հեռանկարային կապակցանյութեր ճանաչված դյուրահալ ապակիների ու նատրիումական հեղուկ ապակու միջև ընտրության հարցը: Կապակցող ապակու ընտրությունն իրականացվել է (աղ.1) բերված փորձային համակարգում, հաստատուն պահելով լցանյութի տեսակը (բազալտ), հատիկայնությունը ($< 100 \text{ մկմ}$), ձևավորման եղանակը (կիսաչոր մամլում), էլանյութային խառնուրդի խոնավությունը (8 %), մամլման ճնշումը (750 կգ/սմ^2), նմուշի չափերը (8 20, հ 7...8 մմ) և ջերմամշակման տևողությունը (30 րոպե)՝ ելնելով նմուշների սեղմման նկատմամբ ամրության սահմանի (σ_s), ծավալային կշռի (d_v), մաշելիության գործակցի (K) ու ջրակայունության (Q_4), ինչպես նաև կապակցանյութերի անհրաժեշտ նվազագույն քանակության մեծություններից:

Թվարկված հատկությունները որոշվել են ստանդարտ եղանակով միևնույն բաղադրության և միևնույն պայմաններում ստացված 6 նմուշների վրա՝ որպես միջին թվաբանական մեծություն:

Փորձարկման արդյունքները բերված են աղյուսակ 1 -ում:

Աղյուսակ 1

Բազալտ, դյուրահալ կամ հեղուկ ապակի պարունակող
խառնուրդների հիմնական հատկությունները

Կապակցող ապակու- անվանումը	Ապակու պարու- նակությունը նմուշում		Նմուշի ամրացման ջերմաս- տիճանը, °C	d_v , $q/սմ^3$	σ_u , $կգ/սմ^2$	K , $q/սմ^2$	$\mathcal{Q}_4$, %
	զանգ. %	ծավ. %					
Կապարա- բորատային	20	8,1	450	2,102	210	0,85	95
	10	3,8	450	2,093	282	0,35	96
	10	3,8	400	2,091	270	0,28	98
	10	3,8	350	2,085	250	0,42	98
	10	3,8	300	փշրվում է	—	—	—
	5	1,8	450	փշրվում է	—	—	—
Ցինկ ֆոսֆատային	20	13,6	550	2,021	204	0,53	99
	10	6,5	550	2,020	212	0,45	98
	10	6,5	500	2,020	220	0,51	99
	10	6,5	450	փշրվում է	—	—	—
	7	3,2	550	2,010	105	0,45	98
	5	4,5	500	2,021	218	0,38	99
Բորասիլի- կատային	20	16,4	650	1,942	318	0,10	98
	10	8,0	650	1,934	325	0,15	98
	5	4,0	650	1,936	320	0,11	99
	5	4,0	600	1,932	310	0,12	99
	5	4,0	550	1,904	160	0,25	99
	5	4,0	500	փշրվում է	—	—	—
Նատրիումա- կան հեղուկ ապակի	10	14,8	120	2,081	654	0,15	0.0
	10	14,8	350	2,028	540	0,23	85
	10	14,8	500	2,031	534	0,18	95
	8	11,9	500	2,042	400	0,21	96

Ինչպես հետևում է աղյուսակ 1 -ից, փորձարկված բոլոր ապակիների հիման վրա հնարավոր է ստանալ խեցեղենին փոխարինող բաղադրանյութեր, որոնք ամրանալով 350...650 (°C-ի տակ, ապահովում են բավարար մեխանիկական ամրություն, ցածր մաշելիության գործակից և, գործնականում, բացարձակ ջրակայունություն: Ամրության, ինչպես նաև տեխնոլոգիական առումով փորձարկված ապակիներից առավել հեռանկարայինը հեղուկ ապակին է: Նախ, ջրային լուծույթի ձևով հանդես եկող հեղուկ ապակու համասեռ խառնումը լցանյութերի հետ շատ ավելի հեշտ է, քան չնչին քանակությամբ այլ ապակիների խառնումը փոշի վիճակում, ապա, ոչ խոնավ միջավայրում աշխատող իրերի չորացումը հնարավոր է իրականացնել ընդամենը 120 °C-ում՝ ստանալով առավելագույն ամրություն, և վերջապես, հեղուկ ապակու գնային արժեքը անհամեմատ ցածր է մյուս ապակիների արժեքից: Նշված առավելությունների շնորհիվ մշակվելիք բաղադրանյութերի կազմում, որպես կապակցանյութ, որոշվել է օգտագործել հեղուկ ապակի

Հեղուկ ապակու պարունակության ու ձևավորման համար անհրաժեշտ ճնշման օպտիմալ մեծությունները որոշվել են միևնույն լցանյութի (բազալտ), նրա մասնիկների միևնույն մեծության ($< 100 \text{ մկմ}$), ելանյութային խառնուրդի մոտավոր հաստատուն խոնավության (ջուր + հեղուկ ապակի $8-14\%$) և չորացման ռեժիմի միևնույն պայմաններում (տաքացում սենյակային ջերմաստիճանից մինչև 120°C 30 րոպեի ընթացքում, պահում 120°C -ի տակ 1 ժամ, սառեցում օդում): Որպես որակի չափանիշ օգտագործվել են ստացված նմուշների d_v -ն, σ_u -ն ու K -ն: Փորձարկման արդյունքների միջին արժեքները զետեղված են աղյուսակ 2 -ում:

Աղյուսակ 2

Տարբեր բաղադրության բազալտ-հեղուկ ապակի խառնուրդների հիմնական հատկությունները տարբեր ճնշումների տակ ձևավորման դեպքում

Ձ/Ձ	Խառնուրդի բաղադրությունը, $q_{անգ. \%}$	Մամլման ճնշումը, $կգ/սմ^2$	$d_v, q/սմ^3$		$\sigma_u, կգ/սմ^2$	$K, q/սմ^2$
			մամլումից հետո	չորացումից հետո		
1	Բազալտ - 86 Հեղուկ ապակի - 14	250	2.08	2.02	510	0.21
		500	2.11	2.05	700	0.40
		750	2.13	2.07	810	0.56
		1000	2.15	2.10	720	1.08
		1250	2.20	2.13	650	1.00
2	Բազալտ - 86 Հեղուկ ապակի - 12 Ջուր - 2	250	2.10	2.04	360	0.42
		500	2.10	2.06	540	0.21
		750	2.14	2.07	730	0.16
		1000	2.17	2.12	640	0.09
		1250	2.22	2.15	630	0.15
3	Բազալտ - 86 Հեղուկ ապակի - 10 Ջուր - 4	250	2.08	2.04	300	0.10
		500	2.10	2.06	460	0.09
		750	2.13	2.08	610	0.14
		1000	2.16	2.10	550	0.40
		1250	2.21	2.14	540	0.61
4	Բազալտ - 86 Հեղուկ ապակի - 8 Ջուր - 6	250	2.06	2.02	260	0.48
		500	2.09	2.04	340	0.40
		750	2.12	2.06	400	0.32
		1000	2.16	2.09	390	0.18
		1250	2.23	2.14	370	0.21

Աղյուսակ 2 -ի համաձայն՝ նմուշի տեսակարար ծավալային կշիռը, ինչպես չորացումից առաջ, այնպես էլ հետո կախված չէ խառնուրդում հեղուկ ապակու պարունակությունից: Արդյունքը հասկանալի է, քանի որ ելանյութային խառնուրդի խոնավությունը, անկախ բաղադրությունից, բերված փորձային համակարգում մոտավորապես պահպանված է հաստատուն: Հաստատուն խոնավությունը նախ, ապահովում է հաստատուն ծավալային կծկում միևնույն ճնշման տակ մամլելիս, ապա, միևնույն ծակոտկենություն, հետևապես և միևնույն ծավալային կշիռ, չորացումից հետո: Այդ մեծության նվազումը չորացումից հետո մի քանի անգամ պակաս է ելանյութային խառնուրդի խոնավությունից ($\sim 8,7\ldots 11,0\%$): Այդ հանգամանքը մի կողմից պայմանավորված է նմուշների ոչ լրիվ ջրազրկմամբ, մյուս կողմից՝ ծավալային կծկմամբ: Սպասվածի համաձայն՝ նմուշների տեսակարար ծավալային կշիռները ինչպես չորացումից առաջ, այնպես էլ հետո, չնչին չափով

աճում են: Հանրագումարի բերելով նմուշների ծավալային կշռի կախվածությունը հեղուկ ապակու պարունակությունից ու մամլման ճնշման մեծությունից, կարելի է եզրակացնել, որ այդ ցուցանիշը չի կարող ծառայել որպես որակի չափանիշ խառնուրդների բաղադրության և ամրացման ռեժիմների ընտրության համար: Նմուշների ամրության սահմանն սեղմման նկատմամբ խիստ զգայուն է ինչպես մամլման ճնշման, այնպես էլ նմուշներում հեղուկ ապակու պարունակության նկատմամբ: Ըստ որում, եթե հեղուկ ապակու բաղադրության աճին զուգընթաց ամրության սահմանն անընդմեջ աճում է, ապա ճնշման բարձրացումը նախ բերում է ամրության կտրուկ աճի և ապա՝ նվազման: Ամրության աճը հեղուկ ապակու պարունակության աճին զուգընթաց մի կողմից բացատրվում է կապակցման պրոցեսի ակտիվացմամբ, մյուս կողմից՝ նմուշների ծակոտկենության նվազմամբ՝ պայմանավորված ընդհանուր խոնավության նվազումով (11,0...8,7 %): Ճնշման բարձրացմանը զուգընթաց ամրության սահմանի սկզբնական աճը նույնպես բացատրվում է նմուշների ծակոտկենության նվազմամբ: Ինչ վերաբերում է նրա հետագա անկմանը, ապա դրա պատճառը, հավանաբար, գերմամլման երևույթն է, որն ուղեկցվում է նմուշի «շերտավորմամբ» և ամրության կորստով: Չնայած փորձերի ընթացքում ստացված ամրության սահմանի նվազագույն արժեքն իսկ բավական է խեցեղենային իրերից շատերին ներկայացված պահանջների բավարարման համար, որպես հեղուկ ապակու օպտիմալ պարունակություն մեր կողմից ընտրվել է 12 % -ը, օպտիմալ ճնշման մեծություն՝ 750 կգ/սմ²: Նմուշների մաշելիության գործակիցը, անկախ հեղուկ ապակու պարունակությունից ու մամլման ճնշման մեծությունից, տատանվում է 0,09...1,08 $q/սմ^2$ սահմաններում: Եթե հաշվի չառնենք առավելագույն շեղումները (1,08; 1,00; 0,09 և 0,10 $q/սմ^2$) մաշելիության գործակցի միջին արժեքը կկազմի 0,34 $q/սմ^2$, որը ցածր է նույնիսկ հոծ բազալտի համեմատությամբ ($\sim 0,8 q/սմ^2$): Մաշելիության գործակցի բարձր շեղումները, հավանաբար, պայմանավորված են մի կողմից գերմամլման երևույթի առկայությամբ, մյուս կողմից՝ նմուշների ամրացման (չորացման) ռեժիմի անկատարելությամբ: Բոլոր դեպքերում այն չի կարող ծառայել որպես որակի չափանիշ՝ հեղուկ ապակու պարունակության և ձևավորման համար անհրաժեշտ ճնշման օպտիմալ մեծությունների ընտրության համար:

Ամրացման (չորացման) օպտիմալ ջերմաստիճանի ընտրության նպատակով բազալտ՝ 88, հեղուկ ապակի՝ 12 կշռ. % բաղադրության խառնուրդից 750 կգ/սմ² ճնշման տակ ձևավորված նմուշները (8 20.0; հ 7...8 մմ) 1 ժամ տևողությամբ տարբեր ջերմաստիճանների տակ պահելուց հետո որոշվել են նրանց հիմնական հատկությունները (աղ. 3):

Աղյուսակ 3 -ից հետևում է, որ նմուշների ջրազրկումը (կշռի նվազումը) հիմնականում կատարվում է 90...100 և 200...400 °C ջերմաստիճանային սահմաններում, որը պայմանավորված է համապատասխանաբար ազատ և կապված ջրերի հեռացմամբ: Ըստ որում՝ ազատ ջրի պարունակությունը նմուշներում կազմում է մոտ 7,5 %, կապվածինը՝ 1,4 %: Հեղուկ ապակու բաղադրությունից (38 % Na₂O x 3SiO₂ + 62 % ջուր) և նմուշում ունեցած նրա պարունակությունից (12 %) ելնելով՝ կարելի է հաշվել, որ 1,4 % կապված ջրին համապատասխանում է Na₂O x 3SiO₂ x 4.3H₂O բաղադրության նատրիումի հիդրոսիլիկատ, որով և պայմանավորված է մինչև փափկեցում (~ 440 °C) հեղուկ ապակու ցուցաբերած բարձր կապակցող ունակությունը: Ազատ և կապված ջրերի գումարային պարունակությունը նմուշներում, համաձայն ստացված տվյալների, մոտ 1,5 % -ով գերազանցում է հեղուկ ապակու բերած ընդհանուր ջրի

քանակությանը (7,44 %), որը բացատրվում է ելանյութային բազալտի փոշու խոնավությամբ:

Նմուշների գծային կծկման կախվածության ձևը ջերմաստիճանից նույնպես վկայում է կապակցման երկակի բնույթի մասին: Կարելի է ենթադրել, որ առաջին փուլում (20...80 °C) հեղուկ ապակու կապակցող ունակությունը պայմանավորված է նրանում որոշակի քանակությամբ պարունակվող նատրիումի հիդրամետասիլիկատի ($\text{Na}_2\text{SiO}_3 \times 5\text{H}_2\text{O}$) բյուրեղացմամբ, որը ջերմաստիճանի հետագա բարձրացման և ջրազրկման պատճառով քայքայվում է՝ իր տեղը զիջելով փոփոխական քանակության ջուր պարունակող նատրիումի եռասիլիկատին: 500 °C -ի մոտակայքում վերջինս լրիվ ջրազրկվում է՝ և իրերի վերջնական ամրությունը պայմանավորվում է հալված ապակու կողմից լցանյութի մասնիկների սոսնձմամբ: Ծակոտկենության և սեղմման նկատմամբ ամրության սահմանի կախվածությունները մշակման ջերմաստիճանից ընդհանուր առմամբ հաստատում են վերը բերված հետևությունները: Ինչ վերաբերում է նմուշների ջրակայունությանը, ապա այն ի հայտ է գալիս միայն 250 °C -ից բարձր ջերմաստիճանների տակ մշակման դեպքում և 350 °C -ից հետո հասնում է 85 % -ի, որը համարվում է բավականին բարձր ցուցանիշ: Հետևաբար, եթե իրերից չի պահանջվում բարձր ջրակայունություն, նրանց ամրացումը (չորացումը) առանց որոշակի հավելանյութերի ավելացման կարող է իրականացվել 120 °C -ի տակ, եթե պահանջվում է՝ 300...500 °C -ի տակ:

Աղյուսակ 3

Տարբեր ջերմաստիճաններում չորացված բազալտ՝ 88 հեղուկ ապակի՝ 12 կշռ. %
բաղադրության նմուշների հիմնական հատկությունները

Յ/Յ	Չորացման ռեժիմը, °C, բուլե	Կշռի նվազումը, %	Գծային կծկումը, %	d_v , g/cm^3	Պայմանական ծակոտկեն- ությունը, ^ո %	σ_u , kg/cm^2	ԶԿ, %
1	20; 60	--	--	2,183	0,0	--	0
2	90; 60	6,64	1,1	2,060	5,6	700	--"--
3	120; 60	7,33	1,3	2,045	6,3	750	--"--
4	180; 60	7,48	1,5	2,050	6,1	730	--"--
5	250; 60	7,95	1,5	2,040	6,5	680	52
6	300; 60	8,41	1,5	2,027	7,1	620	77
7	350; 60	8,56	1,9	2,035	6,8	580	86
8	500; 60	8,73	2,2	2,037	6,7	560	96
9	800; 10	8,83	2,3	2,038	6,6	550	98
10	900; 10	8,88	2,3	2,036	6,7	550	99
11	1000; 10	8,88	2,4	2,041	6,5	550	99

^ո Որոշվել է $\frac{d_v(20\text{ }^{\circ}\text{C}) - d_v(t\text{ }^{\circ}\text{C})}{d_v(20\text{ }^{\circ}\text{C})} \times 100$:

Գրական տվյալների [2-4] համաձայն, որոշակի հավելանյութերի, օրինակ Na_2SiF_6 , Na_3AlF_6 և այլն, առկայության դեպքում զգալիորեն բարձրանում են հեղուկ ապակի պարունակող բաղադրանյութերի ջրակայունությունն ու ամրությունը, նվազում է կապակցման ժամանակամիջոցը: Այդ հարցերի ուսումնասիրման,

ինչպես նաև հավելանյութերի օգտագործման նպատակահարմարության որոշման համար նախօրոք ընտրված օպտիմալ բաղադրության բազալտ - հեղուկ ապակի խառնուրդների վրա (88:12) ավելացվել է 2...8 % կրիոլիտ կամ նույնքան սիլիցիումֆտորային նատրիում, օպտիմալ ճնշման (750 կգ/սմ²) տակ կիսաչոր մամլման եղանակով ձևավորումից ու տարբեր ջերմաստիճանների տակ 30 րոպե չորացնելուց հետո ստացվել են 20 մմ տրամագիծ և 7...8 մմ հաստություն ունեցող նմուշներ, որոշվել են դրանց կապակցման ժամանակամիջոցը, սեղմման նկատմամբ ամրության սահմանն ու ջրակայունությունը: Ստացված արդյունքները ամփոփված են աղյուսակ 4 -ում:

Աղյուսակ 4

Հավելանյութեր պարունակող բազալտ - հեղուկ ապակի
բաղադրանյութերի հիմնական հատկությունները

Հավելանյութ		Ամրացման (չորացման) տևողությո- ւոնը, ժամ	σ_u , կգ/սմ ² , տարբեր ջերմաստիճանների տակ չորացումից հետո, °C				ՋԿ, % տարբեր ջերմաստիճանների տակ չորացումից հետո, °C			
տեսակը	պարունա- կությունը, զանգ. %		120	180	250	300	120	180	250	300
Na ₃ AlF ₆	2,0	6,0	740	750	720	680	0,0	0,0	60	80
	8,0	2,0	810	780	760	720	0,0	40	68	85
Na ₂ SiF ₆	2,0	3,5	750	730	730	710	0,0	45	60	60
	4,0	2,5	820	810	800	800	50	58	80	78
	6,0	2,0	870	850	840	830	90	96	97	98
	80	2,0	900	870	870	860	96	96	96	98

Ստացված արդյունքները ցույց են տալիս, որ հավելանյութերը, հատկապես, սիլիցիումֆտորային նատրիումը, իրոք, զգալիորեն նվազեցնում են կապակցման ժամանակամիջոցը, որոշակիորեն (~ 20 %) բարձրացնում են նմուշների ամրությունը և, նույնիսկ 120 °C -ի տակ չորացնելիս թույլ են տալիս ստանալ ջրակայուն իրեր: Այս ամենով հանդերձ, մեր կարծիքով, հավելանյութերի կիրառումը նպատակահարմար չէ նախ նրանց բարձր գնային արժեքի և ապա՝ կապակցման ժամանակահատվածի կրճատման պատճառով: Իրոք, չորացման ճանապարհով ստացվող իրերի համար կարևոր չէ կապակցման ժամանակը, ավելին, որքան այն կարճ է, այնքան ավելի անհարմար է նրանց հետ աշխատելը՝ խառնման և ձևավորման պրոցեսների ընթացքում շաղախների հնարավոր կապակցման պատճառով: Բացի դրանից, աղյուսակ 3-ի համաձայն, բարձր ջրակայունությամբ օժտված իրեր կարելի է ստանալ նաև առանց հավելանյութի՝ 350 °C -ից բարձր ջերմաստիճանների տակ դրանց չորացումից հետո:

Այսպիսով, բազալտ - ապակի բաղադրանյութերի հիման վրա խեցեղենի բարձրորակ փոխարինիչներ ստանալու նպատակով ընտրված են հետևյալ օպտիմալ պայմանները.

- լցանյութերի մասնիկների առավելագույն չափը՝ 0,1 մմ,

- կապակցանյութի տեսակը՝ 1,4...1,5 g/cm^3 խտություն և 2,8...3,1 սիլիկատային մոդուլ ունեցող նատրիումական հեղուկ ապակու ջրային լուծույթ,
- կապակցանյութի պարունակությունը՝ 10...12 $kg\%$,
- իրերի ձևավորման եղանակը՝ կիսաչոր մամլում,
- մամլման ճնշումը՝ 600...800 kg/cm^2 ,
- ոչ ջրակայուն կամ ջնարակման ենթակա իրերի ամրացման (չորացման) ջերմաստիճանը՝ 120 $^{\circ}C$,
- ջրակայուն իրերի ամրացման (չորացման) ջերմաստիճանը՝ 350...450 $^{\circ}C$,
- ջնարակման առավելագույն ջերմաստիճանը՝ 1000 $^{\circ}C$:

ԳՐԱԿԱՆՈՒԹՅԱՆ ՑԱՆԿ

1. **Գեոդակյան Ջ.Ա.** Խեցեղենային իրերի բարձրորակ և էժանագին փոխարինիչների ստացման հնարավորությունը // Տեղեկագիր Հայաստանի Շինարարների. – 2009. – N1 2 (148). – էջ. 12-18:
2. **Кузубаев К.К., Пуганов Г.Т.** Строительные материалы на жидком стекле. – Алма-Ата, 1968.
3. **Тотурбиев Б.Т.** Строительные материалы на основе силикат-натриевых композиций. – М., 1988.
4. **Корнеев В.И.** и др. Производство и применение растворов стекла. – Л., 1991.

ՀՀ Նյութագիտության ԳԱԶ. Նյութը ներկայացվել է խմբագրություն 12.02.2009.

Д.А. ГЕОДАКЯН, Б.В. ПЕТРОСЯН, Р.В. ИСРАЕЛЯН, К.Д. ГЕОДАКЯН

СОСТАВ И УСЛОВИЯ СИНТЕЗА ДЕШЕВЫХ ЗАМЕНТЕЛЕЙ КЕРАМИКИ

Осуществлен выбор стекол и их концентраций, применяемых в качестве вяжущих материалов в составах дешевых заменителей строительной керамики на основе базальта. Определены оптимальные условия приготовления соответствующих растворов, формования и упрочнения изделий из них, а также основные свойства полученных образцов.

Ключевые слова: легкоплавкое стекло, жидкое стекло, компонент, базальт, формирование, сушка.

J.A. GEODAKYAN, B.V. PETROSYAN, R.V. ISRAELYAN, K.J. GEODAKYAN

COMPOSITION AND SYNTHESIS CONDITIONS OF CHEAP SUBSTITUTES OF CERAMICS

The choice of glasses and their concentration which are used as binders in compositions of cheap alternates for construction ceramics on the basis of basalt is carried out. The optimal conditions for preparing of corresponding solutions, forms and strengthening of products, as well as main properties of received samples are determined.

Keywords: easy-melting glass, liquid glass, component, basalt, formation, drying.

ԲՈՎԱՆԴԱԿՈՒԹՅՈՒՆ

ՊՈՂՈՍՅԱՆ Ա.Կ. , ՍԱՐՈՅԱՆ Վ.Վ., ԲՈՆԻԱԹՅԱՆ Բ.Ռ.

ՍԱՀՄԱՆԱՅԻՆ ՅՈՒՂՄԱՄԲ ՇՓՄԱՆ ՕՐԻՆԱԶՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՈՒ ԱՌԱՆՁՆԱՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՎԵՐԱԲԵՐՅԱԼ

3

ՍՏԱԿՅԱՆ Մ.Գ., ՄԻՐԱՔՅԱՆ Գ.Գ., ՄԱՐԳԱՐՅԱՆ Է.Ա.

ԼԻՍԵՆՆԵՐԻ ԿՈՌՈՋԻՈՆ ՀՈԳՆԱԾԱՅԻՆ ԿՈՐԵՐԻ ՀԱՎԱՍԱՐՈՒՄՆԵՐԸ ՑԻԿԼԱՅԻՆ ԵՐԿԱՐԱԿԵՑՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՑՐՎԱԾՔԱՅԻՆ ՎԵՐԼՈՒԾՈՒԹՅԱՆ ՀԱՇՎԱՌՄԱՄԲ

12

ԲԵԼՈՒԲԵԿՅԱՆ Մ.Վ., ՍԱՆՈՅԱՆ ՅՈՒ.Գ., ՄԱՐԳՍՅԱՆ Մ.Գ.,

ՊԻԵՁՈԱՌԱԶԳԱԿԱՆ ՍԱԼԻ ԼԱՐՎԱԾԱԴԵՖՈՐՄԱՅՎԱԾ ՎԻՃԱԿԸ ԼԱՅՆԱԿԱՆ ԷԼԵԿՏՐԱԿԱՆ ԴԱՇՏՈՒՄ

19

ԱՂԲԱԼՅԱՆ Մ.Գ., ԿԱՐԱՊԵՏՅԱՆ Գ.Խ., ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Ա.Ա.,

ԱՂԲԱԼՅԱՆ Ա.Ս., ԶԱՔԱՐՅԱՆ Ա.Հ.

ՄԱՇԱԿԱՅՈՒՆ ՀԱԿԱՇՓԱԿԱՆ ՓՈՇԵՆՅՈՒԹԵՐԻ ՏԱՐԱԾԱԳՐԱԿԱՆ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԸ

25

ԱՐՈՅԱՆ Ա.Հ.

ՄԻԼԻՑԻՈՒՄԻ ՄԻԱԲՅՈՒՐԵՂՆԵՐՈՒՄ ՌԱԴԻԱՅԻՈՆ ԱՐԱՏՆԵՐԻ ԽՏՈՒԹՅԱՆ ՈՐՈՇՄԱՆ ՌԵՆԳԵՆԱԽՆՏԵՐՖԵՐԱԶՈՒԹՅԱՆ ՄԵԹՈԴ

35

ՍԱՀՐԱԴՅԱՆ Ա.Ի., ՄԱՍՅԱՆ Մ.Գ.

ՄԻՋՄԵՏԱՂԱԿԱՆ ԱՄՐԱՅՄԱՄԲ ԱՐԱԳԱՀԱՏ ՀԱՄԱՁՈՒԼՎԱԾՔՆԵՐԻ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԱՅԻՆ ՓՈՓՈԽՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ԵՎ ՖԻԶԻԿԱՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՀԵՏԱԶՈՏՈՒՄԸ՝ ԿԱԽՎԱԾ ՋԵՐՄԱՄԵԽԱՆԻԿԱԿԱՆ ՄՇԱԿՄԱՆ ԵՂԱՆԱԿՆԵՐԻՑ

42

ՂԱԶԱՐՅԱՆ Ա.Հ., ՄԱՍՅԱՆ Մ.Պ., ԽԱԶԱՏՐՅԱՆ Է. Ա.

ՋԵՐՄԱՌԵԱԿՏԻՎ ԽԵԺԵՐԻ ԵՎ ԲԻՍ ԵՂԱՆԱԿՈՎ ՄԻՆԹԵԶՎԱԾ ՄԵՏԱՂԱՆՄԱՆ ՄԻԼԻՑԻԴՆԵՐԻ ՀԻՄԱՆ ՎՐԱ ԿՈՌՈՋԻԱԿԱՅՈՒՆ ԲԱՂԱԴՐԱՆՅՈՒԹԵՐ

49

ԱՎԱԳՅԱՆ Վ.Շ., ԲԱԲԱՅԱՆ Ա.Զ., ԹՈՒՆՅԱՆ Ի.Վ.

ԱՐԱԳԱՅՆՈՂ ԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔՆԵՐԻ ԶՈՂՄԱՆ ՎԱԿՈՒՈՒՄԱՅԻՆ ԻՆԴՈՒԿՑԻՈՆ ԿԱՅԱՆՔ

55

ԵՂԻԱԶԱՐՅԱՆ Լ.Վ., ՍԱՖԱՐՅԱՆ Վ.Ս., ԿԱՐԱԽԱՆՅԱՆ Լ.Օ.,

ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ Ա.Ս.

ԲԱՐՁՐԼԵՌՆԱՅԻՆ ՕՂԱՅԻՆ ԷԼԵԿՏՐԱԶԱՂՈՐԴՄԱՆ ԳԾԵՐՈՒՄ ՊՍԱԿԻ ՎՐԱ ՀԶՈՐՈՒԹՅԱՆ ԿՈՐՈՒՍՏՆԵՐԻ ՀԱՇՎԱՐԿԻ ՀԱՐՑԻ ՄԱՍԻՆ	63
.....	
ԱՌԱՔԵԼՅԱՆ Վ. Պ.	
ԷԼԵԿՏՐԱԶԱՂՈՐԴՄԱՆ ԳԾԵՐԻ ԴԱՍԱԿԱՐԳՈՒՄ ԸՍՏ ՃՇՏՄԱՆ ԳՈՐԾԱԿԻՑՆԵՐԻ	70
ԽԱՉԱՏՐՅԱՆ Ռ. Հ.	
ՄԱԿԵՐԵՎՈՒՅԹԻ ՎԻՃԱԿԻ ԱԶԴԵՑՈՒԹՅՈՒՆԸ ԷՄԱԼԱՊԱՏ ՀԱՂՈՐԴԻՉՆԵՐԻ ԱԴՀԵԶԻՈՆ ՀԱՏԿՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐԻ ՎՐԱ	74
.....	
ՀԱՐՈՒԹՅՈՒՆՅԱՆ Ա. Տ.	
ALIEN ԳՐԻԴ ԻՆՖՐԱԿԱՌՈՒՑՎԱԾՔԻՆ ԱՄՊԱՅԻՆ ՔՈՄՓՅՈՒԹԵՐԱՅԻՆ ՌԵՍՈՒՐՍՆԵՐԻ ԻՆՏԵԳՐՄԱՆ ԵՐԿՈՒ ՄՈԴԵԼԻ ՄՇԱԿՈՒՄ	80
.....	
ԵՄԱՅԱՆ Ս. Գ., ՄԱՀԱԿՅԱՆ Հ. Գ.	
ՈՒՂԱՆԿՅՈՒՆ ԿՏՐՎԱԾՔՈՎ ԽՈՂՈՎԱԿԱԲԵՏՈՆԻ ԿՐՈՂՈՒՆԱԿՈՒԹՅՈՒՆԸ ԱՌԱՆՅՔԱՅԻՆ ՍԵՂՄՄԱՆ ԴԵՊՔՈՒՄ	88
.....	
ԳԵՈՂԱԿՅԱՆ Զ. Ա., ՊԵՏՐՈՍՅԱՆ Բ. Վ., ԻՄՐԱՅԵԼՅԱՆ Ռ. Վ., ԳԵՈՂԱԿՅԱՆ Կ. Զ.	
ԽԵՑԵՂԵՆԻ ԷԺԱՆԱԳԻՆ ՓՈԽԱՐԻՆԻՉՆԵՐԻ ԲԱՂԱԴՐՈՒԹՅՈՒՆՆԵՐՆ Ու ՍՏԱՅՄԱՆ ՊԱՅՄԱՆՆԵՐԸ	95

СОДЕРЖАНИЕ

ПОГОСЯН А.К., САРОЯН В.В., БОНИАТЯН К.Р. О ЗАКОНОМЕРНОСТЯХ И ОСОБЕННОСТЯХ ТРЕНИЯ ПРИ ГРАНИЧНОЙ СМАЗКЕ	3
СТАКЯН М.Г., МИРАКЯН Г.Г., МАРГАРЯН Э.А. УРАВНЕНИЯ КРИВЫХ КОРРОЗИОННОЙ УСТАЛОСТИ ВАЛОВ С УЧЕТОМ ДИСПЕРСИОННОГО АНАЛИЗА ЦИКЛИЧЕСКИХ ДОЛГОВЕЧНОСТЕЙ	12
БЕЛУБЕКЯН М.В., САНОЯН Ю. Г., САРГСЯН М. Г. НАПРЯЖЕННО-ДЕФОРМИРОВАННОЕ СОСТОЯНИЕ ПЬЕЗОУПРУГОЙ ПЛАСТИНЫ В ПОПЕРЕЧНОМ ЭЛЕКТРИЧЕСКОМ ПОЛЕ	19
АГБАЛЯН С.Г., КАРАПЕТЯН Г.Х., ПЕТРОСЯН А.А., АГБАЛЯН А.С., ЗАКАРЯН А.А. СТЕРЕОМЕТРИЧЕСКОЕ СТРОЕНИЕ ИЗНОСОСТОЙКИХ АНТИФРИКЦИОН- НЫХ ПОРОШКОВЫХ МАТЕРИАЛОВ	25
АБОЯН А.О. РЕНТГЕНОИНТЕРФЕРОМЕТРИЧЕСКИЙ МЕТОД ОПРЕДЕЛЕНИЯ ПЛОТНОСТИ РАДИАЦИОННЫХ ДЕФЕКТОВ В МОНОКРИСТАЛЛАХ КРЕМНИЯ	35
САГРАДЯН А.И., МАМЯН С.Г. ИССЛЕДОВАНИЕ СТРУКТУРНЫХ ИЗМЕНЕНИЙ И ФИЗИКО-МЕХА- НИЧЕСКИХ СВОЙСТВ БЫСТРОРЕЖУЩИХ СПЛАВОВ С ИНТЕРМЕТАЛ- ЛИДНЫМ УПРОЧНЕНИЕМ В ЗАВИСИМОСТИ ОТ МЕТОДА ТЕРМОМЕХАНИЧЕСКОЙ ОБРАБОТКИ	42
КАЗАРЯН А.Г., МАМЯН М.П., ХАЧАТРЯН Э.А. КОРРОЗИОННОСТОЙКИЕ КОМПОЗИЦИОННЫЕ МАТЕРИАЛЫ НА ОСНОВЕ ТЕРМОРЕАКТИВНЫХ СМОЛ И МЕТАЛЛОПОДОБНЫХ СИЛИЦИДОВ, СИНТЕЗИРОВАННЫХ МЕТОДОМ САМОРАСПРОСТРАНЯЮЩЕГОСЯ ВЫСОКОТЕМПЕРАТУРНОГО СИНТЕЗА	49
АВАГЯН В.Ш., БАБАЯН А.З., ТУНЯН И.В. ВАКУУМНАЯ ИНДУКЦИОННАЯ УСТАНОВКА ДЛЯ ПАЙКИ УСКОРЯЮЩИХ СТРУКТУР	55
ЕГИАЗАРЯН Л.В., САФАРЯН В.С., КАРАХАНИЯН Л.О., АРУТЮНЯН А.С. К ВОПРОСУ УТОЧНЕНИЯ РАСЧЕТА ПОТЕРЬ МОЩНОСТИ НА КОРОНУ В	63

ВЫСОКОГОРНЫХ ВОЗДУШНЫХ ЛИНИЯХ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧИ

.....

АРАКЕЛЯН В.П.

КЛАССИФИКАЦИЯ ЛИНИЙ ЭЛЕКТРОПЕРЕДАЧ ПО ПОПРАВОЧНЫМ
КОЭФФИЦИЕНТАМ 70

ХАЧАТРЯН Р.А.

ВЛИЯНИЕ СОСТОЯНИЯ ПОВЕРХНОСТИ НА АДГЕЗИОННЫЕ СВОЙСТВА
ЭМАЛИРОВАННЫХ ПРОВОДОВ 74

АРУТЮНЯН А.Т.

РАЗРАБОТКА ДВУХ МОДЕЛЕЙ ДИНАМИЧЕСКОЙ ИНТЕГРАЦИИ РЕСУР-
СОВ КОМПЬЮТЕРНЫХ ОБЛАК В ГРИД ИНФРАСТРУКТУРУ ALIEN 80

ЕСАЯН С.Г., СААКЯН О.Г.

НЕСУЩАЯ СПОСОБНОСТЬ ТРУБОБЕТОНА С ПРЯМОУГОЛЬНЫМ
ПОПЕРЕЧНЫМ СЕЧЕНИЕМ ПРИ ОСЕВОМ СЖАТИИ
..... 88

ГЕОДАКЯН Д.А., ПЕТРОСЯН Б.В., ИСРАЕЛЯН Р.В., ГЕОДАКЯН К.Д.

СОСТАВ И УСЛОВИЯ СИНТЕЗА ДЕШЕВЫХ ЗАМЕНИТЕЛЕЙ КЕРАМИКИ 95

CONTENTS

POGOSIAN A.K., SAROYAN W.V., BONIATIAN C.R.	
ABOUT RELATIONSHIPS AND PECULIARITIES OF BOUNDARY LUBRICATION FRICTION	3
STAKYAN M.G., MIRAKYAN G.G., MARGARYAN E.A.	
EQUATIONS OF CORROSION SHAFT FATIGUE CURVES SUBJECT TO DISPERSION ANALYSIS OF FATIGUE CRACK LIFE	12
BELUBEKYAN M.V., SANOYAN Ju.G., SARGSYAN M.G.	
STRESS DEFORMED STATE OF PIEZOELASTIC PLATE UNDER CROSSCUT ELECTRIC FIELD	19
AGHBALYAN S.G., KARAPETYAN G.X., PETROSYAN A.A.,	
AGHBALYAN A.S., ZAKARYAN A.H.	
STEREOMETRIC STRUCTURE OF THE WEARPROOF ANTIFRICTIONAL POWDER MATERIALS	25
ABOYAN A.H.	
X-RAY INTERFEROMETRIC METHOD OF DEFINING RADIATION DEFECT DENSITY IN SILICON MONOCRYSTALS	35
SAHRADYAN A.I., MAMYAN S.G.	
RESEARCH OF STRUCTURAL CHANGES AND PHYSICOMECHANICAL PROPERTIES OF FAST-CUTTING ALLOYS WITH INTERMETALLIC HARDENING DEPENDING ON THE METHOD OF THERMOMECHANICAL PROCESSING	42
KHAZARYAN A. G., MAMYAN M. P., KHACHATRYAN E. A.	
CORROSION-RESISTANT COMPONENTS ON THE BASIS OF THERMAL- REACTIVE AND METALLIKE SILICIDES SYNTHESIZED BY THE SHS METHOD	49
AVAGYAN V.Sh., BABAYAN A.Z., TUNYAN I.V.	
INDUCTIVE VACUUM MACHINE FOR THE BRAZING OF THE ACCELERATING STRUCTURES	55
YEGHIAZARYAN L.V., SAFARYAN V.S., KARAKHANYAN L.O., HARUTYUNYAN A.S.	
REFERRING TO THE PROBLEM OF CALCULATION REFINEMENT OF POWER LOSSES ON THE CORONA ON THE HIGHLAND OVERHEAD POWER TRANSMISSION LINES	63
ARAKELYAN V.P.	
TRANSMISSION LINE CLASSIFICATION ON CORRECTION COEFFICIENTS	70
KHACHATRYAN R.H.	
SURFACE STATE INFLUENCE ON ADHESIVE PROPERTIES OF ENAMEL WIRES	74
HARUTYUNYAN A.T.	
DEVELOPMENT OF TWO MODELS OF DYNAMIC INTEGRATION OF CLOUD COMPUTING RESOURCES WITH ALIEN GRID	80