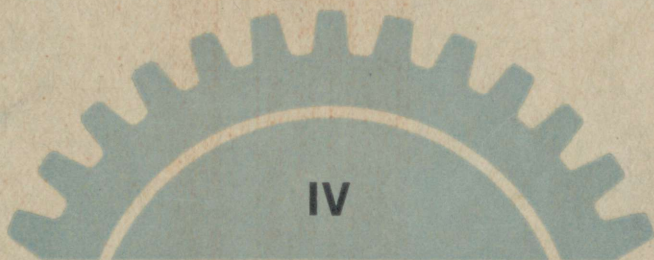


MASINA-ELEMENDID

E. SOONVALDI
TOIMETUSEL



R. KRIIS ja E. SOONVALD

KEEVISLIITE



EESTI RIIKLIK KIRJASTUS

ÜLDTOIMETAJA
E. SOONVALD
STALINI PREEMIA LAUREAAT

E. Soonvald

MASINA-ELEMENDID

IV

R. KRIIS ja E. SOONVALD

KEEVISLIITED



EESTI RIIKLIK KIRJASTUS
TALLINN 1953

SISUKORD.

	Lk.
Sissejuhatus	7
I. Üldosa	9
1. Keevitamise areng Nõukogude Liidus	9
2. Keeviskonstruktsioonide iseloomustus	11
II. Keeviskonstruktsioonides kasutatavad materjalid ja nende keevitatavus	15
1. Keeviskonstruktsioonides kasutatavad materjalid	15
2. Materjalide keevitatavus	15
a. Süsinikterased	15
b. Vähelegeeritud terased	16
c. Legeeritud terased	16
1) Mangaanterased	16
2) Kroomterased	17
3) Kroomnikkelterased	17
4) Kroommolübdeenterased	18
5) Kroommangaan-siliitsiumterased	18
d. Malm	18
1) Halli malmi külmalt keevitamine	19
2) Halli malmi kuumalt keevitamine	21
III. Elektroodid	21
IV. Lubatavad pinged keevisliiteis	27
V. Keevisõmbluste ja -liidete tüübid ja dimensioneerimise alused	32
1. Põkkõmblus ja selle abil teostatavad liited	32
2. Nurkõmblus ja selle abil teostatavad liited	40
3. Abiõmblused ja nende abil teostatavad liited	53
a. Sisselõikeõmblus	53
b. Korkõmblus	55
4. Põkk-kontaktkeevitamise abil teostatavad liited	56
5. Punkt-kontaktkeevitamise abil teostatavad liited	58
6. Neet-keevisliited	62
VI. Paindele töötava keevisliite dimensioneerimise alused	64
VII. Sise- ehk omapinged keevisliiteis	80
VIII. Keevisliite vastupidavusest löökkkoormusele	92

IX. Temperatuuri mõju keevisliite mehaanilistele omadustele	93
1. Madalate temperatuuride mõju keevisliitele nende keevitamisel	93
2. Madalate temperatuuride mõju keevisliitele eksploatatsiooni tingimuis	94
3. Kõrgete temperatuuride mõju keevisliitele eksploatatsiooni tingimuis	96
X. Keevisliidete vastupidavusest vahelduvale koormusele	96
XI. Keeviskonstruktsioone üldises masinaehituses	110
1. Masinaelementide keeviskonstruktsioonidena kujundamise moodused ja põhiprintsiip	110
2. Raamid ja alused	130
3. Reduktorite kered	140
4. Laagrikered	147
5. Keevitatud rattad	152
6. Keevitatud trumlid ja rullid	156

KASUTATUD TÄHISED.

σ_b	alusmetalli tõmbetugevus.
σ'_b	keevisliite tõmbetugevus.
σ''_b	õmbluse metallist katsukeha tõmbetugevus.
σ_T	alusmetalli voolavuspiir tõmbekoormusel.
σ_{-1}	alusmetalli kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval koormusel (üldjuhul).
σ_{-1t}	alusmetalli kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval tõmbekoormusel.
σ_{-1p}	alusmetalli kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval paindekoormusel.
τ_{-1}	alusmetalli kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval väändekoormusel.
σ'_{-1t}	keevisliite kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval tõmbekoormusel.
σ'_{-1p}	keevisliite kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval paindekoormusel.
τ_{-1}	keevisliite kestvustugevus sümmeetriliselt vahelduval väändekoormusel.
σ_o	alusmetalli kestvustugevus pulseerival koormusel (üldjuhul).
σ_{ot}	alusmetalli kestvustugevus pulseerival tõmbekoormusel.
σ_{op}	alusmetalli kestvustugevus pulseerival paindekoormusel.
τ_o	alusmetalli kestvustugevus pulseerival väändekoormusel.
σ'_{ot}	keevisliite kestvustugevus pulseerival tõmbekoormusel.
σ'_{op}	keevisliite kestvustugevus pulseerival paindekoormusel.
τ_o	keevisliite kestvustugevus pulseerival väändekoormusel.
R_t	lubatav tõmbepinge alusmetallis.
R_p	lubatav paindepinge alusmetallis.
R_t	lubatav nihkepinge alusmetallis.
R'_t	lubatav tõmbepinge keevisliites.
R'_p	lubatav paindepinge keevisliites.
R_t	lubatav nihkepinge keevisliites.
α_k	alusmetalli löögitugevus.
α'_k	keevisliite löögitugevus.
α''_k	õmbluse metallist katsukeha löögitugevus.
δ	alusmetalli suhteline pikenemine katkemisel.
δ''	õmbluse metallist katsukeha suhteline pikenemine katkemisel.
ψ''	õmbluse metallist katsukeha põikkahanemine katkemisel.
F	ristlõige.
W	vastupidavusmoment.

p rōhk.
 I inertsmoment.
 i inertsraadius.
 S staatiline moment.
 M moment.
 Q pōikjōud.
 δ paksus.
 d läbimōõt.
 n varutegur.
 l pikkus.
 φ õmbluse tugevustegur.

SISSEJUHATUS.

Keevitamisel saadud ühendus, keevisliide, kuulub nagu neetliidegi mitte-lahutatavate liidete hulka.

Keevisliite valmistamine võib toimuda kahel printsiibil.

Esimese, inimesele juba kauges minevikus tuntud printsiibi järgi viiakse metall kuumutamise abil plastilise olekuni ja detailide liitmine teostatakse sellele järgneva survejõu rakendamisega.

Teise, inimesele alles 19. sajandi algusest tuntud printsiibi järgi viiakse metall sula olekuni ja detailide liitmine teostub ilma survejõudu rakendamata.

Esimesele printsiibile rajanevaist keevitamisviisidest on vanimaks nn. sepsikeevitamine. Siin kuumutatakse liidetavad detailid ahjus või ääsil plastilise olekuni ja liidetakse sellele järgneva survejõu (tagumise teel) rakendamiseks.

Tehnika arenedes kasvas sellest primitiivsest keevitamisviisist välja nn. elektriga kontaktkeevitamine, milline moodus — olenevalt õmbluse kujundamise tehnikast — jaguneb tänapäeval põkk-, punkt- ja joon- (rull-) keevitamiseks. Elektriga kontaktkeevitamisel viiakse liitekohale metall kontakt-pindadevahelise elektrilise takistuse tõttu plastilise olekuni ja liidetakse siis surve abil.

1945. aastal töötati Nõukogude Liidus välja veel uudse keevitamismoodusena nn. gaas-presskeevitamine, milline oma olemuselt sarnaneb sepsikeevitamisega. Selle mooduse juures detailide liitepinnad viiakse plastilise olekuni gaasileegi abil ja ühendatakse siis surve rakendamisega spetsiaalse hüdrautilise surveeadme abil. Kirjeldatud moodus on osutunud väga praktiliseks ja ratsionaalseks suurte magistraalitorustike ehitamisel. Seda moodust rakendati näiteks Saraatov—Moskva gaasimagistraali (torustiku läbimõõt 12") ja Eesti—Leningradi vahelise gaasimagistraali (torustiku läbimõõt 20") ehitamisel.

Teisest keevitamisprintsiibist, mis seisneb metalli kuumutamises kuni sula olekuni, on võrsunud kaks põhimist keevitamismoodust, nimelt — gaas- ehk autogeenkeevitamine ja elektriga kaarkeevitamine.

Gaaskeevitamisel tekib keevitusprotsessiks vajalik soojus gaasipõletist väljuva põlevgaasi või pihustatud vedelkütuse (atsetüleen, bensool, butaan, vesinik, propaan, valgustusgaas jne.) põlemisel hapniku joas. Tekkiva kõrge põlemistemperatuuri käes sulavad nii metallist täitevarb kui ka liidetavad detailid liitekohal. Sula metall täidab liitekohale kujundatud keeviskraavi ja hangununa moodustabki keevisõmbluse.

Elektriga kaarkeevitamise puhul vajaliku soojuse eraldab elektroodi ja alusmetalli vahel tekkiv kaarleek.

Elektriga kaarkeevitamise alal on kaasajal kasutusel järgmised põhilisemad keevitamismoodused: metallektroodiga keevitamine Slavjanovi meetodil ja süsielektroodiga keevitamine Benardose meetodil. Nende kahe põhilise keevitamismooduse baasil on kaasajal tarvitusele võetud rida kvaliteetsemaid keevitamisviise, nagu näiteks keevitamine mittesulavate elektrootodide ja kaarleeki juhitava neutraalse gaasiga (näiteks vesinikuga), mille variant on tuntud nn. aatom-vesinikkeevitamise nime all (kasutatakse Nõukogude Liidus peamiselt lennukitööstuses) ning automaatkeevitamine Slavjanovi meetodil räbukihi kaitsel. Viimane keevitamismoodus omab juba praegu laialdase levikuala. Nende erimenetluste peamine eelis tavaliste keevitamismooduste ees seisneb sula metallile õhus esineva hapniku ja lämmastiku mõju eest kaitsva gaaskatte (näiteks aatom-vesinikkeevitamine) või kaitsva sula räbukihi (automaatkeevitamine räbukihi kaitsel) tekitamises.

Teraskonstruksioonide juures gaaskeevitamine ei suuda võistelda elektriga kaarkeevitamisega. Põhjusti selleks on mitu: keevitamisel kasutatavate gaaside defitsiitsus (hapnik, atsetüleen), väiksem tootlikkus võrreldes eesrindlike elekterkeevitusmoodustega, tehnoloogilised raskused keskmise ja suure paksusega ($\delta > 10$ mm) detailide keevitamisel, keevistsooni ülekuumenemise tagajärjel tekkiv suur konstruksiooni tõmbumine (kaardumine) jne.

Paljudel juhtudel aga osutub gaaskeevitamine asendamatuks, nagu näiteks remontkeevituse teostamisel, valatud malm-, pronks- ja alumiiniumdetailide ning õhukeste lehtteraste keevitamisel, värviliste metallide keevitamisel, jootmisel jne.

Väga suurt osatähtsust omab keeviskonstruksioonide kujundamisel ja valmistamisel veel metallide lõikamine hapnikuga ja elektriga.

Metallide lõikamine hapnikuga põhineb metalli põlemisel puhta hapniku joas, metallide lõikamine elektriga aga kaarleegi abil metalli väljasulata-mises lõikekohalt. Hapnikuga on lõigatavad ainult vähese ja keskmise süsinikusisaldusega terased. Muud metallid on hapnikuga halvasti või hoopis mittelõigatavad. Kaarleegi abil lõikamine vajab tugevat voolu ja on väikese tootlikkusega, mistõttu seda lõikamismoodust kasutatakse vaid hapniku puudumisel ja peamiselt malmi lõikamiseks.

Kaarleegi abil on võimalik keevitada ja lõigata ka vee all (akadeemik K. Hrenovi poolt väljatöötatud meetoditega).

Keevitamise rakendusala avarduvad järjekindlalt ja keevisliidete kujundamise ning dimensioneerimise alused on kujunenud juba täiesti iseseisvaks distsipliiniks.

I. ULDOSA.

1. Keevitamise areng Nõukogude Liidus.

Elektriga kaarkeevitamise arengu ajaloo hiilgavamad leheküljed on kirjutatud vene teadlaste poolt. Nii näiteks avastas kuulus vene teadlane — füüsik V. Petrov esimesena juba 1802. a. elektri leeklahenduse nähtuse, tõestades peatselt täiendavate katsetega, et avastatud võib edukalt kasutada metallide sulatamiseks.

Esimesed põhilised avastused elektri leeklahenduse ehk nn. kaarleegi kasutatavusest metallide kokkukeevitamisel kuuluvad samuti vene inseneride-leiduritele N. Benardosele ja N. Slavjanovile.

Insener Benardose poolt töötati 1882. a. välja alalisvooluga kaarkeevitamismoodus süsielektroodi kasutamiseks. Peatselt levis N. Benardose keevitamismoodus ka välismaale. 1886. aastaks oli peaaegu kõigi riikide poolt tema moodusele välja antud patendid.

Kaarkeevitamist viis mõni aasta hiljem suure sammu võrra edasi insener N. Slavjanov, kes aastal 1888 töötas välja kaarkeevitamismooduse metallelektroodi kasutamiseks. See ülimalt otstarbekohane keevitamismoodus levis kiirelt üle kogu maailma ja juba 1891. aastaks oli ka sellele enamine riikide poolt välja antud patendid. Tänapäeval on Slavjanovi moodus peaaegu ainuvalitsev kõigi kasutatavate elektriga kaarkeevitamismooduste seas (ligikaudu 99% kaarkeevitamise abil teostatavaist töödest viiakse läbi Slavjanovi meetodil).

Andekate vene inseneride-leidurite N. Benardose ja N. Slavjanovi ning akadeemik V. Petrovi tööd moodustavad selle alusmüüri, millele rajaneb kõik kaarkeevitamise alal saavutatud.

Laialdasemat kaarkeevitamise praktilist kasutamist takistas algul keevitustööde teostamiseks vajalike sisseadete puudumine. Seepärast kujuneski esimeseks peasuunaks teadlaste töös keevitusmasinate konstruktiivsete aluste ja teoreetiliste küsimuste läbitöötamine sellele eelnenud kaarleegi mitmekülgse uurimise baasil.

Pingsa teadusliku ja eksperimentaalse töö tulemusena (B. Nikitini, K. Hrenovi, A. Alovi jt. tööd) võidi 1924. a. sügisel raporteerida esimeste kodumaisete alalisvoolukeevitusmasinate väljalaskmisest tehase „Elektrik” poolt. Edasisest elekterkeevitusalasest masina- ja aparaadiehitude arengust Nõukogude Liidus annab ülevaate tabel 1.

Nagu tabelist nähtub, langeb murranguline pöördepunkt keevitamise leviku alal esimese viisaastaku esimestele aastatele, ajale peale partei XVI

konverentsi, mil fikseeriti viiisaastaku põhiliseks ülesandeks meie maal niisuguse tööstuse loomise vajadus, mis oleks suuteline varustama uue tehnikaga ja reorganiseerima kõike kolme rahvamajanduse põhiharu — tööstust, transporti ja põllumajandust.

Tabel 1.

Väljalaske aasta	Alalisvoolu- agregaat	Vahelduvvoolu- aparaat	Kokku
1924—1926	17	2	19
1927	27	3	40
1928	75	69	144
1929	210	287	497
1930	626	1377	2003
1931	1200	4953	6153
1932	1800	4643	6443
1933	2456	4102	6558
1934	2147	3500	5647
1935	2124	5152	7276
1936	2150	5000	7150
1937—1939	7367	15436	22803
Kokku	20209	44524	64733

Nende hiiglaslike ülesannete lahendamise eel mõistis partei täie selgusega keevitamise kui eesrindliku ja universaalse tehnoloogilise protsessi tähtsust, omistades sellele vastavat tähelepanu. Aastast 1930 alates võttis elekterkeevituse levik meie maal suurema hoo kui ühelgi teisel maal maailmas.

Keevitamise kui tehnoloogilise protsessi arengus Nõukogude Liidus võib eritleda kolme etappi.

Esimene etapp — kuni 1935. aastani, millise ajani keevitamisel kasutati peamiselt õhukesekattelisi elektroode. Keevisõmblused ei omanud tol ajal vajalikku kvaliteeti, mistõttu keevitamisesse suhtuti ettevaatusega ega kasutatud seda vastutusrikkastes konstruktsioonides.

Teine etapp — 1935—1940. a. Sel perioodil süvenes novaatorlik liikumine keeviskonstruktsioonide tootmisel, hakati kasutama suurema läbimõõduga elektroode ja suuremaid keevitusvoolusid, mis tunduvalt võimaldas tõsta tööjõudlust ja avardas keevitamise rakendusvõimalusi.

Juba 1936. a. hakati kasvavas tempos kasutama ka paksukattelisi ehk kvaliteetelektroode, mis omakorda võimaldas keevitamise kasutamist ka kõige vastutusrikkamate konstruktsioonide (nagu vagunite, vedurite, katelde, laevade, lennukite, ehitusalaste konstruktsioonide, tõstemasinat jne.) valmistamisel.

Kolmas etapp — alates aastast 1940. Seda perioodi iseloomustab automaatse, räbukihil all teostatava kiirkeevitamise kasutusele võtmine ja selle mooduse kiire levik.

Peamised teened selle uudse keevitusmeetodi väljatöötamisel on sotsialistliku töö kangelasel E. Patonil. Kui tavalisel (katteta elektroodi ja lahtise kaarleegiga) automaatkeevitamisel kaarleegi võimsus ei ületanud

10—15 kVA (võimsus, millist kasutasid juba novaatorid-keevitajad käsitsikeevitamisel), siis E. Patoni poolt väljatöötatud mooduse rakendamisel võib tänapäeval juba kasutada kaarleeki võimsusega kuni 80 kVA. See keevitusmoodus, andes käsitsikeevitamisest 5 kuni 40 korda suurema tööjõudluse, tagas ühtlasi keevisõmbluse senisaavutamata kvaliteedi.

Tänapäeval töötavad aga Nõukogude teadlased juba uute ülesannete lahendamisel, millised oma sisulise originaalsuse poolest tõendavad Nõukogude Liidu vaieldamatut juhtivat positsiooni sel alal.

2. Keeviskonstruktsioonide iseloomustus.

Konstruktsioonide projekteerimisel tuleb silmas pidada kaht olulist nõuet:

- 1) konstruktsioon tuleb projekteerida võimalikult kergena ja
- 2) arvestusega, et konstruktsiooni valmistamine kujuneks võimalikult lihtsamaks.

Mõlemad nõuded taotleavad ühist eesmärki — omahinna alandamist.

Kuna mainitud nõudeid rahuldab kõige paremini keeviskonstruktsioon, siis on endastmõistetav, miks viimane on tunduval määral tõrjunud masinaehitusest eemale neet- ja valukonstruktsiooni.

Neetkonstruktsiooniga võrreldes omab keeviskonstruktsioon järgmisi eeliseid.

1) Keeviskonstruktsioonile kulub vähem metalli. Keeviskonstruktsioonis on üksikute elementide ristlõige tugevuse seisukohalt kasutatud ära täielikult, neetkonstruktsioonis aga vaid osaliselt, kuna siin on ristlõige neediaukude tõttu 10 kuni 20% nõrgestatud. Ka on keeviskonstruktsioon kujunduselt palju ratsionaalsem, sest puuduvad neetkonstruktsioonis vältimatud ühenduslapid, ühendusnurgikud ja needid.

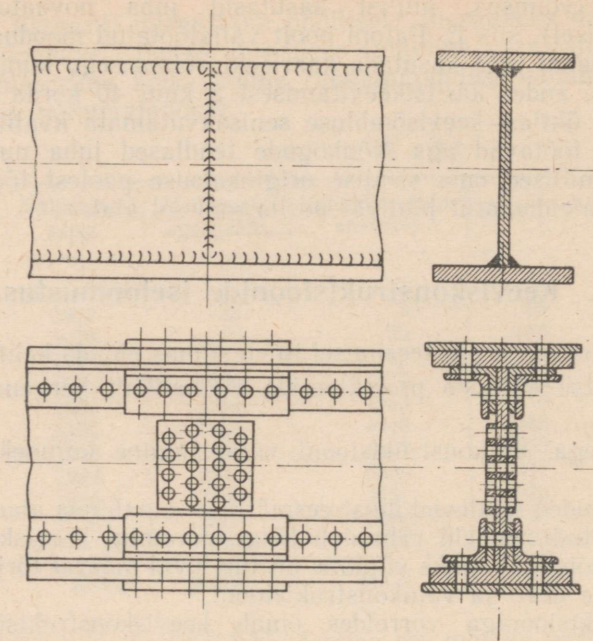
Millisel määral keevitamise rakendamine neetmise asemel annab metalli kokkuhoidu, selgub tabelis 2 toodud andmeist.

Tabel 2.

Konstruktsiooni nimetus	Metalli kokkuhoid
Kraanad	15—20%
Tavalist tüüpi kraanatalad	kuni 20%
Kõrgahjud	kuni 13%
Ehitusalased sõrestikud	10—20%
Mahutid (reservuaarid)	10—30%
Raadiomastid	kuni 50%

2) Keeviskonstruktsiooni maksumus on väiksem. Konstruktsiooni maksumus oleneb peamiselt tema tootmiseks kasutatavast metalli hulgast ja tööjõust.

Saavutatavale metalli kokkuhoiule lisandub keeviskonstruktsiooni puhul veel tunduv tootmisprotsessi kiirenemine rea keerukate ja aeganõudvate



Joon. 1.

tööde äralangemise tõttu (neediaukude ettemärkimine, aukude kärnimine, stantsimine, puurimine, hõõritsemine, õmbluste neetimine ja temmimine).

Üldine kokkuhoid metalli-, aja- ja tööjõukulu arvel alandab tonni keeviskonstruktsiooni maksumust neetkonstruktsiooniga võrreldes kuni 20%, mõnel juhul aga isegi rohkem.

Joonisel 1 on toodud neet- ja keeviskonstruktsioonina kujundatud samamõõtelised talad.

Joonis peegeldab ilmekalt keeviskonstruktsiooni väiksemat kaalu ja maksumust.

3) Keevitustsehhi organiseerimine keeviskonstruktsioonide tootmiseks on teostatav tunduvalt kiiremini ja vähemate kulutustega. Keevitamise kasutamine võimaldab märgatavalt vähendada tsehhi seadmetikku puurmasinate, augustantside, servahõõvelduspinkide ja kallihinnaliste hüdrauliliste neetimasinate osas, kuna keevitustöödel kasutatav aparatuur koosneb vaid suhteliselt odavaist ja lihtsaist keevitusagregaatidest, automaatkeevituspeadest, keevitustraktoritest ja metallide gaasiga lõikamise seadmetest.

4) Keevisõmblus on tihe ja ei vaja järeltihendamist ehk nn. temmimist.

5) Keevitusprotsess on käratu, mis tööstusettevõtteis omab suurt tähtsust ohutus- ja sanitaartechnilisest seisukohast.

Vaatamata stalinlike viisaastakute vältel toimunud valutehnoloogia kii-

rele arengule omab keeviskonstruktsioon ka valukonstruktsiooni ees siiski veel rea olulisi paremusi, milledest tähtsamad on järgmised.

1) Keeviskonstruktsioonile kulub vähem metalli, seda eriti vähekoormatud konstruktsioonide puhul. Valukonstruktsiooni asendamine keeviskonstruktsiooniga võib anda metalli kulus kokkuhoidu keskmiselt 20—40% (üksikutel juhtudel aga kuni 65%). Selline tunduv metalli sääst on tingitud sellest, et valukonstruktsiooni puhul seinapaksuse määramisel ei saa lähtuda sedavõrd tugevustingimustest, kuivõrd just valu tootmistehnoloogilistest tingimustest. Saavutatav metalli kokkuhoid selgub tabelis 3 toodud andmeist.

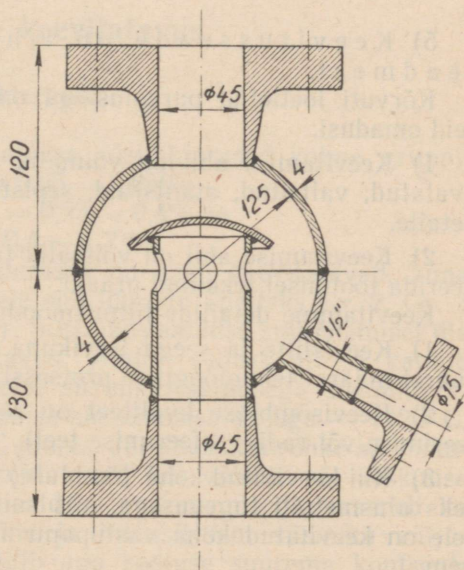
Tabel 3.

Detaili nimetus	Kaal kg		Keeviskonstruktsioon on valukonstruktsioonist kergem
	valatult	keevitatult	
Reduktori kere	11500	7840	32%
Hammarratas	7700	5400	30%
Sildkraana vintsvankri trummel .	2200	1580	28%

2) Keevitamise teel on võimalik kujundada mistahes geomeetrilise kujuga konstruktsioone ja on võimalik ühendada õhukesti detaile paksudega. Valu seevastu ei ole iga geomeetrilise kuju korral teostatav. Joonisel 2 on näitena toodud väike keeviskonstruktsiooniga vaheseparaator, mille töörohk on 10 atü ja proovirohk 15 atü. Ilmne on, et sellise keeruka ja väikese detaili valmistamine valamise teel on palju tülikam ja kallim kui keevitades.

3) Keeviskonstruktsioon omab suuremat tugevust, eriti malmist valukonstruktsiooniga võrreldes. Sel põhjusel valmistatakse keerulise kujuga ja mitmesuguse seinapaksusega konstruktsioonid valamisel tekkivate valudetektide pärast nüüd juba sageli keeviskonstruktsioonidena (masinate alusraamid, reduktorite kered jne.).

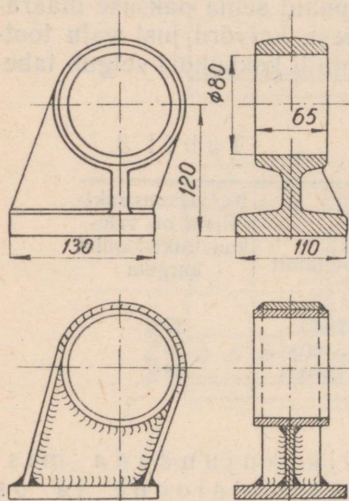
4) Keeviskonstruktsiooni maksumus on üldiselt väiksem, kuid mitte



Joon. 2.

kõigil juhtudel. Reeglina on keeviskonstruktsioon otstarbekam ja ökonoomsem individuaal- ja väikeseeriatootmise ning keeruliste geomeetriliste kujude korral, kuna neil juhtudel kulutused mudelitele valukonstruktsiooni puhul jaguneks detailide väikesele hulgale.

Joonisel 3 on toodud keevis- ja valukonstruktsioonina kujundatud võrdmõõtelised silmalaagrid ja tabelis 4 nende maksumuste võrdlusandmed.



Joon. 3.

Tabel 4.

Maksumuse üksik- elemendid	Valukonst- ruktsoon	Keeviskonst- ruktsoon
Kaal kg:		
a) bruto	7,0	4,8
b) neto	5,5	3,9
Kulud:		
a) materjal	32%	14%
b) mudel	5%	—
c) töötasu	18%	23%
d) keevitamine . . .	—	17%
e) lisa (tsehhi- ja muud kaudsed kulud)	45% (250% põhitöö- tasust)	46% (200% põhitöö- tasust)
Kokku	100% = X	100% = 0,79X

5) Keevitusseade on lihtsam ja odavam terasvalu seadmest.

Kõrvuti loetletud paremustega omab keevitamine veel teisigi positiivseid omadusi.

1) Keevitamise abil on võimalik ühendada mistahes viisil valmistatud (valatud, valtsitud, stantsitud, sepistatud, tõmmatud) ja mistahes kujulisi detaile.

2) Keevitamise abil on võimalik taastada purunenud masinaosi ja likvideerida tootmisel tekkinud praaki.

Keevitamine detailide liitmismoodusena omab aga ka puudusi.

1) Keevisliite ja seega tervikuna kogu konstruktsiooni kvaliteet oleneb suurel määral tehnoloogilise protsessi teostamise kvaliteedist.

2) Keevisõmbluse kvaliteet on raskelt kontrollitav (vaid röntgenografeerimise või radiografeerimise teel).

3) Kui keevitatud koha (õmbluse) staatiline tugevus võib kujuneda võrdses alusmetalli tugevusega, siis suuruselt ja suunalt muutuvale koormusele on keevitatud koha vastupanu alusmetalliga võrreldes tunduvalt nõrgem.

Need puudused aga ei kaalu kaugeltki üles eelloetletud paremusi ega suuda tõkestada keevitamise levikut kaasaja tehnika mistahes harus.

II. KEEVISKONSTRUKTSIOONIDES KASUTATAVAD MATERJALID JA NENDE KEEVITATAVUS.

1. Keeviskonstruktsioonides kasutatavad materjalid.

Keeviskonstruktsioonides kasutatakse peamiste materjalidena mitmesuguseid süsinikterasest tooteid, nagu

- 1) sorditeraseid (kaksik T, karp-, nurk-, ruut-, latt- ja ümarteraseid),
- 2) lehtteraseid,
- 3) profiilteraseid (valtsitakse vastavalt erivajadustele),
- 4) torusid (gaasitorusid välisläbimõõduga 13,5 kuni 140 mm, õmbluseta terastorusid välisläbimõõduga 5 kuni 426 mm ja teisi toruliike).

Peamisteks kasutatavaiks materjalimarkideks on Ст. 2 ja Ст. 3 (tavaliise kvaliteediga süsinikteraste seast, ГОСТ 380-50) ning terased mark 10 ja 15 (kvaliteetsete süsinikteraste seast, ГОСТ 1050-52). Keevitamiseks sobivamad on martäänmenetlusel toodetud terased.

Sageli kasutatakse vastutusrikaste konstruktsioonide valmistamisel ka vähelegeeritud teraseid (ГОСТ 4543-48) — 20ХГС, 30ХГС ja teisi marke.

Vastutusrikkamate ehitusalaste konstruktsioonide valmistamisel kasutatakse viimasel ajal enamasti terast CXЛ-2.

Vähelegeeritud terastel on reeglina süsinikterastega võrreldes paremate mehaaniliste omaduste kõrval ka suurem korrosioonikindlus, milline asjaolu on eriti tähtis välistingimustes töötavate konstruktsioonide valmistamisel.

2. Materjalide keevitatus.

a. Süsinikterased.

Olenevalt süsinikusisaldusest liigitatakse süsinikterased kolme gruppi:

- 1) vähese süsinikusisaldusega, $C = 0,05 - 0,25\%$;
- 2) keskmise süsinikusisaldusega, $C = 0,25 - 0,4\%$ ja
- 3) rohke süsinikusisaldusega, $C = 0,4 - 1,7\%$.

Vähese süsinikusisaldusega süsinikterased on hästi keevitavad, kuna nad ei ole liiga tundlikud kuumutamisele ega karastu (näiteks Ст. 2, Ст. 3 ja Ст. 4 ning terased mark 10, 15 ja 20). Süsinikusisalduse suurenemisel üle 0,3% halveneb süsinikterase keevitatus. Alates sellest piirist kaldub teras kiirel jahtumisel karastuma. Vähese süsinikusisaldusega süsinikterased sulavad temperatuuri 1480°С, keskmise süsinikusisaldusega — 1420°С, ja rohke süsinikusisaldusega — 1370°С juures. Järelikult on rohke süsinikusisaldusega terased kergemini ülekuumutatavad kui vähese või keskmise süsinikusisaldusega terased. Süsinikusisalduse suurenemisega kaasneb ka veel terase soojusejuhtivuse vähenemine ja intensiivsem süsiniku väljapõlemine. Väiksem soojusejuhtivus tingib aga soojuse suurema kontsentratsiooni ja selle järelusena suuremad sisepehmed, intensiivsem süsiniku väljapõlemine aga tingib õmbluse poorsuse. Et vältida alusmetalli ülekuu-

menemist suurema kui 0,3%-lise süsinikusalduse korral, on soovitatav keevitamist teostada alalisvooluga ja vastupidise polaarsusega (alusmetall miinus, täitevarb-elektrood pluss).

b. Vähelegeritud terased.

Vähelegeritud terased on vähese süsinikusaldusega terased, millele on nende mehaaniliste omaduste paremustamiseks vähesel määral lisatud väärismetalle, nagu kroomi, niklit, volframit, molübdeeni, vanaadiumi või teisi väärismetalle.

Vähelegeritud terased on tavaliselt kõik hästi keevitatavad, sest nad sisaldavad vähe nii süsinikku kui ka legerivaid lisandeid. Soovitatav on neid keevitada nagu keskmise süsinikusaldusega süsinikteraseidki alalisvooluga ja vastupidise polaarsusega.

Keevitamisel kasutatakse kas vähese süsinikusaldusega või keevitavale alusmetallile koosseisult sarnaseid, spetsiaalsete katemassidega paksukattelisi elektroode. Pärast keevitamist on soovitatav keevitatud detaile termiliselt töödelda (lõõmutada või normaliseerida) antud terasesordile kindlaksmääratud režiimil.

c. Legeeritud terased (eriterased).

Kaasaja tööstuses esinevad eksploatatsioonitingimused püstivad materjalidele järjest suuremaid nõudmisi. Vastavalt sellele toodetakse tänapäeval mitmesuguseid terasesorte, mis omavad kas suure kõvaduse, hea vastupidavuse kulumisele, vastupidavuse hapete ja kõrgete temperatuuride mõjule, korrosioonikindluse, suure mehaanilise tugevuse või suure sitkuse jne.

Kõik need omadused saavutatakse süsinikteraste legerimisega, lisades neile kas mangaani, kroomi, molübdeeni, niklit, volframi, vanaadiumi või mõnda muud väärismetalli elementi.

Järgnevalt vaatleme mõningaid praktikas enamlevinunud legeritud teraseid nende keevitavuse seisukohast.

1) Mangaanterased.

Mangaanterased sisaldavad mangaani 12—14% ja süsinikku 0,8—1,4%. Oma suure kulumiskindluse tõttu kasutatakse neid kiireltkuluvate detailide valmistamiseks.

Nii näiteks valmistatakse mangaanterasest kuulveskite voodriplaadid (tsemenditööstuses ja mujal), raudtee pöörangud, ristööpad jne.

Mangaanteraste keevitamist esineb peamiselt vaid detailide kulunud tööpindade taastamistöödel. Elektroodid valmistatakse taastatava detaili keemilisele koosseisule samasuguse või sellele lähedase koostisega materjalist. Elektroodid kaetakse katemassiga, milles keevitamisel väljapõleva mangaani koguse tasakaalustamiseks peab olema suurendatud hulgal mangaani. Keevitamist teostatakse alalisvooluga. Taastatava detaili ülekuumutamise vältimiseks kasutatakse vastupidist polaarsust.

Mangaanteraste detailide taastamisel tuleb silmas pidada järgmist.

1) Pealekeevitamist tuleb teostada normaalsest laiemate vöötidena, et hõlbustada intensiivselt tekkivate gaaside väljapääsu sulametallist, kuna muidu jäävad gaasid kattekihti ja see tuleb poorne ning habras.

2) Pealekeevitatud kattekihile suurema kõvaduse ja sitkuse andmiseks tuleb viimast hõõguvas olekus niisutada külma veega, mille toimel pealekeevitus karastub. Pealesulatatud kattekihi aeglasel jahtumisel muutub see väga hapraks ja mureneb löökkoormuse tingimustes detaililt lahti.

2) Kroomterased.

Kroomteraste eriomadusteks on suur korrosioonikindlus ja vastupidavus hapetele. Kroomisisaldus ulatub 12—15%-ni.

Kroomteraste keevitamine on tunduvalt raskem kui mangaanteraste puhul ja seda järgmistel põhjustel.

1) Kroom muudab terase isekarastuvaks (selletõttu muutub keevisõmbelus jahtumisel õhu käes väga kõvaks ja hapraks).

2) Kroom oksüdeerub kergesti ja raskendab seeläbi keevitamist.

3) Teras karastumisega kaasnevad keevitatavas detailis sisepinged, mis põhjustavad väga sageli selles pragude tekkimise.

4) Kroomteraste soojusejuhtivus on halb ja nad on suurema elektrilise takistusega, mille tõttu keevitatavat detaili võib hõlpsalt üle kuumutada.

Elektroodid valmistatakse keevitatava detaili keemilisele koosseisule analoogse koostisega, lisandades vaid veidi suuremal hulgal kroomi keevitamisel väljapõleva kroomikoguse tasakaalustamiseks. Tavaliselt kaetakse elektroodid kroomi väljapõlemist takistavate katetega. Need katted annavad keevitamisel vedela räbu, milles tekkivad kroomoksüüdid lahustuvad.

Oluline raskus kroomteraste keevitamisel seisneb veel selles, et kroom-elektroodide suure elektrilise takistuse tõttu nad hakkavad sulama ülemäära kiiresti. Selle tagajärjel tekib õmbluses läbikeevitamata kohti, mis oluliselt vähendavad õmbluse tugevust. Selle vältimiseks tuleb keevitamist teostada nõrgema vooluga. Kroomteraste keevitamisel kasutatakse ülekuumutuste vältimiseks alalisvoolu ja vastupidist polaarsust.

Reeglina töödeldakse keevitatud detail termiliselt, mis seisneb detaili kuumutamises 1000—1100° C-ni ja sellele järgnevas (olenevalt vajadusest kas kiirelt või aeglaselt teostatavas) jahutamises vees või õhus.

3) Kroomnikkelterased.

Nende teraste eriomadusteks on nende suur sitkus ja korrosioonikindlus. Keskmiselt on nende teraste keemilises koosseisus 0,1—0,2% süsinikku, 18—20% kroomi ja 8—10% niklit. Võrreldes kroomterastega on need terased tunduvalt paremini keevitatavad.

Suurim raskus kroomnikkelteraste keevitamisel seisneb selles, et nad muutuvad hapraks ja kaotavad korrosioonikindluse kestval kuumutamisel 650—800° C-ni. Kaotatud eriomadused on siiski taastatavad teraste kuumutamiseega 1100—1200° C-ni ja sellele järgneva kiire jahutamiseega vees.

Elektroodid valmistatakse põhiliselt sama koostisega kroornikkelterasest kui keevitav alusmetallgi. Kroomi väljapõlemise vähendamiseks kasutatakse kroornikkelteraste puhul vastava katemassiga kaetud elektroode. Viimane sisaldab samu aineid ja samas vahekorras nagu kroornikkelteraste keevitamisel kasutatav katemass.

Ka kroornikkelterased on väikese soojusejuhtivusega ja tundelikud ülekuumutamise vastu, mistõttu nende keevitamist on samuti soovitatav teostada alalisvooluga ja vastupidise polaarsusega. Kroornikkelteraseid kasutatakse peamiselt keemiatööstuse aparatuuride valmistamiseks.

4) Kroornikkelterased.

Kroornikkelteraste eriomadusteks on nende suur tugevus, elastsus ja sitkus. Peamiselt kasutatakse neid lennukiehituses lennuki korpuse sõrestiku valmistamiseks.

Selleks otstarbeks toodetava kroornikkelterase koostis on: süsinikku 0,25—0,35%, kroomi 0,8—1,1%, molübdeeni 0,15—0,25%, mangaani 0,4—0,6%, räni mitte üle 0,25%, fosforit mitte üle 0,03% ja väävlit mitte üle 0,03%.

Vaadeldud terased on hästi keevitavad erikattega kaetud tavaliste süsinikterasest elektroodidega.

5) Kroornikkel-süsinikterased.

Kroornikkel-süsinikterased on kroornikkelteraste asendajad. Oma tugevuselt ja elastsuselt viimastest mitte maha jäädes, on nad kergemini valmistatavad ja molübdeeni puudumise tõttu tunduvalt odavamad. Kevvitavus on neil aga isegi parem kui kroornikkelterasteil.

Kroornikkel-süsinikteraste koostis on: süsinikku 0,28—0,35%, kroomi 0,8—1,1%, mangaani 0,8—1,1%, räni 0,9—1,2%, väävlit mitte üle 0,03%, fosforit mitte üle 0,03%. Elektroodid, katted ja keevitusrežiim ei erine kroornikkelteraste keevitamisel kasutatavaist elektroodidest, katetest ja keevitusrežiimist.

d. Malm.

Peamised omadused, mis halvavalt mõjutavad malmi keevitavust, on järgmised.

1) Malmi kuumutamisel põleb räni välja ja väheneb grafiidisisaldus, mille tagajärjel esineb sageli kohati halli malmi ümbermoodustumist valgeks malmiks.

2) Sulas olekus malm oksüdeerub kiiresti, tekkiv oksiid omab aga tavallise halli malmi sulamistemperatuurist (1100—1250° C) tunduvalt kõrgemat sulamistemperatuuri (~1350° C).

3) Malm muhtub kiirelt kõvast olekust vedelaks, omamata märgatavaid vahepealseid olekufaase; analoogiline on olekufaaside kulgevus ka sulamisel.

malmi jahtumisel. Selle tagajärjel sulamalmis lahustunud gaasid ei suuda sellest lahkuda ja malmi struktuur jääb poorseks.

Praktikas piirduv malmi keevitamine peamiselt eksploatatsioonis ülemäära kulunud, pragunenud või purunenud detailide taastamisega.

Järgnevalt vaatleme lühidalt halli ja tempermalmi nende keevitatavuse seisukohalt.

Elektriga kaarkeevitamist kasutatakse malmi nii kuumalt kui külmalt keevitamisel. Elektroodideks kasutatakse terasest, malmist, õhukese ribaterasega spiraalselt kaetud vasest ja monelmetallist elektroode.

1) Halli malmi külmalt keevitamine.

Keevitamine teraselektroodidega. Halli malmi külmalt keevitamisel teraselektroodidega, arvestades pealesulatatava metalli ja alusmetalli vahel tekkivat halba ühendust, asetatakse keeviskraavi kaldsetele servadele tikk-kruvid, läbimõõduga 5—12 mm. Tikk-kruvid asetatakse malekorras, vahekaugustega 4—6 tikk-kruvi läbimõõtu. Algul keevitatakse kinni tikk-kruvid ja siis juba kogu õmblus tavalises korras.

Keevitada tuleb perioodiliselt, kattes sealjuures kordamööda mõlemat keeviskraavi kaldserva. Sel teel hoitakse keevitatava detaili temperatuur 50—60° C piires. Kirjeldatud tingimuses edeneb malmi külmalt keevitamine (korraga keevitatava õmbluse pikkus vaid 30—40 mm) väga edukalt.

Et hoida paigatav detail võimalikult külmana, kasutatakse elektroode läbimõõduga kuni 4 mm ja voolu mitte üle 100—120 ampri. Keskmiselt võib valida elektroodi läbimõõdu iga mm kohta voolu 30—40 amprit.

Keevitus teostatakse kas alalis- või vahelduvvooluga. Alalisvoolu puhul kasutatakse vastupidist polaarsust.

Räni väljapõlemise vältimiseks, mis põhjustab õmblustes valge malmi tekkimise, kasutatakse kattega elektroode. Käte, tekitades sulanuna liitekoha kiiret jahtumist takistava räbukihi, tõkestab liitekoha hangumist valgeks malmiks. Katte koostises esinevaiks peamisteks komponentideks on alumiinium, kriit ja vesiklaas. Kasutatakse ka katemasse УОНИ-13 ja ОММ-5. Kattekihi paksus on 0,3—1 mm.

Taoline halli malmi külmalt keevitamine annab tavaliselt poorse ja raskest ületöödeldava õmbluse. Viimase asjaolu tõttu on malmi külmalt keevitamine kasutatav vaid juhtudel, kus taastatava detaili keevitatud pinda pole vaja hiljem üle töödelda.

Keevitamine malmelektroodidega. Halli malmi külmalt keevitamisel malmelektroodidega ei saa kasutada katteta elektroode, kuna keeviskraavi sula täidis tema kiiret jahtumist takistava räbukihi puudumise tõttu kaldub hanguma kõvaks ja hapraks valgeks malmiks.

Malmelektroodi otsalt keeviskraavi tilkuvana sula malmi jahtumise aeglustamiseks kaetakse malmelektroodid mitmet liiki katemassiga.

Katte koosseisus on alati peale kaitsvat räbukihti moodustavate komponentide veel räni; viimane soodustab grafiidi eraldumist ja seega ka sula malmi hangumist halliks malmiks.

Sageli lisatakse katte koosseisu veidi termiiti, mis põledes eraldab suure koguse soojust, takistades nii omakorda keevisõmbluses sula malmi kiiret jahtumist.

Malmelektroodid valmistatakse vastavalt ГОСТ 2671-44-le järgneva koostisega: süsinikku 3,0—3,6%, räni 3,6—4,8%, mangaani 0,5—0,8%, fosforit 0,3—0,5%, kroomi mitte rohkem kui 0,05% ja niklit mitte rohkem kui 0,3%. Elektroode valmistatakse läbimõõduga 6, 8 ja 10 mm.

Keevitamiseks võib kasutada nii vahelduv- kui ka alalis- (otsese polaar-susega) voolu vastavalt tabelis 5 toodud andmeile.

Tabel 5.

Detaili paksus mm	Elektroodi läbimõõt mm	Vool amprites
kuni 15	6	270—300
15—30	8	300—400
üle 30	10	450—500

Väiksemate tühemike (kuni 10 mm sügavad ja kuni 50 mm pikad) kinnikeevitamist malmelektroodidega tuleb teostada võimalikult ühe võttega, alustades keevitamist tühemiku keskkohast.

Suuremate tühemikkude kinnikeevitamist teostatakse lõikude kaupa 30 kuni 50 mm pikkuste osadena, kusjuures ühe osa täiskeevitamist teostada võimalikult ühe võttega. Elektroodi läbimõõt valitakse väiksemate tühemike täiskeevitamisel

6—8 mm, suuremate tühemike puhul — 10 mm; vastavalt sellele valitakse voolud 280—300 ja 450—500 amprit. Tavaliselt tugevdatakse õmblusi 5—6 mm võrra.

Keevitamine vaskelektroodidega. Halli malmi külmalt keevitamisel vaskelektroodidega on võrdlemisi suur tähtsus, kuna keevisõmblus mitmekihilise keevituse korral omab suure tugevuse, on sitke ning kergesti mehaaniliselt töödeldav.

Nende elektroodidega võib edukalt parandada eksploatatsioonis pragu- nenud hallist malmist detaile nagu näiteks silindriplokke, kartereid, käigu- kaste, hoorattaid, sidureid jne.

Vaskelektroode toodetakse läbimõõduga 3 kuni 6 mm. Elektroodide valmistamiseks tarvitatakse vasktraati kuumutatakse eelnevalt temperatuurini 800° C ja jahutatakse vees. Edasi kaetakse vasest (mark M-1 või M-4) südamik tihedalt viimase ümber liibuva õhukese, pehmest terasest plekiribaga ja kattemassiga, mis koosneb 70—75% kriidist ja 30—25% vesiklaasist. Kattekihi paksus on 0,2—0,3 mm.

Alalisvoolu puhul võib tarvitada ka katmata elektroode. Häid resultate annab keevitamisel booraksi kasutamine, mis tunduvalt soodustab täitemetalli ja alusmetalli liitumist.

Vool elektroodi läbimõõdu puhul 4, 5 ja 6 mm on vastavalt 180—200, 230—250 ja 270—300 amprit.

Keevitamine monelmetallist elektroodidega. Halli malmi külmkeevitamisel kasutatakse monelmetallist elektroode juhtudel, mil keevisõmblus peab olema kergelt töödeldav ja ei tarvitse olla eriti tugev. Neid elektroode valmistatakse läbimõõduga 2, 3, 4, 5 ja 6 mm ja nende keemilises koosseisus on vaske 30%, niklit 65%, rauda 1,5% ja räni 0,22%. Elektroodid on kaetud spetsiaalse kattemassiga, milline sisaldab grafiiti 45%, ränimulda 15%, tulekindlat savi 20%, puidutuhka 10% ja soodat 10%.

Neil elektroodidel on tunduvalt madalam sulamistemperatuur kui malmil, mistõttu nendega keevitamisel detail kuumeneb võrdlemisi vähe. Selle omaduse tõttu on monelmetallist elektroofid tunduvalt sobivamad tempermalmi keevitamiseks kui seda on teras- või malmelektroofid. Monelmetallist elektroofidega keevitamisel on soovitatav kasutada alalisvoolu ja vastupidist polaarsust. Deformatsioonide vähendamiseks rakendatakse keevitamisel pöörduvastmelist järjekorda ja keevitamist teostatakse korraga 50—70 mm pikuste osadena. Vool valitakse olenevalt elektroofi läbimõõdust 20—25 ampri elektroofi läbimõõdu iga mm kohta.

2) Halli malmi kuumalt keevitamine.

Halli malmi kuumalt keevitamine on praktikas laialdaselt kasutusel, kuna keevitatava detaili ettesoojendamine võimaldab keevitada väga mitmesuguse kuju ja suurusega valatisi. Kuumalt keevitamisel väheneb tunduvalt pragude tekkimise oht, peaaegu täielikult välditakse malmi kalduvus ümbermoodustuda valgeks malmiks ja saavutatakse mehaaniliselt kergesti töödeldav keevisõmblus.

Remonditava detaili kuumutamist teostatakse kas spetsiaalses ahjus, ääsil või augus. Lihtsa kuju ja väikese kaaluga detaile kuumutatakse temperatuurini 400—500° C, keerulise kuju ja suure kaaluga detaile nagu näiteks silindriplokke — kuni temperatuurini 600—650° C. Kuumutamise kiirus ei tohi ületada 250—300° C tunnis.

Keevitamist tuleb teostada tingimuses, milledes on välditud keevitatava detaili kiire jahtumine (ka ruumi läbiv tõmbetuul on ohtlik).

Pärast keevitamist jahutatakse detail aeglaselt, et vältida pragude tekkimist ja struktuuri ümbermoodustumist valgeks malmiks. Jahutamise aeg sõltub keevitatava detaili kaalust ja kujust ning võib kesta mõnest tunnist mõne ööpäevani.

Keevitatud detailide aeglast jahutamist teostatakse kas ahjus, ääsil, augus või pakkides neid erilistesse kastidesse, kuiva tuha või liiva sisse nii, et oleks takistatud õhu juurdepääs. Keevitamisel kasutatakse nii alalis- (otsese polaarsusega) kui vahelduvvoolu, elektroofideks — kaetud malm-elektroofe. Voolutiheduseks valitakse 7,5 kuni 10 ampri elektroofi ristlõike iga mm² kohta.

III. ELEKTROODID.

Üldjuhul on elektroofi ülesandeks kõrgetemperatuurilise kaarleegi tekitamine enda ja alusmetalli vahel. Kasutades keevitamisel aga Slavjanovi moodust, on elektroofil veel teine ülesanne, nimelt olla ühtlasi ka keeviskraavi täitemetalliks. Elektroofi südamikuga ja katte kvaliteedist, samuti ka õigest elektroofi läbimõõdu valikust oleneb keevisõmbluse kvaliteet. Just elektroofide kvaliteedi tõus on olnud selleks peamiseks teguriks, mis on võimaldanud keeviskonstruktsioonil jõuda tänapäeva kõrge tasemeni.

Kõiki keevitamisel kasutatavaid elektroode võib jagada mitmesse gruppi, olenevalt

- 1) kasutatud põhimaterjalist:
 - metall- ja süsi-elektroodid;
- 2) katte iseloomust:
 - katteta,
 - õhukesekattelised ja
 - paksukattelised elektroodid;
- 3) ülesandest:
 - käsitsikeevitamise,
 - automaatkeevitamise,
 - lõikamise,
 - vee all keevitamise,
 - vee all lõikamise jne. jaoks.

Metallelektroodid käsitsikeevitamiseks valmistatakse ГOCT 2246-51 järgi läbimõõtudega 1; 1,2; 1,6; 2; 2,5; 3; 3,5; 4; 5; 6; 7; 8; 9; 10 ja 12 mm. Pikkused on normitud: läbimõõtudele kuni 2 mm on elektroodi pikkuseks 300 mm, läbimõõtudele 2—3 mm — 350 mm ja läbimõõtudele üle 3 mm — 450 mm. Elektroodi põhimaterjal peab vastama koosseisult ja omadusilt kokkukeevitatavale materjalile. Eriti maksab see nõue katteta ja õhukesekatteliste elektroodide puhul. Paksukatteliste elektroodide puhul elektroodi põhimaterjali koosseis ja omadused on juba teisejärgulise tähtsusega, tingituna kattematerjali komponentide suurest mõjust õmbluse mehaanilistele omadustele ja keemilisele koostisele.

Elektroodide põhimaterjali (südamik) jaoks kasutatavat ümartraati võib jagada kolme põhigrupi:

- a) vähese süsinikusisaldusega elektrooditraat ($C \leq 0,1\%$), sobiv vähese ja keskmise süsinikusisaldusega teraste keevitamiseks;
- b) keskmise süsinikusisaldusega elektrooditraat ($C \leq 0,11-0,18\%$), sobiv keskmise ja rohke süsinikusisaldusega teraste keevitamiseks;
- c) mitmesuguste kvaliteetsete komponentidega legeeritud elektrooditraat, sobiv vastava koostisega legeeritud terase keevitamiseks.

ГOCT 2246-51 järgi toodetakse meil terve rida erineva koostisega elektrooditraate, milledest levinenumad on margid I, IA ja II. Koosseisult kuuluvad margid I ja IA vähese süsinikusisaldusega elektrooditraatide gruppi, kuna neis C protsent on $\leq 0,1$. Mark II sisaldab aga süsinikku 0,11—0,18%, mistõttu kuulub keskmise süsinikusisaldusega elektrooditraatide gruppi. Kõik kolm marki sisaldavad vähesel määral ka legeerivaid komponente, nagu niklit ($< 0,30\%$) ja kroomi ($< 0,20\%$).

Peale mainitud kolme põhilisema traadimargi valmistatakse neid veel terve rida (III, IV, V, VI, VII, VIII, IX, X, XI ja XII), millistest igaüks on sobiv teatud koostisega legeeritud teraste keevitamiseks.

Tabelis 6 on antud mainitud traadimarkide keemilised koosseisud.

Peale nende spetsiaalselt toodetud elektrooditraatide võib kasutada vähese tähtsusega detailide keevitamiseks ka süsinikteraseist (ГOCT 380-50 ja ГOCT 1050-52) valmistatud elektroode.

Suurem süsinikusisaldus kui 0,18% ei ole elektrooditraadis soovitatav, kuna see põhjustab suuremat õmbluse poorsust ja kaarleegi muutumist ebapüsi-

Tabel 6.

Traadi mark	Terase mark	Keemiline koostis %						S P	
		C	Mn	Si	Cr	Ni	Mo	Mitte rohkem kui	
I	—	≤ 0,10	0,35—0,60	≤ 0,03	≤ 0,20	≤ 0,30	—	0,040	0,040
IA	—	≤ 0,10	0,35—0,60	≤ 0,03	≤ 0,15	≤ 0,25	—	0,030	0,030
II	—	0,11—0,18	0,35—0,60	≤ 0,03	≤ 0,20	≤ 0,30	—	0,040	0,040
III	10ГCM	0,16	0,90—1,20	0,70—1,10	≤ 0,20	≤ 0,30	0,15—0,25	0,040	0,040
IV	20XГCA	0,15—0,25	0,80—1,10	0,90—1,20	0,80—1,10	≤ 0,20	—	0,025	0,030
V	20XMA	0,15—0,25	0,40—0,70	0,15—0,30	0,80—1,10	≤ 0,20	0,15—0,25	0,025	0,030
VI	15XM	0,15	0,40—0,70	0,15—0,30	0,80—1,10	≤ 0,30	0,50—0,60	0,040	0,040
VII	15M	0,15	0,40—0,70	0,15—0,30	—	≤ 0,30	0,50—0,60	0,040	0,040
VIII	5XM	0,15	0,40—0,60	≤ 0,5	4—6	—	0,50—0,60	0,040	0,040
IX	OX18H9	0,07	0,30—0,70	0,30—0,80	18—20	8—10	—	0,030	0,030
X	X18H9T	0,12	0,20—0,70	0,30—0,80	18—20	8—10	—	0,030	0,030
XI	X25H15	0,20	≤ 2,0	≤ 1,0	24—27	14—16	—	0,030	0,030
XII	X25H20	0,15	≤ 2,0	≤ 1,0	24—27	19—21	—	0,030	0,030

vaks. Samuti on kahjulik ka liigne räni hulk ($Si < 0,03\%$), kuna ta annab raskelt sulava oksüüdi. Kasulikuks komponendiks on desoksüdeeriva toimega mangaan. Soovitav on, et elektrooditraadis oleks mangaani protsentuaalselt rohkem kui alusmetallis, kuna osa mangaani keevitamisel põleb ära. Lihtsaimaks elektroodiks on tüki ke katmatut elektrooditraati. Selline elektrood annab aga vahelduvvoolu puhul ebapüsiva kaarleegi, mistõttu seda kasutatatakse peamiselt vaid alalisvooluga keevitamisel. Katteta elektroodi üheks suuremaks puuduseks on aga see, et sula täitemetall ei ole millegagi kaitsitud teda ümbritseva õhu hapniku ja lämmastiku kahjustava mõju eest. Õmbluse tugevus sellise elektroodi kasutamisel on tunduvalt väiksem alusmetalli tugevusest. Seetõttu on lubatud katteta elektroode kasutada vaid juhtudel, kus keevisõmbluse kvaliteedil ei ole olulist tähtsust, s. t. kus keevisõmblusele mõjuv koormus on staatiline ja kus ei esine kõrgeid temperatuure. Juhtudel aga, kus keeviskonstruktsiooni koormus on dünaamilise iseloomuga või kui esinevad kõrged temperatuurid, lubatakse kasutada vaid katteta elektroode.

Elektroodi kate ülesandeks on:

- 1) suurendada kaarleegi püsivust,
- 2) tekitada sula täitemetalli kohal rübust ja gaasidest kattekiht selle kaitsmiseks õhu hapniku ja lämmastiku kahjustava mõju eest,
- 3) takistada keeviskohalt soojust kiiret ära voolu ja võimaldada seega õmblusel aeglaselt jahtuda,
- 4) viia õmblusesse selle kvaliteeti tõstvaid komponente ja komponente, milliseil on kalduvus keevitusprotsessi kestel osaliselt välja põleda (süsinik, mangaan jne.).

Olenevalt sellest, millisel määral kate neid loetletud ülesandeid täidab, võib kõiki praktikas kasutatavaid katteid jagada kahte põhigruppi:

- 1) stabiliseerivad ehk õhukesed katted ja
- 2) kaitsvad ehk paksud katted.

Viimaseid omakorda võib jagada veel:

- a) ainult kaitsvaiks,
- b) kaitsvaiks ja legerivaiks ja
- c) spetsiaalse iseloomuga (keevitamiseks vee all jne.) katteiks.

Stabiliseerivad katted suurendavad kaarleegi püsivust (iseäranis vahelduvvoolu kasutamisel). Sageli neid nimetatakse ka veel ioniseerivaiks. Stabiliseeriva katte paksus on 0,15—0,3 mm, mistõttu ta ei suuda küllaldaselt kaitsta sula täitemetalli hapniku ja lämmastiku kahjustava mõju eest. Õmblus kujuneb seetõttu vaid veidi paremaks katteta elektrootidega keevitatud õmblusest.

Et stabiliseeriva katte mõju on väheefektiivne, siis ei ole lubatud neid kasutada vastutusrikkais keeviskonstruktsioones. Lihtsaimaks stabiliseerivaks katteks on kriidipuudri (80—85%) ja vesiklaasi (15—20%) segu.

Kaitsvaid katteid nõutakse peamiselt järgmist:

1) katte sulamisel peab tekkima sula rübukiht, mis aeglustaks sula täitemetalli jahtumist ja takistaks seda kokku puutumast õhu hapniku ja lämmastikuga,

2) katte sulamisel peavad tekkima gaasid, mis analoogiliselt tekkivale sulanud rübule kaitseksid täitemetalli õhu kahjustava mõju eest ja suurendaks kaarleegi püsivust,

3) katte sulamistemperatuur olgu ligikaudu võrdne elektrooti südamikule sulamistemperatuuriga,

4) katte sulamisest tekkiv sula räbu peab kergelt voolama üle sula täitemetalli ja katma viimast ühtlase kihiga,

5) hangunud räbu peab olema kergelt eemaldatav,

6) kate ei tohi sisaldada kahjulikke komponente (väävlit, fosforit jne.).

Praktikas kasutatakse väga paljusid kattesorte, milliste valmistamiseks kasutatakse kõige mitmekesisemaid materjale. GOCT 2523-51 järgi on kõik kattega elektrootid jagatud mitte katete keemilise koostise, vaid nende elektrootidega keevitamisel saadud õmbluste mehaanilise tugevuse (tõmbetugevus, paindenurk, löögitugevus) ja plastilisuse järgi järgmisteks, tabelis 7 toodud markideks, millistega keevitamisel on tagatud samas toodud õmbluse metalli ja liite mehaanilised omadused.

Tabel 7.

Elektrooti mark	Traadimark ГОСТ 2246-43 järgi	Liite tugevusnorme		Õmbluse tugevusnorme		
		σ_b kg/mm ²	painde- nurk α^{0}	α_k kg/cm ²	σ_b kg/mm ²	δ'' %
Э-34	I, II	34	30	Tugevuskatseid ei teostata		
Э-42	I, IA, II	42	120	8	42	18
Э-42 A	IA	42	180	14	42	22
Э-50	I, IA, II	50	90	6	50	16
Э-50 A	IA	50	180	13	50	20
Э-55 A	IA	55	180	13	55	20
Э-60	II	60	120	8	60	18
Э-70	II	70	90	6	70	12
Э-50 Я	IX, X	50	180	9	50	20
Э-55 Ж	XI	55	180	9	55	20

Tabelis 7 toodud õmbluse metalli tugevusnormid kehtivad keevitamisel 3 mm ja suurema läbimõõduga elektroodidega. Liite kohta kehtivad toodud tugevusnormid keevitamisel 3 mm ja väiksema läbimõõduga elektroodidega. Elektroodi margi Э-34 puhul liite kohta toodud normid ei olene elektroodi läbimõõdust.

Elektroodide kasutusala:

- Э-34 — vähetahtsates, vähese süsinikusisaldusega teraseist valmistatavais konstruktsioones,
- Э-42 — vastutusrikkais, vähese süsinikusisaldusega teraseist valmistatavais konstruktsioones,
- Э-42А — samades konstruktsioonides, kui need töötavad eriti raskeis tingimuses,
- Э-50 — vastutusrikkais, keskmise süsinikusisaldusega teraseist valmistatavais konstruktsioones,
- Э-50А — vastutusrikkais, eriti tugevaist teraseist valmistatavais konstruktsioones,
- Э-55А } — ühine kasutusala margiga Э-50А,
- Э-60 } —
- Э-70 } —
- Э-50Я — korrosioonikindlate teraste keevitamiseks,
- Э-55Ж — kuumuskindlate ja teiste eriotstarbeliste teraste keevitamiseks.

Oma toimelt võib katteid jagada kahte põhigruppi — gaasitekitavaiks ja räbutekitavaiks.

Gaasitekitavad katemassid sisaldavad kuni 40% orgaanilisi aineid nagu tselluloosi, tärklisi, puidujahu jne., millised põlemisel moodustavad küllaldasel hulgal metalli õhu kahjustava mõju eest kaitsvaid gaase.

Räbutekitavate katete peamisteks komponentideks on kriit, kaoliin, ferromangaan, pürolüsiit, põldpagu jt. Need komponendid annavad sulades räbukihi, mis ümbritseb allavoolavaid metallitilku ja keeviskraavi.

Gaasitekitavate katete eeliseks on katte väike kaal (keskmiselt 15% elektrooditraadi kaalust), mistõttu keevitamisel tekib vaid vähesel määral räbu. See võimaldab paremini keevitada vertikaal- ja laeõmblusi kui räbutekitava kattega elektroodid.

Räbutekitavate katete eeliseks on nende koostis komponentide mittedefitsiitsus võrreldes gaasitekitavate katete koostis komponentidega.

Järgnevalt on lühidalt kirjeldatud teaduslike asutiste ja ettevõtete poolt viimaseil aastail väljatöötatud ja laialdast tarvitamist leidnud elektroode.

Elektrood УОНИ-13. See elektroodimark on välja töötatud grupi inseneride poolt insener K. B. Petran'i juhtimisel. Elektrooditraadina kasutatakse marke I, IA, II, IX, X, XI ja XII. Elektroode УОНИ-13 valmistatakse viit liiki (olenevalt katte koostise komponentide — marmori, sulapagu, räni, ferromangaani, ferrosiiliitsiumi, ferrotitaani ja ferromolübdeeni kaalulistest vahekordadest): УОНИ-13/45, УОНИ-13/55, УОНИ-13/65, УОНИ-13/85 ja УОНИ-13 Н.Ж.

Et tagada tabelis 8 toodud mehaanilisi näitajaid, tuleb katted УОНИ-13/45 ja УОНИ-13/55 kanda elektrooditraadi markidele I ja IA, kate УОНИ-13/65 — margile II ja kate УОНИ-13 Н.Ж — markidele IX, X, XI ja XII.

Tabel 8.

Mehaanilised näitajad	УОНИ-13				
	45	55	65	85	Н. Ж.
σ_T'' kg/mm ²	33—35	40—45	45—50	50—55	30—40
σ_b'' kg/mm ²	43—45	50—55	60—65	85—90	65—70
δ'' %	28—32	25—30	20—25	16—20	35—40
ψ'' %	70—80	65—75	60—70	50—60	—
α_k'' kgm/cm ²	25—30	25—30	18—23	9—10	8—10

Elektroodiga УОНИ-13 on võimalik keevitada mistahes asendiga õmb-lusi. Neid võib kasutada nii keskmise süsinikusaldusega süsinikteraste, legeritud teraste kui ka tööriistateraste keevitamiseks. Õigustatult nimeta-takse seda elektroodi universaalseks (nagu märgib tema tähistuses ka esi-mene täht).

Keevitamisel elektroodiga УОНИ-13 kasutatakse tavaliselt alalisvoolu, vastupidist polaarsust ja võimalikult lühikest kaarleeki. Pealesulatustegur on keskmiselt 8 g ampertunni kohta.

Elektrood OMM-5. See elektrood on tüüpiline räbutekitavate elekt-roodide esindaja. Temaga on võimalik keevitada mistahes asendiga õmb-lusi, kuna tekkiv sula räbu hangub kiirelt. Kate rahuldab täielikult ülesseatud nõudeid. Puuduseks on räbu raske eemaldatavus keevisõmb-luselt ja väike pealesulatustegur (7,3 g ampertunni kohta). Keevitamiseks võib kasutada nii alalis- kui vahelduvvoolu. Elektrooditraadi mark — I, IA ja II.

Elektrood ЦМ-6. See elektrood on sobiv vähese süsinikusaldusega teraseist valmistatavate vastutusrikaste konstruktsioonide keevitamiseks. Kasutada võib nii alalis- kui vahelduvvoolu. Elektroodi iseärasuseks on, et ta võimaldab kasutada tavalisest tugevamat keevitusvoolu, ilma et seeläbi kannataks liite mehaanilised omadused.

Elektrooditraadi markidena kasutatakse marke I, IA ja II.

Tabelis 9 on toodud selle elektroodiga keevitamisel saavutatavad õmb-luse mehaanilised omadused.

Tabel 9.

σ_T'' kg/mm ²	σ_b'' kg/mm ²	δ'' %	ψ'' %	α_k'' kgm/cm ²
36,6	50,5	25,8	56,2	10,6

Katte kaal moodustab elekt-roodil ЦМ-6 traadi kaalust 44%. Pealesulatusteguri suu-rus on 10,4 g ampertunni kohta. Kasutatakse peamiselt alumiste ja vähe kaldu aset-sevate õmb-luste keevitami-seks.

Elektrood ЦМ-7. See elektrood omab räbutekitava katte ja on sobiv vähese süsinikusaldusega teraseist valmistatavate konstruktsioonide keevi-tamiseks. Kasutada võib nii alalis- kui vahelduvvoolu. Elektroodiga on või-malik keevitada mistahes asendilisi õmb-lusi.

Tabelis 10 on toodud selle elektroodiga keevitamisel saavutatavad õmb-luse mehaanilised omadused.

T a b e l 1 0.

Õmb-luse asend	σ_T'' kg/mm ²	σ_b'' kg/mm ²	δ'' %	ψ'' %	α_k'' kgm/cm ²
Alumine . .	39	48	28	65	10,6
Vertikaalne .	34	48	21	49	9,5
Lagi	37	48	27	59	10,4

Katte kaal moodustab elektroodil ЦМ-7 traadi kaalust 38—44%. Peale-sulatusteguri suurus on 11 g ampertunni kohta.

Võrreldes elektroodiga ОММ-5 saavutatakse elektroodiga ЦМ-7 keevi-tamisel 30—40% suurem tööjõudlus.

Kõigi eelduste kohaselt leiab elektrood ЦМ-7 meie tööstuses laiaulatus-liku rakendamise. Peale nende kirjeldatud elektroodide toodab Nõukogude Liidu tööstus rida teisi paksukattelisi elektroode, nagu ОММ-2 (Э-42), traadi mark I, IA ja II, sobiv vähese süsinikisaldusega süsinikteraste ja vähelegeeritud teraste keevitamiseks; ОМВ-1 (Э-50), traadi mark I, IA ja II, sobiv keskmise süsinikisaldusega teraste keevitamiseks; ЦЛ-2, ЦЛ-3 ja ЦЛ-4 (Э-50Я), traadi mark — IX ja X, sobiv kroomnikkel- (roostekindlate) teraste keevitamiseks; НИИ-48 (Э-55Ж), traadi mark — XI, sobiv kuumus-kindlate (kroomi- ja niklirikaste) teraste keevitamiseks; ЦШ-1, ЦШ-2, ЦШ-3 ja ЦШ-4, traadi mark — 3ХВ8 (ГОСТ 5950-51), 45 (ГОСТ 1050-52) ja ШХ-15 (ГОСТ 801-47), sobivad templite ja matriitside kulunud tööpindade taastamiseks.

Õhukesekattelistest elektroodidest on tuntumad järgmised (peale kriit-katet omavate): А-1 (Э-34), traadi mark — I ja II, sobiv vähese süsiniku-sisaldusega süsinikteraste keevitamiseks ($\delta > 2$ mm); МТ, traadi mark — I ja II, sobiv kvaliteetsüsinikteraste 08, 10, 20, 30, 40 ja kroommangaan-siliitsiumteraste keevitamiseks ($\delta > 0,5$ mm); ОМА-2 (Э-42), traadi mark — I, IA ja II, sobiv vähese süsinikisaldusega ja vähelegeeritud teraste keevitamiseks.

IV. LUBATAVAD PINGED KEEVISLIITEIS.

Keevisliidete dimensioneerimisel kasutatakse kahte moodust lubatava pinge määramiseks. Esimese mooduse kohaselt määratakse lubatav pinge keevisõmb-luse jaoks tabelmeetodi abil. See osutub enamikel juhtudel liiga ligikaudseks. Ainult üksikuil tehnikaaladel, kus kasutatavate materjali-markide ja liitetüüpide arv on väike ning stabiilne nagu näiteks tavalis-tes ehitusalastes konstruktsioonides, on see meetod rakendatav. Tabelis 11 on toodud Nõukogude Liidus tarvitatavate lubatavate pingete suurused keevitatud tööstuslike metallkonstruktsioonide jaoks, kusjuures alusmetallina on eeldatud peamiselt süsinikteraste Ст. 1, Ст. 2 ja Ст. 3 kasutamist.

Tabel 11.

Koormus	Deformatsiooni liik	Keevisliites lubatav pinge R' juhul, kui kasutatava elektrooditraadi tõmbetugevus σ_b'' (kg/cm ²) on					
		3000	2900	2800	2700	2600	2500
Põhikoormus	Surve . . .	1000/670	970/650	930/625	900/600	865/580	820/560
	Tõmme . .	900/600	870/580	840/560	810/540	780/520	750/500
	Lõige . . .	720/480	695/465	670/450	650/430	625/415	600/400
Põhi- ja juhuslik koormus	Surve . . .	1200/800	1100/770	1120/750	1080/720	1040/695	1000/670
	Tõmme . .	1100/720	1060/705	1030/680	900/655	950/635	920/610
	Lõige . . .	870/580	840/560	810/540	785/520	755/505	725/485

Märkus. Lugejas on lubatav pinge staatilise koormuse jaoks; nimetajas sümmeetriliselt vahelduva koormuse jaoks. Elektroodi kate — õhuke.

Märkus. Seisukoht, et liitekoha tugevus on olenev vaid kasutatava elektrooditraadi kvaliteedist (tabel 11) on üldiselt õige vaid kateta ja õhukesekatteliste elektroodide puhul. Juhtudel aga, kui kasutatakse paksukattelisi elektroode või kui keevitatakse automaatselt räbukihi kaitsel, ei pea see seisukoht enam paika. Neil juhtudel liitekoha tugevus on suurelt olenev ka alusmetalli kvaliteedist.

Teise meetodi alusel on lubatav pinge keevisõmbluses tehtud olenevaks alusmetallile (samas kohas) lubatavast pingest.

Varemtoodust teame, et elektroodid jagatakse GOCT 2523-51 järgi markideks, olenevalt sellest, milliseid liite ja õmbluse tugevusi need elektroodid tagavad. Vastavalt GOCT 2523-51 järgi normitud elektroodi põhimarkidele Э-34, Э-42, Э-42А jne., võime ka keevisliited, vastavalt kasutatud elektroodi põhimargile, jagada paljudeks põhigruppideks. Neist põhigruppidest tähtsamad on järgmised kolm:

- I grupp — elektroodidega Э-34 keevitatud liited,
- II „ — elektroodidega Э-42 ja Э-50 keevitatud liited,
- III „ — elektroodidega Э-42А ja Э-50А või automaatkeevitamise teel (räbukihi kaitsel) keevitatud liited.

Tabeleis 12 ja 13 on toodud nende kolme põhigrupi kvaliteeti iseloomustavad andmed: tabelis 12 — õmblusest katsekeha ja tabelis 13 — põkkliite kohta.

Tabel 12.

Õmbluse mehaanilised omadused	I grupp	II grupp	III grupp
Minimaalne tõmbetugevus σ_b'' kg/mm ²	34	42	42
Minimaalne suhteline pikenemine katkemiseni $\delta''\%$	6	18	22
Minimaalne löögitugevus α_k'' kgm cm ²	—	8	10

Tabel 13.

Pöckliite mehaanilised omadused	I grupp	II grupp	III grupp
Minimaalne tõmbetugevus σ'_b kg/mm ²	0,85 σ_b või 34	σ_b või 42	σ_b või 42
Minimaalne paindenurk α^{10}	30	120	150
Liite löögitugevus α'_k kgm cm ²	—	0,8 α_k või 8	α_k või 10

Märkus. σ_b — alusmetalliks kasutatava terase minimaalne tõmbetugevus,
 α_k — alusmetalliks kasutatava terase minimaalne löögitugevus.

Kui keevisliide töötab erilisis tingimuses (sööbivas keskkonnas, madalas või kõrges temperatuuris jne.), siis on liite tugevuse üle otsustamiseks vajalik teha spetsiaalkatseid, vastavalt tegelikule olukorrale.

Kui õmblusest valmistatud katekeha ja pöckliite mehaanilised omadused vastavad gruppide I—III jaoks tabelites 12 ja 13 toodud nõudeile, siis määratakse lubatav pinge liitekohas staatilise koormuse puhul tabeli 14 alusel.

Tabel 14.

Keevisliite grupp	Tõmme (pöckliide) R'_t	Surve (pöckliide) R'_s	Lõige (ülekatte liide) R'_l
I grupp . .	0,6 R_t	0,75 R_t	0,5 R_t
II grupp . .	0,8 R_t	0,9 R_t	0,6 R_t
III grupp . .	0,9 R_t	R_t	0,65 R_t

Märkus. R_t on vaadeldavas kohas alusmetallide lubatav tõmbepeinge. Toodud vahekorrad on maksivad vähese ja keskmise süsinikusaldusega ning vähelegeeritud konstruktsiooniteraseist konstruktsioonide puhul, kui on rahuldatud tabeleis 12 ja 13 toodud nõuded.

Et konstruktor eeltoodu baasil saaks määrata lubatavat pinget, peab ta eelkõige orienteeruvalt teadma, millise liite põhigrupi kasutatav elektrood tagab. Selle küsimuse lahendamiseks on tabelis 15 toodud mõninga tarvitatava elektroodi kuuluvus GOCT 2523-51 järgi ja nendega käsitsikeevitamisel saadavad σ'_b ja σ'_T keskmised suurused vähese süsinikusaldusega konstruktsiooniteraseist pöckliidete jaoks.

Vahelduva koormuse puhul toimub liite jaoks lubatava pinge määramine samuti tabelis 12 toodud andmete alusel. Lubatava pinge saamiseks tuleb tabelis toodud andmeid korrutada vaid teguriga γ , mille suurus oleneb detailile mõjuva minimaalse ja maksimaalse koormuse suhtest $\left(\frac{P_{min}}{P_{max}}\right)$ ja vaadeldava keevisliite tüübist.

Tabel 15.

Elektroodi nimetus	Kriitkate	A-1	OMM-2	OMM-5	OMA-2	OMY-1	УОНИ-13,45	УОНИ-13,55	УОНИ-13/65	K-7
Elektroodi mark ГОСТ 2523-51 järgi	Э-34	Э-34	Э-42	Э-42	Э-42	Э-50	Э-42А	Э-50А	Э-60	Э-70
σ'_b kg/mm ²	34	38—42	42—50	50	42—50	50	43—48	50—55	60—65	70
σ'_T kg/mm ²	25—35	—	—	36	—	—	—	40—45	—	70

Katseil on koefitsient γ osutunud suurimaks põkkliite jaoks, kuna põkkliite tüüp on pingete kontsentratsiooni mõttes teistest liitetüüpidest kujunduslikult soodsam.

Katseil saadud tulemuste põhjal on suuruselt muutuva koormusega põkkliite jaoks γ arvutatav järgmise valemi abil:

$$\gamma = \frac{1}{1 - \frac{1}{3} \frac{P_{min}}{P_{max}}}, \quad (1)$$

kus

P_{min} ja P_{max} on absoluutsuurusilt vähim ja suurim koormus, kumbki võetud vastava märgiga (— või +). Seega sümmeetriliselt vahelduva koormuse puhul, mil $P_{min} = -P_{max}$, γ väärtuseks on 0,75.

Ülekatteliite jaoks (nurkõmblus) on vastav valem γ määramiseks järgmine:

$$\gamma = \frac{1}{4/3 - 1/3 \frac{P_{min}}{P_{max}}}. \quad (2)$$

Vaadeldaval juhul on pulseeruva koormuse puhul γ väärtuseks 0,75 ja sümmeetriliselt vahelduva koormuse puhul 0,60.

Mõlemad valemid γ määramiseks on kehtivad vaid vähese ja keskmise süsinikusaldusega ($C < 0,15 - 0,3\%$) konstruktsiooniteraseist keevisliidete kohta.

Vahelduva koormuse all töötava keevisliite dimensioneerimine võib toimuda ka muutliku momendi, muutliku piki- või põikjõu ümberarvutamise teel fiktiivseiks staatilisteks suurusteks. Neid leitud fiktiivseid suurusi arvestatakse siis kui tegelikult mõjuvaid ja lubatavaks pingeks võetakse juba staatilisele koormusele vastavad suurused (tabel 12).

Ümberarvutusvalemiks on:

$$\left. \begin{aligned} M_{fikt} &= M_{max} + C (M_{max} - M_{min}), \\ N_{fikt} &= N_{max} + C (N_{max} - N_{min}), \\ Q_{fikt} &= Q_{max} + C (Q_{max} - Q_{min}). \end{aligned} \right\} \quad (3)$$

Suuruste M , N ja Q valemisse asetamisel tuleb arvestada nende märke (+, -).

Nõukogude Liidus on koefitsiendi C väärtuseks 0,3.

Paljusid katsetulemusi ja uurimusi aluseks võttes võib vahelduva koormuse puhul keeviliite jaoks lubatava pinge määramisel arvutusi teha maksimaalselt järgmiste kestvustugevustega:

1) painde- ja tõmbekoormuse puhul

a) mitte üle 15 kg/mm^2 , kui koormus on sümmeetriliselt vahelduv ja

b) mitte üle $22,5 \text{ kg/mm}^2$, kui koormus on pulseeruv;

2) nihkekoormuse puhul vastavalt mitte üle $7,5$ ja $11,25 \text{ kg/mm}^2$.

Detailsemalt on käsitletud vahelduva koormuse probleemi VIII peatükis.

Surve all töötava seadme (aurukatlad, suruõhuanumad, aparatuurid keemiatööstuse jaoks jne.) valmistamisel keeviskonstruktsioonina, tuleb arvestada erinõudeid ja eeskirju.¹

Näide 1. Rübukihi all automaatkeevitusega teostatud keeviliite põkkõmblusele mõjub suuruselt muutuv paindemoment: $M_{max} = -10 \text{ tm}$, $M_{min} = +3 \text{ tm}$. Määrata lubatav pinge põkkõmbluses, kui alusmetalli mark on Ст. 3; mille jaoks lubatav tõmbepinge staatilisel koormusel $R_t = 1400 \text{ kg/cm}^2$.

L a h e n d u s.

$$\gamma = \frac{1}{1 - \frac{1}{3} \left(-\frac{3}{10} \right)} = 0,90.$$

Kuna keevisõmblus kuulub III gruppi (teostatud automaatkeevituse teel rübukihi all), siis

$$R'_t = \gamma \cdot 1 \cdot R_t = 0,90 \cdot 1 \cdot 1400 = 1260 \text{ kg/cm}^2.$$

Näide 2. Keevitatud liite nurkõmblusele, mis oma kvaliteedilt kuulub II gruppi, mõjub suuruselt muutuv pikijõud. $N_{max} = 24 \text{ t}$; $N_{min} = 6 \text{ t}$. Alusmetalli mark on Ст. 3, mille jaoks lubatav tõmbepinge staatilisel koormusel $R_t = 1400 \text{ kg/cm}^2$.

Määrata õmblusele lubatav pinge.

L a h e n d u s.

$$\gamma = \frac{1}{\frac{4}{3} - \frac{1}{3} \cdot \frac{6}{24}} = 0,80.$$

Seega $R'_t = \gamma \cdot 0,6 \cdot R_t = 0,80 \cdot 0,6 \cdot 1400 = 672 \text{ kg/cm}^2$.

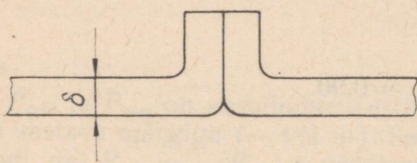
¹ «Правила по применению сварки при проектировании и изготовлении паровых котлов и сосудов работающих под давлением $> 0,7 \text{ ат}$ » № ТП-2, 16 III 43, Главная государственная инспекция котлонадзора НКЭП СССР.

V. KEEVISÕMBLUSTE JA -LIIDETE TÕÜBID JA DIMENSIONEERIMISE ALUSED.

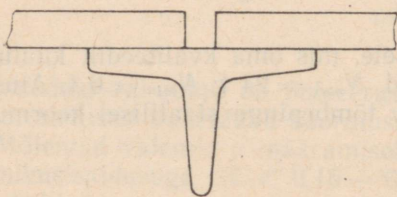
Keevisliite all mõistetakse kahe metalli kokkukeevitamisel saadud liidet, keevisõmbeluse all aga keevisliite osa, mis tekib keevitamise protsessis ja mis oma metalli struktuurilt erineb toote põhimetalli ehitusest.

1. Põkkõmbelus ja selle abil teostatavad liited.

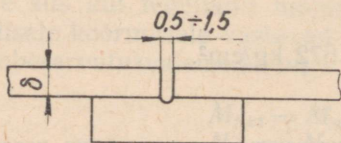
Keevisõmbelustist otstarbekaim on põkkõmbelus, millist praktikas kasutatakse kuni 120 mm paksusega detailide kokkukeevitamiseks. Põkkõmbelus võib asetseda mõjuva jõu suhtes nii risti kui ka kaldu. Esimesel juhul nimetatakse põkkõmbelust sirgeks õmbeluseks, teisel juhul kaldõmbeluseks. Sik-sak suunalist põkkõmbelust kasutatakse selle ebaotstarbekohasuse pärast väga harva. Põkkõmbeluse puhul tuleb erilist rõhku panna keeviskraavi õigele kujundamisele, mis oleneb õmbeluse asendist ruumis ja liidetavate detailide paksusest. Jooniseil 4—10 on toodud levinenud põkkliite konstruktiivsed variandid käsitsikeevitamise ja õmbeluste põrand-asetuse puhul.



Joon. 4.



Joon. 5.

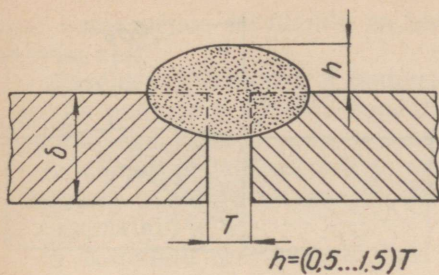


Joon. 6.

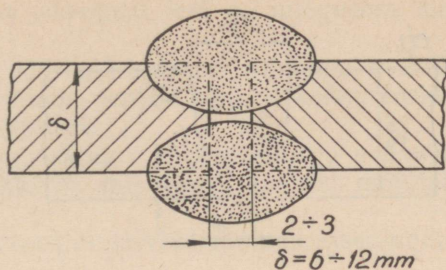
Joonisel 4 toodud liitmismoodust kasutatakse metalli paksuse puhul alla 2 mm. Keevitamine teostatakse süsielektroodiga (täitevarvata). Kui lehtterasest konstruktsioon oma õhukuse tõttu vajab jäigistamist, asetatakse õmbeluse alla valtsitud profiil (joon. 5). Keevitamisel keevitub profiil lehtterasega ühte ja jäigistab konstruktsiooni. Kui liidetavad detailid on sedavõrd õhukesed, et on karta liitekohta läbisulamist, siis asetatakse liitekohta alla soonega paks vaskplaat (joon. 6). Soone tõttu tuleb keevisõmbeluse pind plaadipoolsel küljel ühtlane ja puhas.

Vaskplaat, olles hea soojusejuht, takistab liigse soojusekontsentratsiooni tekkimist ja tõkestab sellega liitekohta läbisulamist.

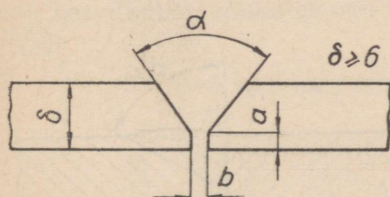
Kirjeldatud juhtudel liidetavate detailide (tavaliselt lehtteraste) servi ei servata, kuna detailide õhukuse tõttu on liitekohta läbikeevitumine tagatud. Paksemate detailide puhul muutub läbikeevitumine neis nn. servamata põkkliiteis küsitavaks (joon. 7). Liitekohta läbikeevitumise tagamiseks servatakse liidetavad detailid. Kuna see on seotud kuludega, siis püütakse leida teid, mis kindlustaks



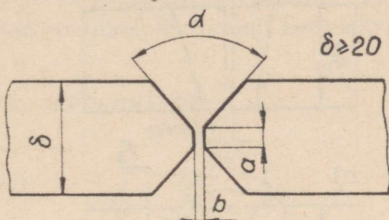
Joon. 7.



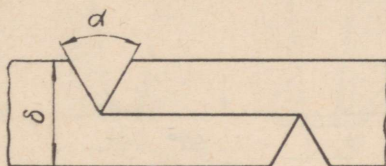
Joon. 8.



Joon. 9.



Joon. 10.



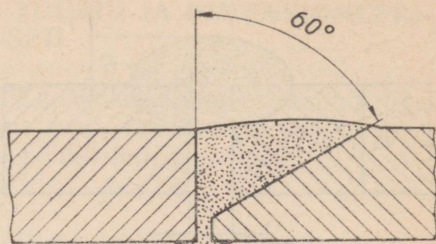
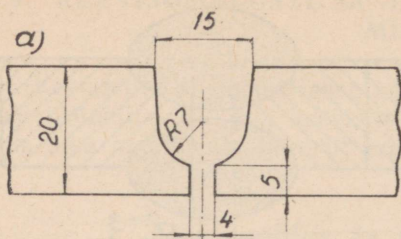
$$\delta > 20$$

$$\alpha = 60 \div 70^\circ$$

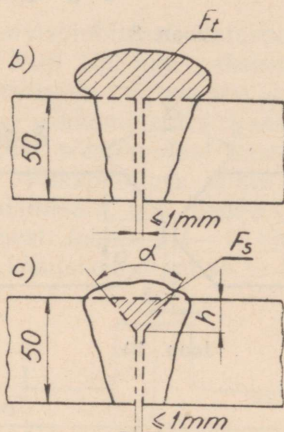
Joon. 11.

liitekohta läbikeevitumist ka paksemate detailide puhul, ilma et tarvitseks liitekohti servata. Nagu viimaste aastate praktika on näidanud, võimaldab seda teataval määral tugevama keevitusvoolu kasutamine. Läbikeevitumist tagab ka kahelt poolt keevitamine (joon. 8). Kui keevitamine teostatakse käsitsi ja kui keevitusvool on 300 A, siis võib maksimaalseks metalli paksuseks olla 6 mm. Paksemate detailide puhul (kuni 15 mm) võib servamata põkkliidet kasutada vaid seal, kus konstruktsioonilt ei nõuta erilist vastutust ja kus mitteläbikeevitumisest tekkinud pingete kontsentratsioon ei ole ohtlik.

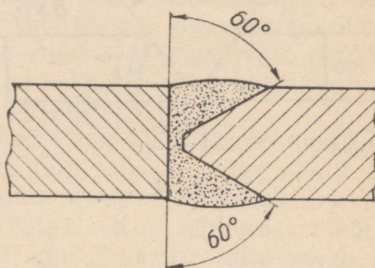
Servatud põkkliite enamesinevad variandid on toodud jooniseil 9—12. Joonisel 9 kujutatud V-õmblust kasutatakse, kui liidetavate detailide paksus on suurem kui 6 mm. Reegli kohaselt võib seda varianti kasutada paksuseni $\delta = 20$ mm. Kuid juhul, kui paksemate detailide juures puudub võimalus



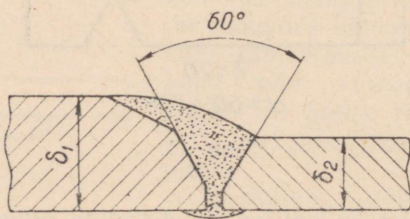
Joon. 13.



Joon. 12.



Joon. 14.



Joon. 15.

kahelt poolt keevitamiseks, võib V-õmblust kasutada ka suurema metallipaksuse puhul. Tavaliselt valitakse V-kujulise keeviskraavi mõõteks: $\alpha = 70^\circ$, $a = 2-3$ mm, $b = 2-4$ mm. Joonisel 10 toodud X-kujulist õmblust kasutatakse siis, kui liidetavate detailide paksus $\delta > 20$ mm. Joonisel 11 toodud X-õmbluse astmelist varianti kasutatakse mõnikord terassoosusehituses. Tavaliselt X-õmbluse keeviskraavi mõõted ühtivad V-õmbluse omadega ($\alpha = 70^\circ$, $a = 2-3$ mm ja $b = 2-4$ mm). Joonisel 12 a toodud U-õmblust kasutatakse juhtudel, kui $\delta > 20$ mm. U-profiili saamine toimub suhteliselt kalli hõõveldamise abil. X- ja V-profiilid on selles suhtes soodsa-

mad, kuna nende servamine on teostatav odavamal teel — autogeense lõikamise abil.

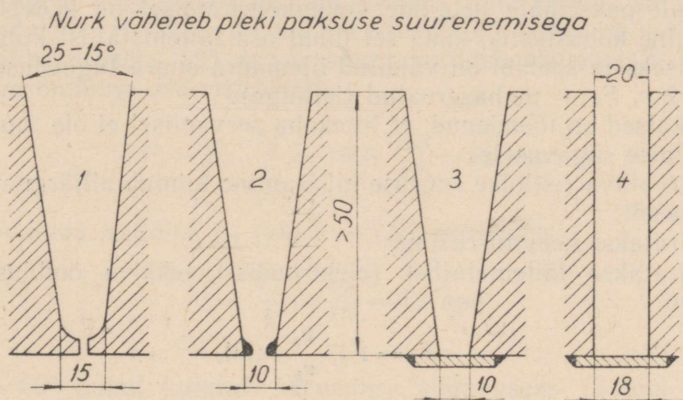
Võrreldes V-õmblust X-õmblusega, võib märkida, et viimane, metalli paksuse puhul $\delta > 12$ mm, suudab oma hinna poolest edukalt konkureerida V-õmblusega ja seda peamiselt kahel põhjusel:

1) võrdse metallipaksuse ja sama keeviskraavi kujundusnurga α juures X-õmbluse ristlõige on ca 30—40% väiksem, mis samal määral mõjutab ka täitemetalli kulu;

2) X-õmblus on sümmeetriline, mistõttu liite kiivatõmbumine sisepingete mõjul on minimaalne.

Ebasümmeetrilisi pökkõmblusi (joon. 13—15) kasutatakse ainult erandjuhtudel kui ei ole võimalik sümmeetrilist õmblust kujundada.

Kui väga paksude terasdetailide puhul ($\delta > 50$ mm) puudub kahelt poolt keevitamise võimalus, siis kasutatakse joonisel 16 toodud keeviskraavi profiile.



Joon. 16.

Pökkõmbluse tõmbetugevus on 71—105% alusmetalli tõmbetugevusest. Seega on õmbluse tugevusteguri φ keskmiseks väärtuseks:

$$\varphi = \frac{0,71 + 1,05}{2} = 0,88.$$

Räbukihi kaitsel teostatava automaatkeevituse abil on võimalik võrdlemisi suure paksusega detaile kokku keevitada, ilma et oleks tarvidust liitekohalt detaile servata. Samuti võimaldab automaatkeevitus väga paljudel juhtudel täisõmbluse teostamist korruga, s. t. ühekihilisena. Mitmekihilist keevisõmblust kasutatakse vaid juhtudel, kui toitepunkti võimsus ei ole küllaldane nõutava keevitusrežiimi kindlustamiseks või kui on vajalik keevitada legeritud teraseid, millede puhul ei ole soovitatav kasutada võimast kaarleeki.

Need kaks eelist — 1) enamikel juhtudel servamise mittevajalikkus ja 2) täiskeevisõmbluse teostamise võimalus ühekordse keevitusega — teevad

automaatkeevituse tunduvalt ökonoomsemaks mistahes käsitsikeevitamise moodusest.

Kasutades mitmesuguseid keevitusrežiime võib liitekohti servamata teostada ühekihilist ja ühepoolset automaatkeevitust detailide paksuse puhul 5 kuni 50 mm ja isegi veel enam. Näiteks on sobiv režiim 5 mm paksusega lehtteraste liitmiseks järgmine: vool 500 amprit, kaarleegi pinge 34—36 volti, keevitamise kiirus 60 m/t. ja elektroodi läbimõõt 4 mm; 50 mm paksusega lehtteraste kokkukeevitamisel on need andmed vastavalt: 2500 amprit, 46—48 volti, 12 m/t. ja 10 mm. Mõlemad režiimid tagavad liitekoha täieliku läbikeevitumise.

Ühepoolse automaatkeevituse puhul ei nõuta reeglina keeviskraavi servamist kuni liidetavate detailide paksuseni 16 mm, kuna selle paksuse (16 mm) juures kujuneb keevisõmbluse tugevduseks veel normaalselt 0,2 detaili paksust, nagu see tavaliselt on käsitsi teostatava kaarkeevituse puhul (vt. joonis 12 b, F_t — õmbluse tugevdus).

Tunduvalt paksemate detailide kokkukeevitamisel on keeviskraavi eelnev servamine kohustuslik, kuna sel juhul osa täitemetallist kulub servatud vahe täitmiseks ja seeläbi on välditud ülemäära suure tugevduse tekkimine (vt. joon. 12 c, F_s — mahaservatud ristlõige).

Paljud katsed on tõendanud, et liitekoha servamisel ei ole tunduvat mõju läbikeevitumise sügavusele.

Mahaservatava ristlõike suuruse määramine toimub alljärgneva arvutuskeemi kohaselt:

1. Määratakse keevitusrežiim.

2. Määratakse täitemetallist (elektroodist) tekkiva õmbluse-osa ristlõige valemi

$$F_t = F_e \cdot \frac{v_e}{v_k} \text{ abil,}$$

kus F_t on täitemetallist (elektroodist) tekkiva õmbluse-osa ristlõige mm^2 ,

v_k — keevitamise kiirus m/t.

v_e — elektroodi ettenihkekiirus m/t.,

F_e — elektroodi ristlõige mm^2 ,

3. Määratakse mahaservatava ristlõike suurus

$$F_s = \frac{F_t}{k},$$

kus F_s on mahaservatav ristlõige mm^2

k — koefitsient, mis arvestab õmbluse tugevdust; $k = 1,1 \div 1,2$.

4. Määratakse mahaservatava ristlõike nurk (vt. joon. 12 c) ja sellest lähtudes leitud andmete alusel — servamise sügavus h .

Servamisnurga α suurus valitakse tavaliselt 50—75° piires.

Toodud arvutuskeemi kasutamiseks on vaja teada, milline keevitusrežiim valida.

Allpool toome mõningad lähteandmed ühekihilise ühepoolse automaatkeevituse režiimi määramiseks.

1) Elektroodi läbimõõdu 4, 5, 6 ja 8 mm puhul võib olla maksimaalne vool vastavalt 1100, 1700, 2400 ja 3600 amprit.

2) Minimaalseks kaarleegi pingeks keevitusvoolu 500, 700, 1000, 1200 ja 1600 ampri puhul võib olla vastavalt 22—24, 26—28, 30—32, 32—34, 34—36 volti.

3) Optimaalseks keevitamise kiiruseks detailide paksuse puhul 8—30 mm on 30—70 m/t.

4) Kindlaksmääratud keevitamise kiirusest lähtudes tuleb määrata kaarleegi pinge, vool ja elektroodi läbimõõt sellistena, et oleks tagatud liitekohta läbikeevitamine detaili kogu paksuse ulatuses. Nende andmete määramiseks on vaja tugineda eksperimentaalselt saadud ja kasutamiseks süstematiseeritud andmeile (nii näiteks on 16 mm lehtteraste kokkukeevitamisel liitekohta täielik läbikeevitumine tagatud keevitamise kiirusega 40 m/t., kui valida vool 1350 amprit, kaarleegi pinge 30—32 volti ja elektroodi läbimõõt 5 mm).

5) Elektroodi ettenihkekiirus määratakse, tuginedes valitud keevitusvoolule, -pingele ning elektroodi läbimõõdule, kuid samuti ka eksperimentaalseile andmeile. (Näitena toodud keevitusrežiimi puhul on sobivaks elektroodi ettenihkekiiruseks 125 m/t.); seega kujuneb täitemetallist (elektroodist) tekkiva õmbluse-osa ristlõikeks

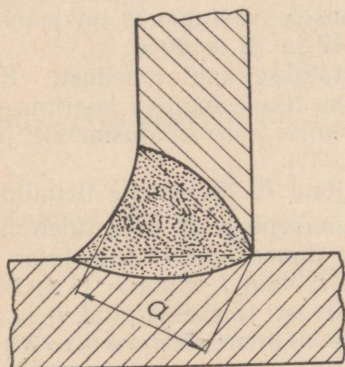
$$F_t = F_e \cdot \frac{v_e}{v_k} = 19,6 \cdot \frac{125}{40} = 62 \text{ mm}^2$$

ja mahaservatava ristlõike F_s (kui $k = 1,2$) suuruseks

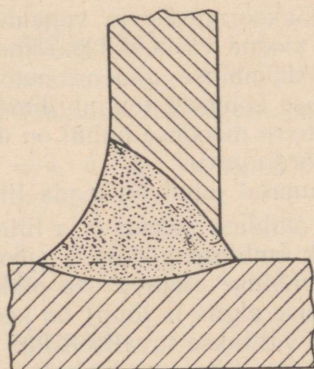
$$F_s = \frac{F_t}{k} = \frac{62}{1,2} = 52 \text{ mm}^2.$$

Nurga $\alpha = 60^\circ$ puhul kujuneb servamise sügavuseks 13 mm ja laiuseks 12 mm.

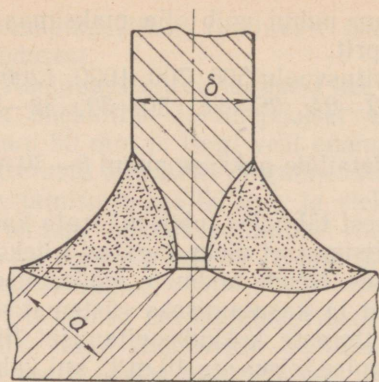
Üheks põkkõmbluse eriliigiks on nn. vastak-põkkõmblus. Joonisel 17—21 on kujutatud mõned vastak-põkkõmbluse konstruktiivsed variandid.



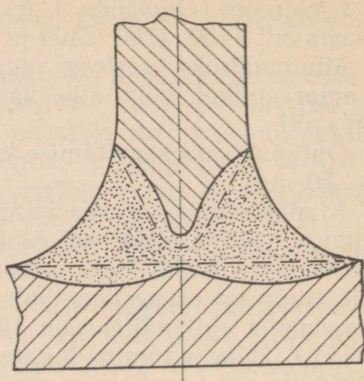
Joon. 17.



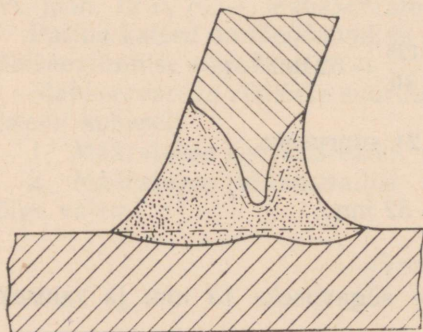
Joon. 18.



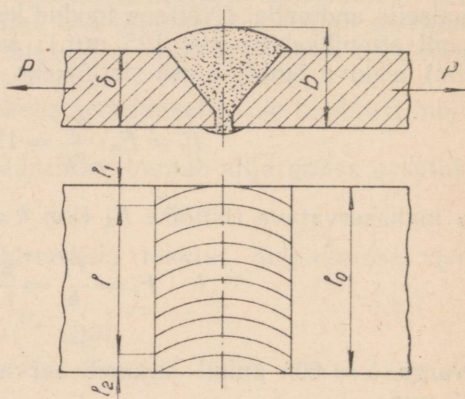
Joon. 19.



Joon. 20.



Joon. 21.



Joon. 22.

Löökkormusele ja vahelduvale koormusele vastupanus on jooniseil 18 ja 20 toodud variandid paremad jooniseil 17 ja 19 tooduist.

Pötkõmbluse dimensioneerimisel kasutatakse kaht moodust. Esimese mooduse kohaselt toimub dimensioneerimine liitele mõjuva koormuse järgi, kuna teise mooduse puhul on dimensioneerimise aluseks alusmetalli ja õmbluse võrdtugevus.

Esimesel juhul on teada liitele mõjuv jõud P , liidetavate detailide paksus δ , õmbluse paksus b ja liitele lubatav tõmbepeinge R'_t ning tuleb määrata vajalik õmbluse pikkus l_0 (joon. 22). Liite dimensioneerimisel tuleb arvestada õmbluse töötava osa pikkuseks mitte l_0 vaid l , kuna l_1 ja l_2 ulatuses (õmbluse algus ja lõpp) on keeviskraav halvasti täiskeevitatud. l_1 ja l_2 suu-ruks valitakse tavaliselt kas $l_1 \approx l_2 = 0,6-0,8$ cm või $l_1 \approx l_2 = \delta$.

Tugevustingimus käesoleval juhul on:

$$P = [l_0 - (l_1 + l_2)] \cdot b \cdot R'_t, \quad (4)$$

ehk üldistatult

$$P = l \cdot \alpha \cdot \delta \cdot R_t',$$

kus l on õmbluse arvatud pikkus ja

$$\alpha = \frac{b}{\delta}.$$

Nõgusa V-õmbluse puhul α on 0,7 — 0,8, normaalse V-õmbluse puhul 1,0, tugevdatud V-õmbluse puhul 1,2 ja tugevdatud X-õmbluse puhul 1,25.

Tugevustingimusest (4) saame, et

$$l_0 = \frac{P}{b \cdot R_t'} + (l_1 + l_2).$$

Teisel juhul (projekteerimispraktikas sageli esinev) ei ole teada liitele mõjuv jõud. Sel juhul on dimensioneerimise aluseks võrdtugevus alusmetalli ja keevisõmbluse kriitilisema põiklõike vahel.

Võrdtugevustingimuseks on

$$l \cdot b \cdot R_t' = l_0 \cdot \delta \cdot R_t. \quad (5)$$

N ä i d e 3. Määrata tõmbega koormatud põkkliite konstruktiivne variant ja õmbluse kõrgus b kokkukeevitatavate lintterasest detailide jaoks (joon. 22) kui on antud:

alusmetalli tõmbetugevus $\sigma_b = 3000 \text{ kg/cm}^2$,

liite tõmbetugevus $\sigma_b = 2800 \text{ kg/cm}^2$,

alusmetallile lubatav tõmbepinge $R_t = 900 \text{ kg/cm}^2$,

lintterase paksus $\delta = 1,6 \text{ cm}$,

lintterase laius $l_0 = 10 \text{ cm}$.

L a h e n d u s. Määrame keevisliite lubatava tõmbepinge R_t' . Arvestades varutegurite võrdsust õmbluses ja alusmetallis saame keevisliitele lubatavaks tõmbepingeks

$$R_t' = R_t \cdot \frac{\sigma_b'}{\sigma_b} = 900 \cdot \frac{2800}{3000} = 840 \text{ kg/cm}^2.$$

Võrdtugevustingimus (5) alusmetalli ja õmbluse ristlõigete jaoks on

$$[l_0 - (l_1 + l_2)] \cdot b \cdot R_t' = l_0 \cdot \delta \cdot R_t,$$

kust õmbluse kõrgus

$$b = \frac{l_0 \cdot \delta}{l_0 - (l_1 + l_2)} \cdot \frac{R_t}{R_t'}.$$

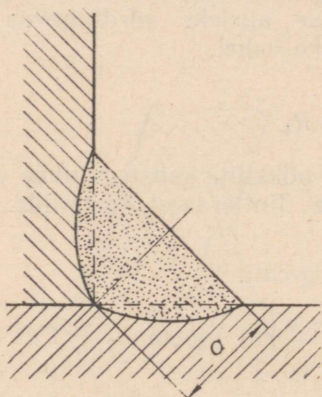
Võttes $l_1 = l_2 \approx 0,8 \text{ cm}$, saame õmbluse kõrguseks

$$b = \frac{10 \cdot 1,6}{10 - 2 \cdot 0,8} \cdot \frac{900}{840} = 2,04 \text{ cm}.$$

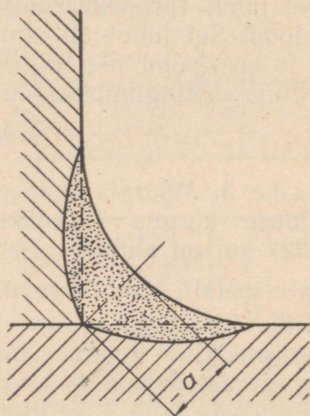
Et sellise b väärtuse puhul suhe $\frac{b}{\delta} = \frac{2,04}{1,6} = 1,28$, siis ei saa kasutada tugevdatud V-õmblust (joon. 22), sest viimase jaoks suhe võib olla maksimaalselt 1,2. Põkkliite sobiva variandina tuleb käesoleval juhul arvesse tugevdatud X-õmblus, mille jaoks saadud suhet $\frac{b}{\delta}$ võib pidada veel lubatavaks.

2. Nurkõmblus ja selle abil teostatavad liited.

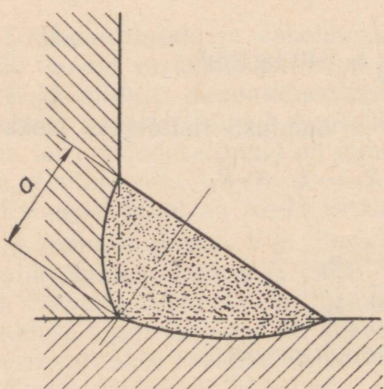
Nurkõmbluse kasutamisel ei teostata liidetavate detailide servamist. Eritletakse kolme nurkõmbluse konstruktiivset varianti: normaalse (kolmnurkse, joon. 23 ja 25), nõgusa (joon. 24) ja tugevdatud (joon. 25) ristlõikega.



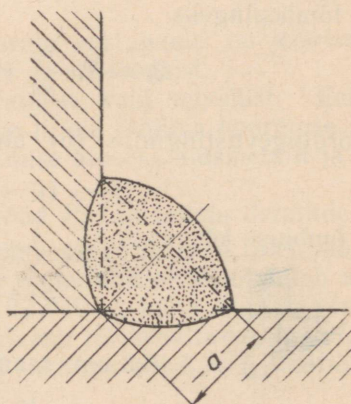
Joon. 23.



Joon. 24.



Joon. 25.



Joon. 26.

Tugevdatud nurkõmblus ei ole otstarbekohane, mistõttu teda praktikas ka peaaegu üldse ei kasutata. Enamikel juhtudel kujundatakse nurkõmblus normaalse (s. t. kolmnurkse) ristlõikega. Nõgus nurkõmblus kujundatakse kas mehaanilisel teel (freesimisega) või tehnoloogiliste võtete abil. Ehkki nõgus nurkõmblus oma sujuva ülemineku tõttu alusmetalli on otstarbekam, kasutatakse teda praktikas harva, kuna tema valmistamine on kallid.

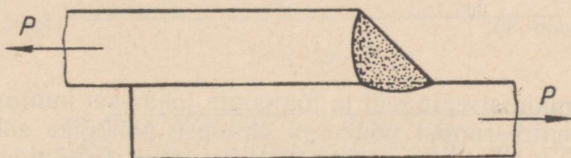
Nurkõmbluse paksuseks nimetatakse õmbluse kaateti pikkust k (joon. 28). Õmbluse tipust hüpoteenuusile risti tõmmatud joonlõigu pikkust a nimetatakse nurkõmbluse arvutuspaksuseks. Arvutuspaksuse suuruseks normaalse nurkõmbluse (joon. 23) puhul on $a = k \sin 45^\circ \approx 0,7 k$.

Enamikel juhtudel k on võrdne liidetavate detailide paksusega δ , kuid erinevate paksustega detailide liitmisel võib k olla ka väiksem või suurem. Alusmetalli ülekuumenemise vältimiseks pole soovitatav õmbluse paksuseks valida rohkem kui $k = 1,5\delta$. Dünaamilise koormuse all töötava keevisliite puhul võib k maksimumväärtuseks võtta $1,2\delta$. Harva ületab k suurus praktikas 20 mm.

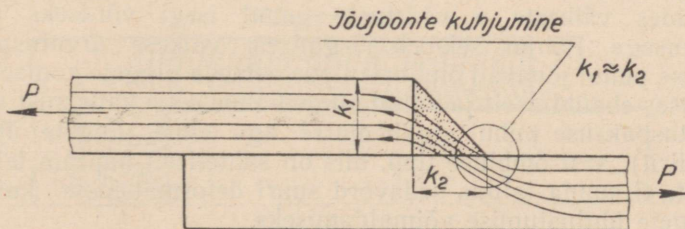
Arvutuspaksuse a vähimaks kasutatavaks suuruseks on masinaehitus-alastes konstruktsioonides 3 mm, ehitusalastes — 4 mm. Erandeiks on konstruktsioonid, millede alusmetalli paksus on väiksem toodud suurustest.

Väiksemaks õmbluse arvutuspikkuseks võib olla masinaehituses 30 mm ja ehitustehnikas — 40 mm. Sealjuures ei tohi aga õmbluse arvutuspikkus olla väiksem kui $4k$. Toodud suurustest lühemaid pikkusi võib kasutada vaid mittetöötavate õmbluste osas, kuna õmbluse kvaliteet keskosas pikkus jääb väga väikeseks.

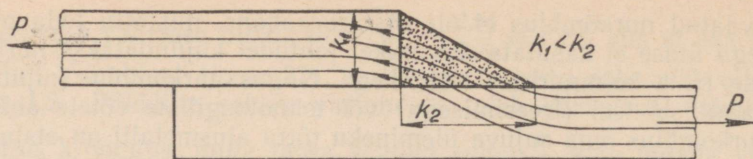
Üheks nurkõmbluse puuduseks on selle ebasümmeetriline asend alusmetalli servade suhtes (joon. 27). Mainitud ebasümmeetrias põhjustab



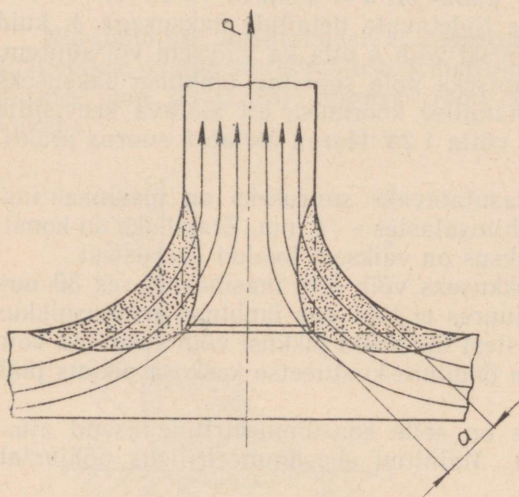
Joon. 27.



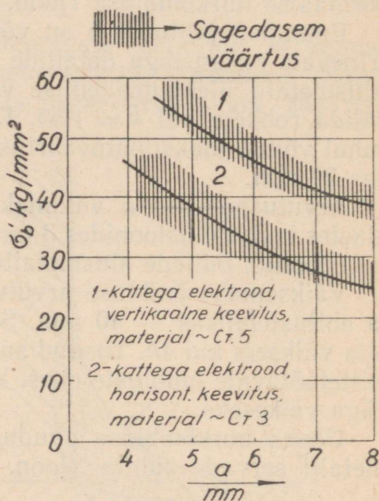
Joon. 28.



Joon. 29.



Joon. 30.

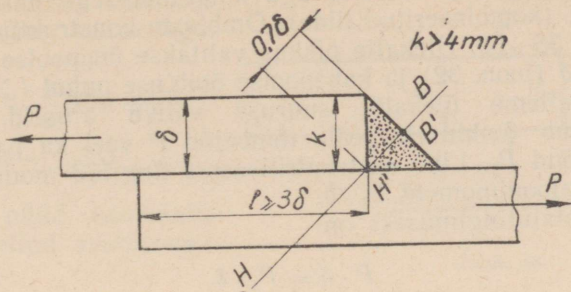


Joon. 31.

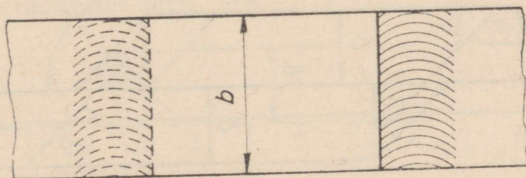
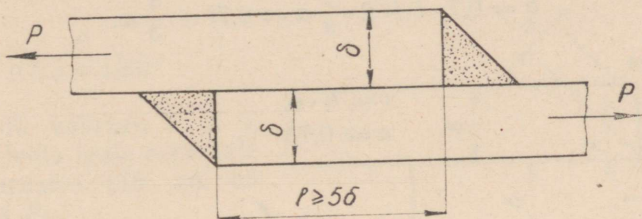
tavalisest suuremaid sisepingeid ja jõujoonte lokaalset kuhjumist (joon. 28). Jõujoonte kontseentreerumist võib aga õmbeluse põiklõike sobiva kujunduse juures viia miinimumini (joon. 29). Ristliite puhul on jõujoonte sujuva kulgevuse suhtes soodsamaks kahepoolne nõgus nurkõmbelus (joon. 30).

Eelnimetatuga tehtud ristliite (joon. 30) staatilise tõmbetugevuse uurimise tulemused on antud joonisel 31. Neist tulemusist nähtub, et liite tõmbetugevus σ_b on seda suurem, mida väiksem on a (õmbeluse arvutuspaksumus), osutudes väikeste a väärtuste puhul isegi võrdseks alusmetalli tõmbetugevusega. Põhjus seisneb järgmises: väikese arvutuspaksumuse ja sitke õmbeluse puhul jõuavad õmbeluse tipus esineva pingete kontsentratsiooni tõttu õmbeluses ebaühtlaselt jaotatud pinged enne selle katkemist ühtlustuda; suure arvutuspaksumuse puhul algab murre aga enne pingete ühtlustumist (voolavuspiiril), sest õmbeluse tipp, mis on suhteliselt hapram teistest põiklõikeosadest, ei suuda taluda sedavõrd suuri deformatsioone, kuivõrd oleks vajalik pingete ühtlustumise võimaldamiseks.

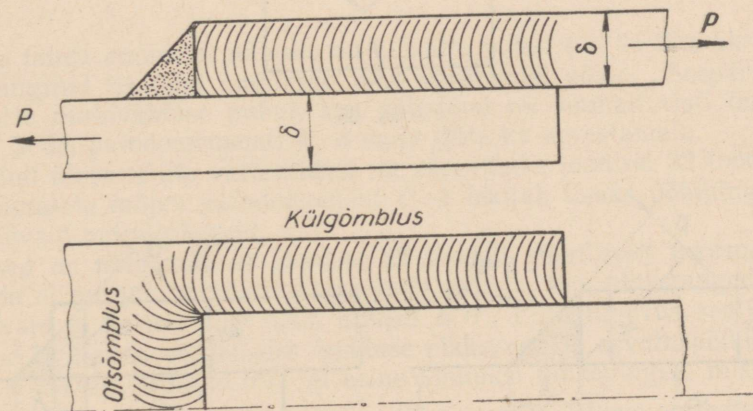
Laialdast kasutamist leiab nurkõmbelus ülekatteliites, mille peamised variandid on toodud jooniseil 32—34. Kahes esimeses variandis on mõjuv



Joon. 32.



Joon. 33.



Joon. 34.

jõud P õmblysega risti, viimases aga külõmblysega paralleelne ja otsõmblysega risti (kombineeritud liide). Õmblyste konstruktiivsed mõõdet on antud jooniseil 36—39. Ülekatte pikkus valitakse ühepoolse õmblyse puhul tavaliselt $l \geq 3\delta$ (joon. 32) ja kahepoolse õmblyse puhul $l \geq 5\delta$ (joon. 33). Järgnevalt vaatleme ülekatte suuruse valiku aluseid. Ülekatteliites (joon. 35) mõjub õmblysele peale tõmbejõu P veel ka paindemomendist $P \cdot \delta$ tingitud jõud P_1 . Liite ekstsentrilisusest tingitud momenti $P \cdot \delta$ tasakaalustab reaktsioonimoment $P_1 \cdot b$.

Seega tasakaalutingimuseks on

$$P \cdot \delta = P_1 \cdot b.$$

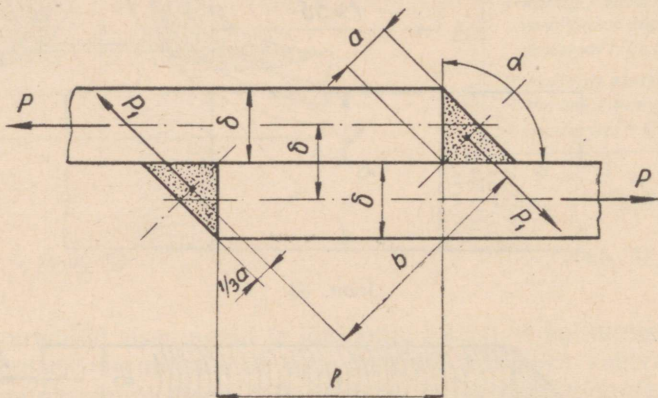
Jooniselt 35 selgub, et

$$b = 0,7 \cdot l + 2 \cdot \frac{2}{3} a = 0,7l + \frac{4}{3} a.$$

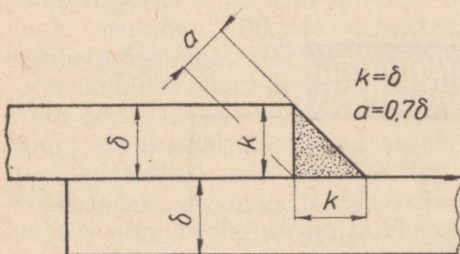
Tähistades

$$l = n \cdot \delta,$$

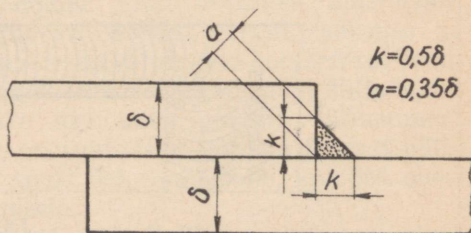
$$a = 0,7\delta$$



Joon. 35.



Joon. 36.



Joon. 37.

ja asendades eelmises võrduses l ja a vastavate suurustega, saame

$$b = 0,7n\delta + \frac{4}{3} 0,7\delta = 0,7\delta(n + 1,33).$$

Asendades nüüd tasakaalutingimuses b leitud avaldusega, saame

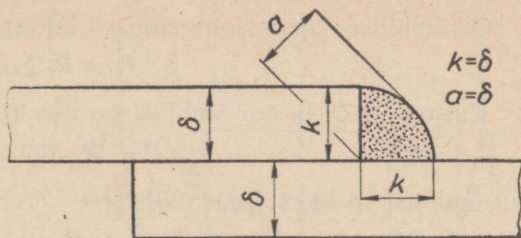
$$P \cdot \delta = P_1 \cdot 0,7\delta(n + 1,33),$$

kust

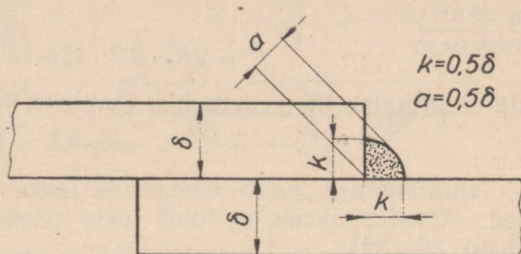
$$P_1 = \frac{P}{0,7(n + 1,33)}.$$

Andes n -ile väärtusi 1, 2, 3, 4 jne. võime leida igale esinevale ülekatte suurusele (1δ , 2δ , 3δ jne.) vastava P_1 .

Tabelis 16 on toodud P_1 suurused (P suhtes) olenevalt ülekatte suurusest.



Joon. 38.



Joon. 39.

Tabel 16.

n	1	2	3	4	5
l	1δ	2δ	3δ	4δ	5δ
P_1	$0,61 P$	$0,42 P$	$0,33 P$	$0,26 P$	$0,22 P$

Nagu tabeli andmeist nähtub, on ülekatte puhul $l = 5\delta$ liite ekstsentrilisusest tingitud lisajõud õmbluses juba võrdlemisi väike. Seepärast võib kahepoolse nurkõmbluse puhul, kus välisjõud on suunalt risti õmblusega ja kus $l \geq 5\delta$, paindemomendi $P \cdot \delta$ mõju jätta ka arvestamata.

Toodud ülekatteliite variantidest on nõrgemaks joonisel 32 toodud liide, kuna viimasele mõjuv paindemoment $P \cdot \delta$ tekitab lisaks põhipingeile veel ka tunduvald paindepingeid.

Katsed on näidanud, et joonisel 32 toodud staatiliselt koormatud ülekatteliide ei purune horisontaaltasapinda mööda, kus nihkepinged on suurimad, vaid et purunemine tekib pinnas $B'H'$. Liite tugevus sealjuures on osutunud ligikaudu võrdeliseks õmbluse pikkusega ja arvutuspoiklõike paksusega $a = B'H'$. Pinnas $B'H'$ ei esine ainuüksi nihkepinged, mistõttu otsõmbluse dimensioneerimine lubatava nihkepinge R'_t alusel on teatud määral tingimuslik. Üldiselt dimensioneeritakse otsõmblust aga ka lähtudes lubatavast tõmbepingest R'_t .

Otsõmbluse dimensioneerimisel lähtutakse tugevustingimusest

$$P = R'_t \Sigma a l.$$

Kui $a = 0,7k$ ja kui õmblusi on üks (joon. 32), siis

$$P = R'_t \cdot 0,7 \cdot k \cdot l;$$

kui õmblusi on kaks (joon. 33), siis

$$P = 2 \cdot R'_t \cdot 0,7 \cdot k \cdot l.$$

Arvesse võttes õmbluse halba kvaliteeti selle alguses ja lõpus ning alusmetalli ja õmbluse halba ühtekeevitumist õmbluse tipus, saame vastavalt

$$P = R'_t \cdot 0,7 \cdot k [l_0 - (l_1 + l_2)] \cdot a$$

ja

$$P = 2R'_t \cdot 0,7 \cdot k [l_0 - (l_1 + l_2)] \cdot a,$$

kus a on halba läbikeevitamist õmbluse tipus arvestav tegur.

$$a = 0,7 - 0,9.$$

Nurkõmbluste teiste variantide jaoks on tugevustingimused analoogilised. Arvutuspaaksus a tuleb neis asendada vaid vastavate suurustega (joon. 36—39).

Normaalõmbluse (joon. 36) tugevuse selgitamiseks on tehtud palju katseid. Keskmiseks kahepoolse normaalõmblusega liite (joon. 33) tugevusteguri väärtuseks on saadud $\varphi = 0,75$ (vastab ligikaudu kolmerealise ülekatte-neetliite tugevustegurile).

Eelöeldu ei ole kõigis osades maksev külõmbluste kohta, s. t. liidete puhul, kus välisjõud on suunalt õmblusega paralleelne, kuna otsõmbluste ja külõmbluste töötamistingimused on mitmeid erinevusi:

1) kui otsõmbluste puhul on vaieldav, kas arvestada neid tõmbele-survele või nihkele, siis külõmbluste puhul on täiesti ilmne, et nad töötavad nihkele ja et neid tuleb dimensioneerida lähtudes lubatavast nihkepingest;

2) kui otsõmblustega liite tugevus on enam-vähem võrdeline õmbluste üldpikkusega ja arvutuspaaksusega a , siis külõmbluste osas katseil sellist proportsionaalsust ei ilmne, tingituna nihkepingete ebahühtlasest jagunemisest õmbluse kriitilises lõikes.

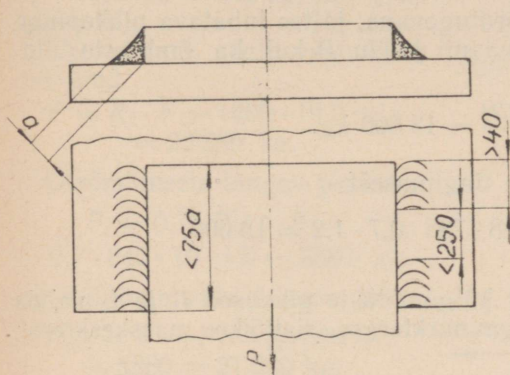
Külõmblus puruneb nagu otsõmbluski mööda pinda $B'H'$, kusjuures purustav nihkepinge on ligikaudu 90% õmbluse katketugevusest.

Praktikas on külõmblus tõestanud oma head vastupidavust dünaamilisele koormusele.

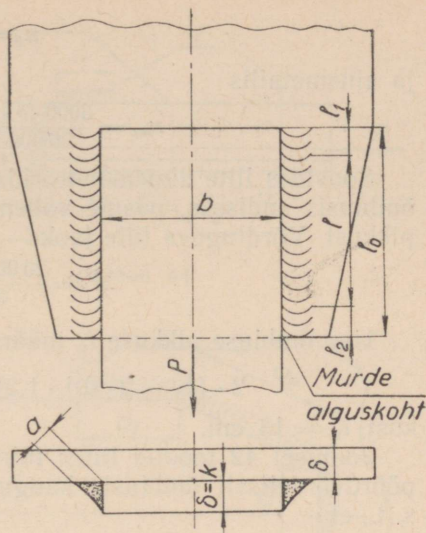
Külõmblus tehakse kas pidevana nn. pidevõmblusena või katkendilisena ehk nn. vahedega õmblusena (joon. 40). Pidevõmbluse puhul õmbluse pikkus l ei ole soovitav valida suurem kui $75a$. Vahedega õmbluse puhul peab iga üksiku õmbluse pikkus olema suurem kui 40 mm. Õmbluste omavaheline kaugus võib olla maksimaalselt 250 mm. Külõmblustega liite (joon. 41) dimensioneerimine toimub tugevustingimuse

$$P = 2 \cdot 0,7 \cdot k [l_0 - (l_1 + l_2)] a \cdot R'_t \quad (6)$$

alusel.



Joon. 40.



Joon. 41.

Vahedega õmbluste puhul on tugevustingimuseks

$$P = 2 \cdot 0,7k \Sigma l \cdot R'_l \cdot a, \quad (7)$$

kus

Σl on õmbluste üldpikkus ühe vahedega õmbluse ulatuses.

$$\Sigma l = \Sigma [l_0 - (l_1 + l_2)].$$

Mõlema tugevustingimuse puhul on oletatud pingete ühtlast jaotust töötavais ristlõikeis.

Näide 4. Määrata staatilise välisjõu suurus, millega võib koormata joonisel 41 toodud keevisliidet, kui

$l_0 = 20$ cm, $b = 13$ cm, $\delta = 1,2$ cm, $\sigma'_b = 2700$ kg/cm² (liite tõmbetugevus), $\sigma_b = 3000$ kg/cm² (alusmetalli tõmbetugevus).

Lahendus. Liite kahe külõmbluse poolt ülekantava jõu suurus P võib olla maksimaalselt

$$P = 2 \cdot 0,7\delta [l_0 - (l_1 + l_2)] a \cdot R'_l.$$

Eeldades, et on kasutatud õhukesekattelisi elektroode, tõmbetugevusega 2700 kg/cm², valime lubatava nihkepinge liite jaoks tabelist 11, kust $R'_l = 785$ kg/cm². Õmbluse tipus alusmetalli ja õmbluse halba ühtekeevitumist arvestava teguri α suuruseks valime 0,8 ja õmbluste algul ja lõpul esinevate halvakvaliteediliste õmbluseosade l_1 ja l_2 pikkuseks $2 \cdot 0,1\delta$.

Neil andmeil saame jõu P väärtuseks

$$P = 2 \cdot 0,7 \cdot 1,2 [20 - 2 \cdot 0,1 \cdot 1,2] 785 \cdot 0,8 = 20\,900 \text{ kg.}$$

Sellise jõu puhul keevisliide ei ole võrdtugev alusmetalli ja õmbluste osas: varutegur õmbluste osas

$$n_{\delta} = \frac{2700}{785} = 3,44$$

ja alusmetallis

$$n_m = \frac{3000 \cdot b \cdot \delta}{20900} = \frac{3000 \cdot 13 \cdot 1,2}{20900} = 2,24.$$

Soovides liite dimensioneerida võrdtugevana, jättes lubatava nihkepinge õmblusis endiseks, peame vähendama nii jõudu P kui ka õmbluste üldpikkust. Võrdtugeva liite jaoks

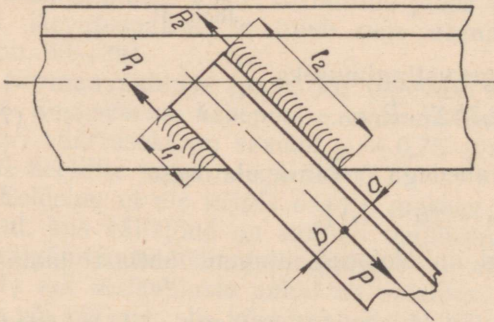
$$P = \frac{20900 \cdot 2,24}{3,44} = 13\,600 \text{ kg.}$$

Uue õmbluse pikkuse l'_o määrame tingimusest

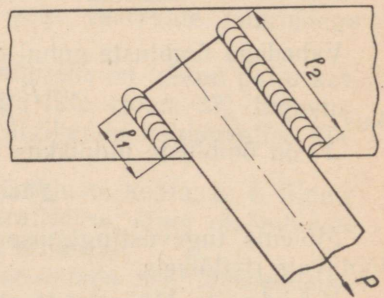
$$2 \cdot (l'_o - 2 \cdot 0,1 \cdot 1,2) \cdot 0,8 \cdot 785 \cdot 0,7 \cdot 1,2 = 13\,600,$$

kust $l'_o = 13 \text{ cm.}$

Joonisel 42 toodud liites tulevad külgõmbluste pikkused l_1 ja l_2 valida pöördvõrdeliselt õmbluste kaugustega nurkterase ristlõike masskeskmest, s. t., et



Joon. 42.



Joon. 43.

$$l_1 = L \frac{a}{a+b} \text{ ja } l_2 = L \frac{b}{a+b},$$

kus

$$L = l_1 + l_2 - \text{vajalik õmbluse pikkus.}$$

Kui profiil on sümmeetriline (joon. 43), kuid keevisõmblused erinevate pikkustega, siis jõud P tuleb õmbluste vahel arvestada jagunenuks proportsionaalselt õmbluste pikkustega, s. t., et

$$P_1 = P \frac{l_1}{l_1+l_2} \text{ ja } P_2 = P \cdot \frac{l_2}{l_1+l_2},$$

kus

$$P = P_1 + P_2.$$

N ä i d e 5. Määrata joonisel 44 toodud liitele õmbluste pikkused l_1 ja l_2 , kui nurkterase ($100 \times 100 \times 10$) ristlõikepind $F = 19,2 \text{ cm}^2$ ja lubatav pinge alusmetallis $R_t = 1400 \text{ kg/cm}^2$.

Lahendus. Eeldades, et keevitamisel kasutatakse paksukattelisi elektroode, valime liite jaoks lubatavaks nihkepingeks $R'_l = 0,6 \cdot R_t = 840 \text{ kg/cm}^2$ (vt. tabel 14).

Nurkterase poolt vastuvõetav jõud

$$P = R_t \cdot F = 1400 \cdot 19,2 = 26\,880 \text{ kg.}$$

Otsõmblusele langev jõud

$$P_c = 0,7 \cdot R'_l \cdot c \cdot k = 0,7 \cdot 840 \cdot 10 \cdot 1,0 = 5880 \text{ kg.}$$

Külgõmblusile langev jõud

$$P_{1+2} = P - P_c = 26\,880 - 5880 = 21\,000 \text{ kg.}$$

Vajalik külgõmbluste üldpikkus

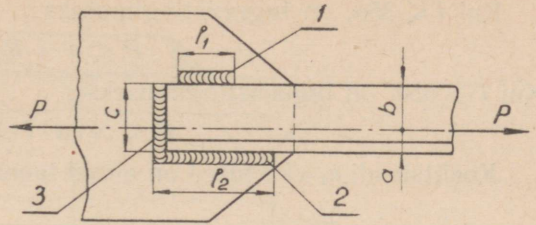
$$L = l_1 + l_2 = \frac{P_{1+2}}{0,7 \cdot k \cdot R'_l} = \frac{21000}{0,7 \cdot 1,0 \cdot 840} = 35,7 \text{ cm.}$$

Õmbluse l_1 pikkus

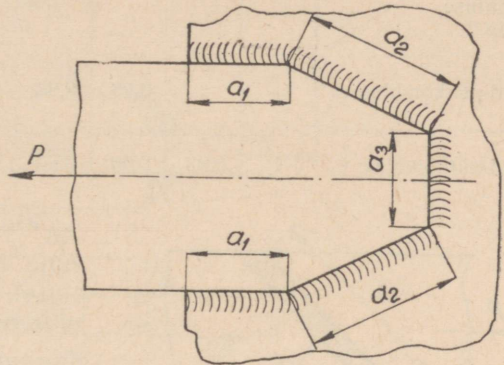
$$l_1 = L \frac{a}{a+b} = 35,7 \frac{2,83}{10} = 10,1 \text{ cm.}$$

Õmbluse l_2 pikkus

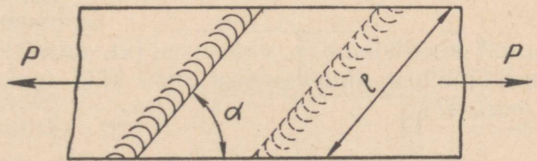
$$l_2 = L \frac{b}{a+b} = 35,7 \frac{7,17}{10} = 25,6 \text{ cm.}$$



Joon. 44.



Joon. 45.



Joon. 46.

Kõige üldisemal juhul ei tarvitse õmblused suunalt olla mitte ainult risti või paralleelsed mõjuva välisjõu suunaga, vaid ka kaldu. Joonis 45 kujutab üht sellist üldjuhtu, kus osa õmblusi asetsevad mõjuva jõu suhtes kaldu. Sellise liite dimensioneerimine toimub nihkele, järgmise tingimuse alusel:

$$P \leq R'_l \cdot 0,7 \cdot k \cdot a_3 + 2 \cdot R'_l \cdot 0,7 \cdot k \cdot a_2 + 2 \cdot R'_l \cdot 0,7 \cdot k \cdot a_1 = R'_l \cdot 0,7 \cdot k \cdot L,$$

kus L on õmbluse üldpikkus.

$$L = 2a_1 + 2a_2 + a_3.$$

Kald-nurkõmbluse (joon. 46) dimensioneerimisel tuleb arvestada õmbluse ja mõjuva jõu vahelise nurga a suurust. Kui $a \leq 45^\circ$, toimub õmbluse dimensioneerimine olenevalt õmbluse pikkusest l (Nikolajevi järgi).

Kui $l \leq 35a$, on tugevustingimuseks

$$P \leq a \cdot l \cdot R'_l.$$

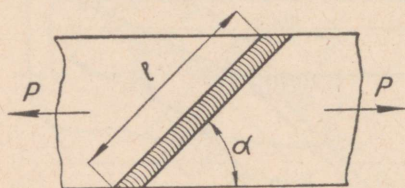
Kui $l > 35a$, on tugevustingimuseks

$$P \leq c_1 \cdot a \cdot l \cdot R'_l.$$

Koefitsiendi c_1 väärtused on antud tabelis 17.¹

Tabel 17.

$\frac{l}{a}$	25	35	40	50	60	70	80	90	100	110
Õmbluse tüüp										
Kald-pökkõmblus c_1	—	1	0,98	0,93	0,89	0,85	0,80	0,76	0,71	0,67
Kald-nurkõmblus c_1	1	0,93	0,90	0,83	0,77	0,70	0,67	$l_{max} = 75a$		



Joon. 47.

ainult koefitsiendi c_1 väärtus (vt. tabel 17). Muus osas on toodud kald-nurkõmbluse dimensioneerimise käik maksev ka kald-pökkõmbluse kohta (joon. 47).

Kui $\alpha > 45^\circ$, toimub dimensioneerimine tugevustingimuse $P = c_2 \cdot a \cdot l \cdot R'_l$ alusel, kus koefitsient c_2 võtab arvesse α suurenemisega kaasuvat õmbluse töötingimuse muutust ($R'_l \rightarrow R'_l$).

Koefitsiendi c_2 väärtused on toodud tabelis 18.

Erinevus kald-nurk- ja kald-pökkõmbluse dimensioneerimises seisneb

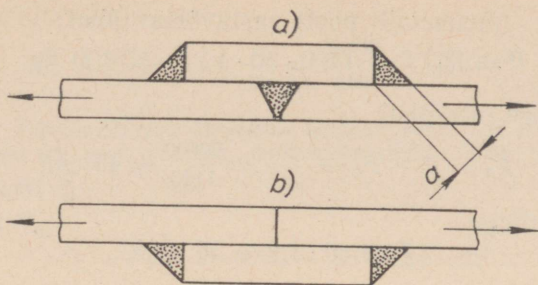
Tabel 18.

α°	45	50	60	70	80	90	
Koormus							
c_2	tõmme	1,00	1,03	1,08	1,14	1,20	1,25
	surve	1,00	1,05	1,13	1,22	1,30	1,39

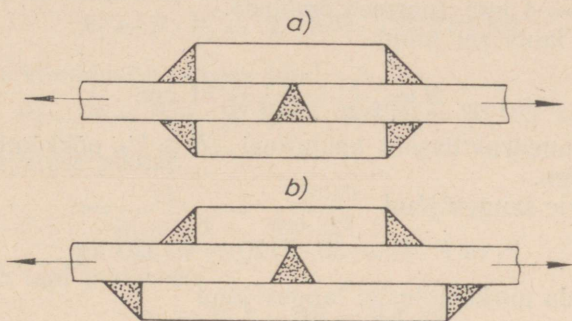
Peale pökk-, rist- ja ülekatte liite kasutatakse veel lappliidet, mille tüüpilisemad variandid on toodud jooniseil 48—49. Lappliide omab rea puudusi, mistõttu enamikel juhtudel teda püütakse vältida, kui on võimalik automaatkeevitamise või paksukatteliste elektroodide kasutamise tagada liitele vajalik tugevus.

Mõnel juhul siiski lappliide osutub otstarbekohaseks. Lappliide puhul kasutatakse järgmisi variante:

¹ Eeldatud on, et $k = \delta$ (normaalõmblus).



Joon. 48.



Joon. 49.

- 1) ühepoolse lapi ja
 a) põkkõmblusega (joon. 48a)
 või
 b) põkkõmbluseta (joon. 48b);
 2) põkkõmblusega ja kahepoolse,
 laiuselt
 a) võrdse (joon. 49a) või
 b) ebavõrdse lapiga (joon.
 49b),

kusjuures kumbki variant võib erand-
 juhtudel olla ka põkkõmbluseta.

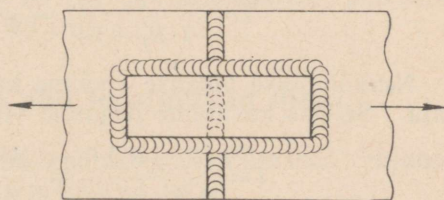
Näide 6. Määrata põkkõmblusega kahepoolse lappliite (joon. 49a)
 mõõted, kui liidetavad detailid on lintterasest, ristlõikega 300×12 mm ja
 kui on antud, et

$$R_t = 1400 \text{ kg/cm}^2,$$

$$R'_t = 0,8R_t = 0,8 \cdot 1400 = 1120 \text{ kg/cm}^2,$$

$$R'_t = 0,6R_t = 0,6 \cdot 1400 = 840 \text{ kg/cm}^2.$$

Lubatavate pingete määramisel on eeldatud paksukatteliste elektroodide
 kasutamist (pingete vahekorrad on valitud tabelist 14).



Joon. 50.

L a h e n d u s. Alusmetalli poolt vastuvõetav jõud

$$P = R_t \cdot F = 1400 \cdot 30 \cdot 1,2 = 50\,400 \text{ kg.}$$

Vajalik ristlõige liitekohal

$$F_u = F + F_L = \frac{P}{R'_t} = \frac{50400}{1120} = 45 \text{ cm}^2.$$

Pökkõmbluse ristlõige

$$F = 30 \cdot 1,2 = 36 \text{ cm}^2.$$

Lappide ristlõige

$$F_L = F_u - F = 45 - 36 = 9 \text{ cm}^2.$$

Valime mõlema lapi paksuseks $\delta = 4$ mm ja määrame keevisõmbluse kaatetiks $k = \delta = 4$ mm (normaalõmblus).

Vajalik lapi laius sel juhul

$$B = \frac{F_L}{2 \cdot \delta} \cdot \frac{9}{0,4 \cdot 2} = 11 \text{ cm.}$$

Arvestades konstruktiivseid kaalutlusi ($B \geq 1/2$ pökkõmbluse pikkust), valime $B = 15$ cm.

Pökkõmblusele langev jõud

$$P_1 = F \cdot R'_t = 36 \cdot 1120 = 40\,320 \text{ kg.}$$

Lappide kaudu nurkõmblusile langev jõud

$$P_2 = P - P_1 = 50\,400 - 40\,320 = 10\,080 \text{ kg.}$$

Vajalik nurkõmbluse pikkus

$$l = \frac{P_2}{2 \cdot R'_t \cdot 0,7 \cdot k} = \frac{10080}{2 \cdot 840 \cdot 0,7 \cdot 0,4} = 21,4 \text{ cm.}$$

Nurkõmbluse pikkuse l võime ka arvutada, ilma et tarvitseks P_2 määrata. Selleks kasutame järgmist võrrandit:

$$l = \frac{(R_t - R'_t) F}{2 \cdot R'_t \cdot 0,7 \cdot k} = \frac{(1400 - 1120) \cdot 36}{2 \cdot 840 \cdot 0,7 \cdot 0,4} = 21,4 \text{ cm.}$$

Kasutades ristkülikukujulist lappi, on vajalik lapi pikkus

$$L = 21,4 - 15,0 = 6,4 \text{ cm.}$$

Konstruktiivseil põhjusil tuleb aga lapi pikkuseks valida vähemalt $1,5B$.

Seega kujuneb käesoleval juhul lapi pikkuseks $L = 1,5 \cdot 15 = 22,5 \text{ cm} \approx 23 \text{ cm}$ ja sellest sõltuvalt nurkõmbluse pikkuseks $l = 38 \text{ cm}$ (2 külgeõmblust pikkusega $11,5 \text{ cm}$ ja üks otsõmblus pikkusega 15 cm),

Näide 7. Määrata pökkõmblusega ühepoolse lappliite (joon. 48a ja 50) mõõted, kui lubatavate pingete ja liidetavate detailide osas on kehtivad eelmise näite andmed.

L a h e n d u s. Alusmetalli poolt vastuvõetav jõud

$$P = F \cdot R_t = 30 \cdot 1,2 \cdot 1400 = 50\,400 \text{ kg.}$$

Vajalik ristlõige liitekohal

$$F_u = F + F_L = \frac{P}{R'_l} = \frac{50400}{840} = 60 \text{ cm}^2.$$

Märkus. Põkkõmblusega ühepoolse lapliite puhul, kui liide töötab ekstsentrilisusest tingituna ka veel paindele, dimensioneeritakse liide, lähtudes liitele lubatavast nihkepingest R'_l .

Vajalik lapi ristlõige

$$F_L = F_u - F = 60 - 36 = 24 \text{ cm}^2.$$

Valime lapi mõõteiks $B \cdot \delta = 250 \cdot 10 \text{ mm}$ ja määrame keevisõmbluse kaatetiks $k = \delta = 10 \text{ mm}$.

Põkkõmblusele langev jõud

$$P_1 = F \cdot R'_l = 36 \cdot 840 = 30\,240 \text{ kg}.$$

Lapi kaudu nurkõmblusile langev jõud

$$P_2 = P - P_1 = 50\,400 - 30\,240 = 20\,160 \text{ kg}.$$

Vajalik nurkõmbluse pikkus

$$l = \frac{P_2}{R'_l \cdot 0,7 \cdot k} = \frac{20160}{840 \cdot 0,7 \cdot 1} = 34,4 \text{ cm}.$$

Seega kujuneb lapi pikkuseks

$$L = 34,4 - 25 = 9,4 \text{ cm}.$$

Arvestades jällegi konstruktiivseid kaalutlusi, valime tegelikuks lapi pikkuseks $L = B = 250 \text{ mm}$. Sellest sõltuvalt muutub ka nurkõmbluste pikkus l . Lõplikult oleks seega $l = 50 \text{ cm}$ (2 külõmblust pikkusega δ 12,5 cm ja üks otsõmblus pikkusega 25 cm).

3. Abiõmblused ja nende abil teostatavad liited.

Vahel tugevdatakse ülekatteliited abiõmblustega. Viimased kujundatakse kas sisselõike- või korkõmblustena.

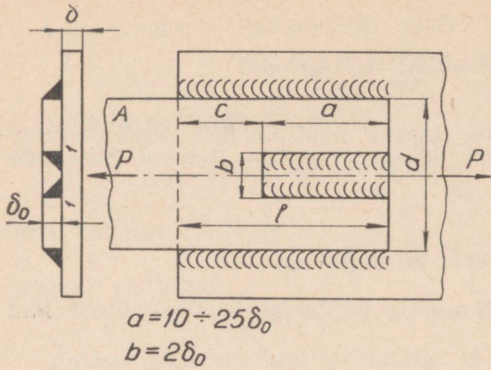
a. Sisselõikeõmblus.

Joonisel 51 on toodud külõmblustega ülekatteliide, mis on tugevdatud detaili tehtud sisselõike kinnikeevitamise abil. Tavaliselt valitakse sisselõike laiuseks $b = 2\delta_0$ ja pikkuseks $a = 10 - 25\delta_0$. Sisselõikeõmblused kontrollitakse nihkele, mis antud juhul võib toimuda nii vertikaal- kui ka horisontaalpinnas. Tehes $b = 2\delta_0$ kindlustame pinnas I—I nihkepingete osas sama jaotuse kui detaili A sisselõike külgpindadelgi, kuna sel juhul

$$b \cdot a = 2\delta_0 \cdot a.$$

Lubatavaks koormuseks sisselõikeõmblusele on

$$P' \leq 2R'_l \cdot \delta_0 \cdot a.$$



Joon. 51.

Joonisel 51 toodud liite puhul külgõmbeluste pikkuse l lühiduse tõttu ei ole viimased suutelised üle kandma kogu mõjuvat jõudu P . Külgõmbeluste poolt ülekandmata jäänud koormuse osa võtab vastu sisselõikeõmblus.

Seega on antud juhul tugevustingimuseks

$$P_{max} \leq 2R'_l \cdot l \cdot 0,7\delta_0 + 2R'_l \delta_0 \cdot a,$$

kust

$$a \geq \frac{P_{max} - 2R'_l \cdot l \cdot 0,7\delta_0}{2R'_l \cdot \delta_0}. \quad (8)$$

Et saada võrdtugevust detaili A nõrgestatud ristlõike ja väljaspool liidet asuva ristlõike vahel, peab lisaks olema veel rahuldatud tingimus

$$\frac{P_{max} - 2R'_l \cdot c \cdot 0,7 \cdot \delta_0}{F_{neto}} = R_t,$$

kus F_{neto} on detaili A ristlõikepind sisselõikega nõrgestatud osas;

$$F_{neto} = (d - b) \delta_0;$$

$$\delta_0 = k.$$

Ümberkujundatuna ja arvesse võttes, et $R_t \cdot d \cdot \delta_0 = P_{max}$, saame

$$b \cdot \delta_0 \cdot R_t = 2 \cdot c \cdot R'_l \cdot 0,7 \cdot k. \quad (9)$$

Näide 8. Määrata joonisel 51 toodud liite jaoks sisselõike pikkus a ja maksimaalne lubatav koormus P , kui $\delta_0 = \delta = 1,0$ cm, $b = 2\delta_0 = 2,0$ cm, $k = \delta_0 = 1,0$ cm, $R'_l = 650$ kg/cm² (vt. tabel 11), $R_t = 900$ kg/cm², $d = 12$ cm.

Lahendus. Tingimuse (9) alusel määrame c

$$c = \frac{b \cdot \delta_0 \cdot R_t}{2 \cdot R'_l \cdot 0,7 \cdot k} = \frac{2 \cdot 1 \cdot 900}{2 \cdot 650 \cdot 0,7 \cdot 1} = \frac{1800}{910} = 1,98 \approx 2 \text{ cm.}$$

Ristlõikepind sisselõikega nõrgestatud osas

$$F_{neto} = 1 \cdot 12 - 2 \cdot 1 = 10 \text{ cm}^2.$$

Maksimaalne lubatav koormus

$$P_{max} = F_{neto} \cdot R_t + 2R'_l \cdot c \cdot 0,7 \cdot \delta_0 = 10 \cdot 900 + 2 \cdot 650 \cdot 2 \cdot 0,7 \cdot 1 = 10820 \text{ kg.}$$

Asendades avaldises 8 suuruse l temale võrdse suurusega $c + a$, saame a jaoks võrrandi

$$a \geq \frac{P_{max} - 2 \cdot R'_l \cdot c \cdot 0,7 \cdot \delta_0}{2 \cdot R'_l \cdot \delta_0 + 2R'_l \cdot 0,7\delta_0}$$

Käesolevas näites saame seega a väärtuseks

$$a = \frac{10820 - 2 \cdot 650 \cdot 2 \cdot 0,7 \cdot 1,0}{2 \cdot 650 \cdot 1,0 + 2 \cdot 650 \cdot 0,7 \cdot 1,0} = 4,08 \approx 4,1 \text{ cm.}$$

Jõu $P = 10\,820$ kg ülekandmiseks sisselõikeõmbluseta liite abil oleks detaili A vajalikuks laius

$$d = \frac{10820}{1 \cdot 900} = 12 \text{ cm}$$

ja vajalikuks külgõmbluste pikkuseks

$$l = \frac{10820}{2 \cdot 650 \cdot 0,7 \cdot 1} = 11,9 \text{ cm,}$$

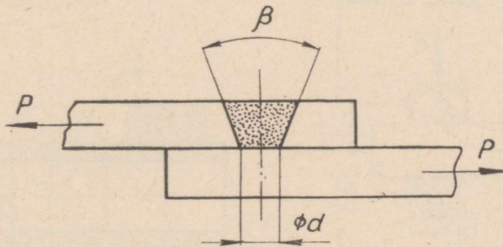
mis on tunduvalt suurem kui see oli sisselõikeõmblusega liites, kus $l = c + a = 2 + 4,1 = 6,1$ cm.

Seega osutub kirjeldatud sisselõikeõmblusega liide otstarbekaks, eriti aga neil juhtudel, kui konstruktiivseil põhjusil ei ole võimalik külgõmblusi vajalikus pikkuses kujundada.

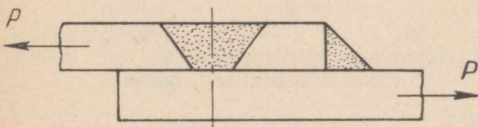
Eeltoodud näiteis (5, 6, 7 ja 8) ei ole õmbluste dimensioneerimisel arvesse võetud näites 4 arvestatud korrigeerivaid tegureid a ja $(l_1 + l_2)$, kuna põhi mõtte mitmekordselt kordamisel ei ole mõtet.

b. Korkõmblus.

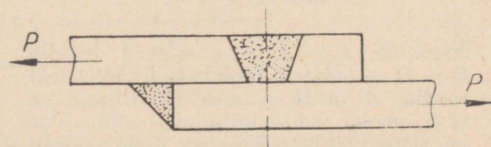
Korkõmblust kasutatakse iseseisva õmblusena harva (joon. 52). Joonistel 53 ja 54 on toodud korkõmbluse tavalisemad kombinatsioonid otsõmblusega. Korkõmbluse kvaliteet on kõikum ja juhuslik, mistõttu reegli kohaselt teda tugevusarvutuses ei arvestata. Peamiseks korkõmbluse ülesandeks on



Joon. 52.



Joon. 53.



Joon. 54.

suurendada suhteliselt laiae, servadest kinnikeevitatud detailide (tavaliselt lehtteraste) vahelist tihedust liitekohal.

Katseil on koonilise sisselõikega korkliide osutunud tunduvalt tugevaks silindrilise sisselõikega korkliitest. Seepärast kasutatakse ka peamiselt esimest moodust ($\beta = 60-90^\circ$).

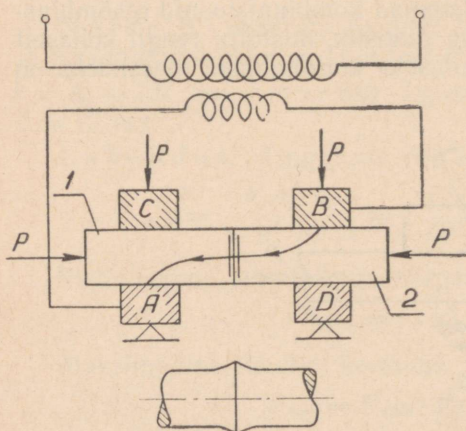
Koonilise sisselõike puhul on nihketugevuseks keskmiselt 23–30,5 kg/mm², puuritud silindrilise sisselõike puhul — keskmiselt 19–20 kg/mm² ja stantsitud silindrilise sisselõike puhul — keskmiselt 16–17 kg/mm².

Keskmiselt võib koonilise sisselõikega korkõmbluse nihketugevuseks arvestada 27 kg/mm² ja silindrilise sisselõikega — 19 kg/mm². Korgi läbimõõduks d valitakse tavaliselt 1,5–2,5 d . Iseseisva õmblusena sarnaneb korkõmblus neetõmblusega. Mõningail juhtudel (vähese tähtsusega ja vähekoormatud konstruktsioonides) võib korkõmblust isegi neetamise asemel kasutada. Siiski märkimisväärset praktilist tähtsust korkõmblus masinaehituses praegu veel ei oma.

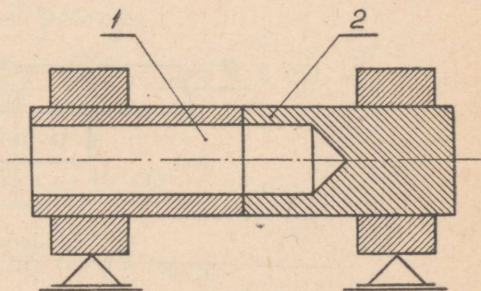
4. Põkk-kontaktkeevitamise abil teostatavad liited.

Põkk-kontaktkeevitamise masina põhimõtteline skeem on näidatud joonisel 55. Selle keevitamismooduse kasutamise võimalusist on mõned näited joonisel 56–62. Põkk-kontaktkeevitamist kasutatakse peamiselt varbmaterjalide (torude, varraste, lattide jne.) kokkukeevitamiseks.

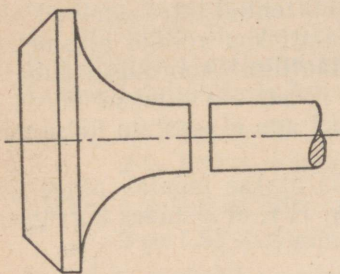
Vaadeldav keevitamismoodus sobib kõige paremini vähese süsinikusisaldusega ja vähelegeeritud teraste keevitamiseks, kuid laseb end rakendada



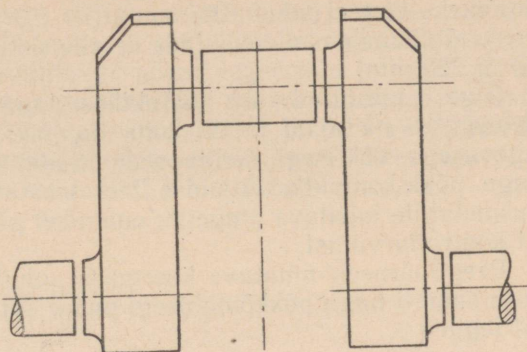
Joon. 55. 1 ja 2 on liidetavad detailid; C ja D — terasest vooluvabad näpitselktroodid; A ja B — elektrolüütilisest vasest voolu juht-näpitselktroodid. Vool on suunatud läbi liitekoha diagonaalselt; see kindlustab maksimaalse voolutiheduse liitekoha keskel.



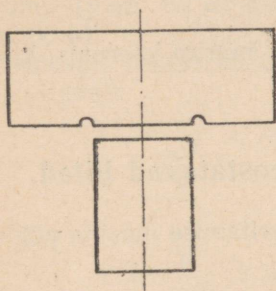
Joon. 56. 1 ja 2 — liidetavad detailid; kontaktpindade võrdsustamiseks on detail 2 töödeldud osaliselt õõnsaks.



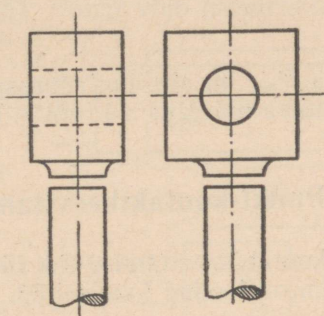
Joon. 57.



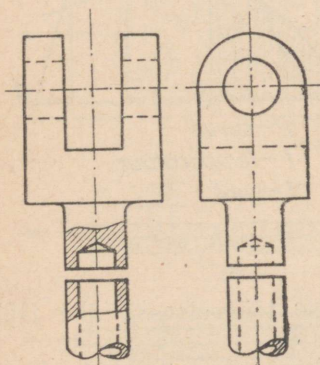
Joon. 58.



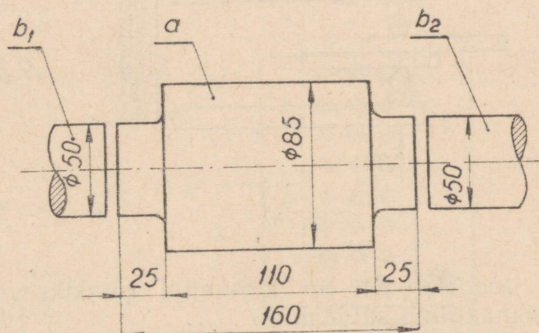
Joon. 59. Kokkupuute-
(kontakt-) pindade võrd-
sustamiseks on ülemisele
detailile freesitud
sooned.



Joon. 60.



Joon. 61.



Joon. 62. Tigu (*a*) on kroomnikkelterasest,
osad *b*₁ ja *b*₂ — terasest Cr. 5.

edukalt ka teiste terasesortide puhul. Praktikas on väiksemaks liidetavaks ristlõikeks terase puhul $0,07 \text{ mm}^2$ ($\varnothing 0,3 \text{ mm}$). Kaasaja põkk-keevitamismasinad võimaldavad keevitada detaile ristlõikepinnaga juba üle $40\,000 \text{ mm}^2$ ($\varnothing > 225 \text{ mm}$).

Õigesti teostatud põkk-kontaktkeevitamise abil tehtud liited omavad häid mehaanilisi näitajaid ja liitekohta tugevus on alati kas võrdne alusmetalli tugevusega või isegi ületab seda. Seetõttu staatilisel koormusel lubatav pinge põkk-kontaktkeevitamise teel teostatud liidetele valitakse võrdseks alusmetallile lubatava pingega; enamikel juhtudel aga ei teostata üldse mingit kontrollarvutust.

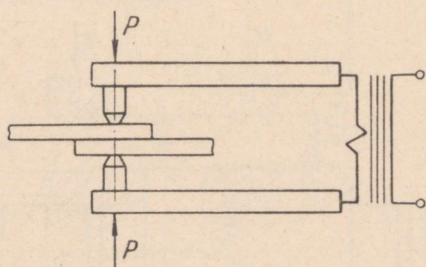
Reeglipäraselt muutuva koormuse puhul määratakse lubatav pinge liite jaoks samuti nagu põkkõmblusegi puhul (vt. ptk. IV), arvestades korrigeerivat tegurit γ .

$$\gamma = \frac{1}{1 - \frac{1}{4} \frac{P_{min}}{P_{max}}}$$

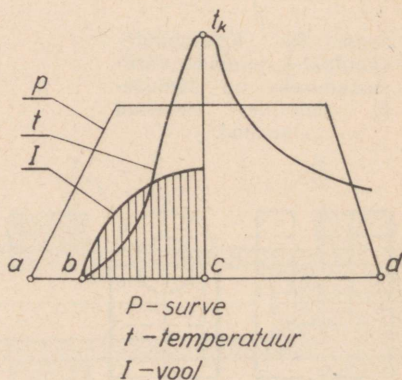
kus P_{min} ja P_{max} on absoluutsuuruselt väikseim ja suurim koormus, kumbki võetud vastava märgiga (+ või -).

5. Punkt-kontaktkeevitamise abil teostatavad liited.

Punkt-kontaktkeevitamise ehk lihtsalt punktkeevitamise masina põhimõteline skeem on toodud joonisel 63.



Joon. 63.



Joon. 64.

Joonisel 64 on kujutatud punktkeevitamise tööprotsessi ühe tsükli skemaatiline kulgemine.

Punktkeevitamist kasutatakse peamiselt dekapeeritud plekkide liitmiseks, kuid ka puhta pinnaga tavaline must plekk on punktkeevitamise abil keevitav. Edukalt kasutatakse punktkeevitamist veel mitmet liiki kaetud

plekkide (tsingitud, tinutatud jne.), terase sepistatavate sulamite, enamiku valgevase (messingi) liikide, vase, tsingi, alumiiniumi ja tema sulamite, kroommangaan-siliitsiumteraste, hõbeda ja paljude teiste metallide kokukeevitamiseks. Halvemini on keevitatavad kõvad legeeritud ja rohke süsinikusaldusega terased (keevitumisega kaasneb punkti ümbruse karastumine). Piiratult on keevitatav temperereeritud malm ja terasvalu. Harilik (hall- ja valge-) malm ei ole punkt-kontaktkeevitamise abil keevitatav.

Terasest detailide jaoks valitakse punkti läbimõõduks

a) kui $\delta < 3$ mm, siis

$$d = 1,2\delta + 4 \text{ mm,}$$

b) kui $\delta > 3$ mm, siis

$$d = 1,5\delta + 5 \text{ mm.}$$

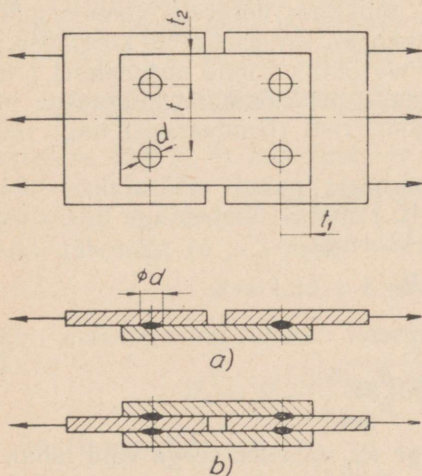
Punktidevaheliseks sammuks t valitakse tavaliselt $3d$ (d — punkti läbimõõt, $d = (0,8 - 1)d_e$, kus d_e on elektroodi läbimõõt), ja serva kaugusteks t_1 ja t_2 — vastavalt $2d$ ja $1,5d$ (joon. 65). Punkt võib konstruktiivselt olla kas ühe- (joon. 65 a) või kahelõikeline (joon. 65 b).

Olenevalt sellest on tugevustingimusiks vastavalt

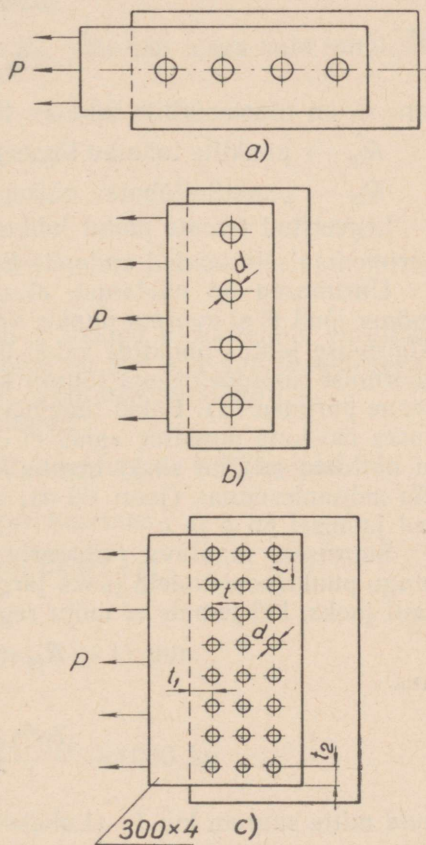
$$\tau = \frac{P}{\frac{\pi d^2}{4}} \leq R'_{lp} \quad (10)$$

ja

$$\tau = \frac{P}{2 \frac{\pi d^2}{4}} \leq R'_{lp}, \quad (11)$$



Joon. 65.



Joon. 66.

kus R'_{tp} on punkti lubatav nihkepinge,
 d — punkti läbimõõt ja
 P — jõud.

Vähese süsinikusisaldusega süsinikteraste keevitamisel kujuneb punkti nihketugevuseks keskmiselt

$$\tau'_{bp} = 30 - 40 \text{ kg/mm}^2,$$

löögitugevuseks keskmiselt

$$\alpha'_{kp} = 10 \text{ kgm/cm}^2 \text{ ja}$$

tõmbetugevuseks keskmiselt

$$\sigma'_{bp} = 0,6 - 0,7 \tau'_{bp}.$$

Kontrollarvutustes valitakse lubatavate pingete R'_{tp} ja R'_{tp} suurusiks staatilisel koormusel vastavalt

$$R'_{tp} = 0,67R_t,$$

ja

$$R'_{tp} = 0,4R_t,$$

kus R_t on alusmetallile lubatav tõmbepinge,

R'_{tp} — punktile lubatav tõmbepinge,

R'_{tp} — punktile lubatav nihkepinge.

Legeeritud teraste puhul lubatavad pinged R'_{tp} ja R'_{tp} määratakse eksperimentaalselt saadud andmete baasil.

Uurimused on näidanud, et mitme punkti abil teostatud liites liitele mõjuv jõud P ei koorma punkte võrdselt jõu mõjusuunas ku'gevais ridades. Koormuse jaotus punktide vahel ühtlustub alles siis, kui punktide tööpinge koormuse suurenemisega tõuseb kõigis punktides võrdseks voolavuspiiriga (enne purunemist). Ehkki tugevuse seisukohalt see ebaühtlus koormuse jaotuses üksikute punktide vahel ei ole liitele ohtlik (enne purunemist pinged ju ühtlustuvad) on siiski tavaks kujundada punktõmblust kulgevana mitte jõu mõjumissuunas (joon. 66 a), vaid jõule risti (frontaalselt) nagu näidatud joonisel 66 b ja c.

Suuruselt muutuva (vibreeriva) koormuse puhul määratakse lubatav pinge punktkeevisliidete jaoks järgmiselt. Lubatav tõmbepinge liite alusmetalli jaoks, kui temale ei mõju regulaarkoormus,

$$R_{t1} = \gamma_1 \cdot R_t,$$

kus

$$\gamma_1 = \frac{1}{1 - 0,2 \cdot \frac{P_{min}}{P_{max}}}, \quad (12)$$

kuid mitte suurem kui 1. (Lubatav pinge R_{t1} väheneb seega vaid juhul, kui

$\frac{P_{min}}{P_{max}}$ on < 0).

Kuna liitele mõjub ka regulaarkoormus, siis alusmetalli jaoks on lubatav tõmbepinge

$$R_{t_2} = \gamma_2 \cdot R_t,$$

kus

$$\gamma_2 = \frac{1}{1,7 - 0,7 \frac{P_{min}}{P_{max}}}. \quad (13)$$

Sümmeetriliselt vahelduval koormusel $\gamma_1 = 0,833$ ja $\gamma_2 = 0,416$.

Punkti jaoks määratakse lubatavad pinged R'_{lp} ja R'_{tp} vibreeriva koormuse puhul järgmiste vahekordade alusel.

$$R'_{lp} = 0,65 \cdot R_t \cdot \gamma_3,$$

kus

$$\gamma_3 = \frac{1}{1 - 0,3 \frac{P_{min}}{P_{max}}}, \quad (14)$$

kuid mitte suurem kui 1. (Lubatav pinge R'_{lp} väheneb seega vaid juhul, kui $\frac{P_{min}}{P_{max}}$ on < 0).

$$R'_{tp} = 0,5 R_t \cdot \gamma_4,$$

kus

$$\gamma_4 = \frac{1}{2 - \frac{P_{min}}{P_{max}}}.$$

Näide 9. Konstrueerida joonisel 66 c toodud ülekatteliide võrdtugevane, kui pealekeevitatud lehtterase ristlõige on 300×4 mm ja alusmetallile lubatav tõmbepinge $R_t = 1600$ kg/cm². Koormus on staatiline.

L a h e n d u s. Punkti lubatav nihkepinge

$$R'_{lp} = 0,67 \cdot 1600 = 1072 \text{ kg/cm}^2. \text{ Valime: } R'_{lp} = 1050 \text{ kg/cm}^2.$$

Lehtterase (300×4) maksimaalne lubatav koormus

$$P = 1600 \cdot 30 \cdot 0,4 = 19200 \text{ kg.}$$

Punkti läbimõõt ($\delta > 3$ mm)

$$d = 1,5\delta + 5 = 1,5 \cdot 4 + 5 = 11 \text{ mm.}$$

Punkti maksimaalne lubatav koormus

$$P_p = R'_{lp} \cdot \frac{\pi d^2}{4} = 1050 \cdot \frac{3,14 \cdot 1,21}{4} = 1000 \text{ kg}$$

ja vajalik punktide arv

$$z = \frac{P}{P_p} = \frac{19200}{1000} = 19,2. \text{ Valime: } z = 20.$$

Sammu t suuruseks võtame $3d$, seega

$$t = 3 \cdot 11 = 33 \text{ mm. Valime: } t = 35 \text{ mm.}$$

Serva kaugused t_1 ja t_2 võtame vastavalt

$$t_1 = 2 \cdot d = 2 \cdot 11 = 22 \text{ mm. Valime: } t_1 = 25 \text{ mm,}$$

$$t_2 = 1,5 \cdot d = 1,5 \cdot 11 = 16,5 \text{ mm. Valime: } t_2 = 20 \text{ mm.}$$

Elemendi laiuses jääb punktõmbluse jaoks seega

$$300 - 20 \cdot 2 = 260 \text{ mm.}$$

Sellele vahemaale mahub $\left(\frac{260}{35} + 1 = 8,4\right)$ 8 punkti. Ridade arvuks valime 3.

6. Neet-keevisliited.

Neet- ja keevisõmbluse koos kasutamine samas konstruktsioonis ei ole kaugeltki harva esinev nähe, eriti ehitusalastes konstruktsioonides (sillad, mastid, kõrgehituste sõrestikud jne.). Ehkki mõnel juhul ei osutu selline kombineeritud liitmismoodus küllaldaselt ökonoomseks, on siiski paljudel juhtudel selliselt kombineeritud konstruktsioon ökonoomsem neet- või keeviskonstruktsioonist. Igatahes ei suuda praktika midagi põhjendatut sellise liitmismooduse kahjuks esile tuua.

Kasutades kombineeritud liitmismoodust, võime kujundada kaks oma töötingimusi täiesti lahkuminevat konstruktsiooni (joon. 67).

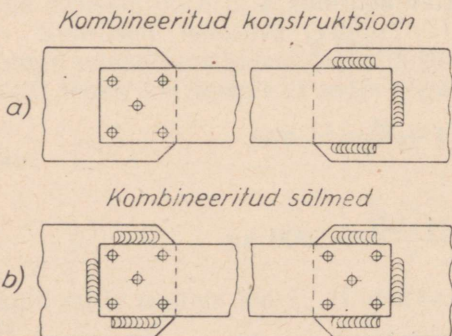
Esimeses variandis (joon. 67 a) on iga ühendus tehtud kas neet- või keevisõmbluse abil. Sellises konstruktsioonis ei esine üheski sõlmkohas neet- ja keevisõmblus koos, mistõttu üksikute sõlmede dimensioneerimine teostatakse eraldi, neet- ja keevisõmbluse kohta kehtivate ja juba teada olevate printsiipide alusel.

Tunduvalt keerukam on olukord aga konstruktsiooni teise variandi (joon. 67 b) puhul. Siin on iga ühenduskoht juba ise kombinatsioon neet- ja keevisõmblusist. Sellise konstruktsiooni dimensioneerimiseks peame teadma koormuse jagunemist keevis- ja neetõmbluste vahel ja seda iga ühenduskohta jaoks.

Katsed on näidanud, et selliselt kombineeritud liidetes neet- ja keevisõmblused ei tööta võrdselt ja õige hinnangu selliste liidete tugevuse kohta suudab anda vaid katse.

Tähistame:

P_k — vaadeldavat ühendust (sõlme) purustav jõud, kui sõlm on keevitatud;



Joon. 67.

P_n — vaadeldavat ühendust purustav jõud, kui sõlm on needitud;

P — kombineeritud ühendust purustav jõud.

Eksperimentaalsel teel on tõestatud, et

$$P < P_k + P_n.$$

Neetõmbluste osatähtsust iseloomustab tegur

$$\eta = \frac{P - P_k}{P_n}.$$

Ainult sel juhul, kui $\eta = 1$, töötavad keevis- ja neetõmblused võrdset. Praktiliselt on see koefitsient aga tunduvalt väiksem kui 1. Nii näiteks andsid Nikolajev'i poolt teostatud katsed η väärtusiks.

$\eta = 0,2-0,5$ — kui keevisõmbluseks on otsõmblus

ja

$\eta = 0,75$ — kui keevisõmblusiks on külgõmblused.

Seega osutus külgõmblustega kombineeritud ühendus tunduvalt paremaks.

Katsed näitasid, et seni, kuni needid õmblusis töötasid vaid hõrdejõudude arvel (ühendusele mõjuv koormus oli väike), koormuse jaotus neet- ja keevisõmbluste vahel toimus võrdlemisi ühtlaselt. Koefitsient η väärtus sel olukorral ulatus 0,85 kuni 1-ni. Niipea aga, kui suurenenud koormuse tagajärjel deformatsioonid neetõmbluste osas kasvasid sedavõrd suureks, et needid hakkasid töötama nihkele, ebaühtlustus järsult koormuse jagunemine ja koefitsient η võrdus vaid 0,3—0,33.

Kuid ka koormuse liik mõjutab tegurit η . Nii näiteks osutus katseil, et võrreldes tõmbekoormusega tagab survekoormus ühtlasema koormuse jaotuse.

Kirjeldataud kombineeritud ühendustega konstruktsiooni dimensioneerimine on võimalik vaid juhul, kui meil on teada koormuse jaotus neet- ja keevisõmbluste vahel konstruktsiooni igas üksikus sõlmes. Nende dimensioneerimiseks hädavajalike andmete hankimine on seotud aga paljude katsetustega, millede teostamine on kallis ja tülikas. Pealegi ei osutu sageli katseil saadud tulemused kehtivaiks reaalseis töötingimuses.

Mainitud põhjusil kasutatakse kirjeldatud kombineeritud konstruktsiooni kahest variandist peamiselt esimest, harva teist.

Esimese variandi puhul tehakse tehases tavaliselt kõik põhiühendused keevitatuna valmis. Kõik montaažõmblused tehakse aga juba neetõmblustena konstruktsiooni rakenduskohal. See võte leiab rakendamist näiteks sildade, mastide, kõrgehituste sõrestike jne. juures.

Teise variandi kombineeritud liiteid kasutatakse vahel keemiatööstuse reservuaaride ja aparaaturide puhul. „Kombinatsioon” seisneb seal needi peade aluspleki külge kinnikeevitamises. Eesmärgiks on suurema tiheduse saavutamine.

Üldiselt on kombineeritud liited tugevuse suhtes ebaratsionaalsed, mistõttu nende kasutamist konstruktsioonide projekteerimisel ei lubata. Küll on lubatud aga vanade, juba eksploatatsioonis olevate neetkonstruktsioonide

tugevdamine keevisõmbluste abil. Sageli see võte osutub palju otstarbekohasemaks teistest tugevdamismooduseist.

Eeskirjade kohaselt tuleb keevisõmblustega tugevdatud konstruktsioonis neetõmbused kontrollida koormusele

$$P_0 + 0,5P_k$$

ja keevisõmbused koormusele

$$P_k,$$

kus

P_0 on konstruktsioonile mõjuv koormus enne viimase tugevdamist (omakaal, tuul jne.; keevisõmblustele see koormus ei mõju) ja

P_k — peale tugevdamist konstruktsioonile mõjuv regulaarkoormus.

Juhul, kui neetõmbused ei osutu suutelisteks vastu võtma koormust

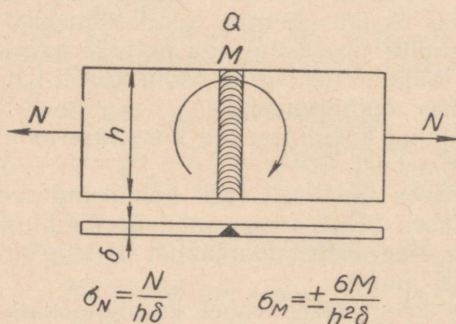
$$P_0 + 0,5P_k,$$

tulevad keevisõmbused dimensioneerida jõule

$$P_k + P_0.$$

VI. PAINDELE TÖÖTAVA KEEVISLIITE DIMENSIONEERIMISE ALUSED.

Joonisel 68 on toodud lamepainde ja pikijõuga koormatud põkkliide koos arvutuslike vajalike võrranditega. Tutvume lähemalt ka paindega koormatud ülekatte liite dimensioneerimise alustega, õigemini meetoditega. Paindele töötava liite tugevus on garanteeritud, kui üksikus õmb'luses esinedavõivate sisejõudude momentide summa on suurem või vähemalt võrdne välismomendiga. Printsipi, milledest võib lähtuda tugevustingimuse koostamisel, on kolm.



$$\sigma_N = \frac{N}{h\delta}$$

$$\sigma_M = \pm \frac{\delta M}{h^2\delta}$$

$$\tau_Q \approx \frac{Q}{h\delta}$$

$$\sigma_{Res} = \sqrt{(\sigma_N + \sigma_M)^2 + \tau_Q^2} < R'_t$$

Joon. 68.

Esimese printsiibi järgi toimub tugevustingimuse tuletamine, lähtudes õmb'luste polaar-inertsmomentidist. See printsiip eeldab, et detail A (joon. 69) pöörduv välismomendi M mõjul punkti O ümber, mis on õmb'luste raskuskeskmeks. Sellest eeldusest järgneb, et õmb'luste iga elemendi poolt arendatav reaktsioonijõud on suunalt risti vaadeldava elemendi pöörlemisraadiusega r .

Olgu vaadeldava väga väikese elemendi pindala dF ja tema poolt arendatava reaktsioonijõu suuruseks dP . Arvestades, et $dP = dF \cdot \tau$, on selle väga väikese elemendi poolt arendatav reaktsioonimoment

$$dM = dF \cdot \tau \cdot r,$$

kus τ on vaadeldaval õmb-
luse pinnaelemendil dF
eksisteeriv nihkepinge. Teh-
tud eelduse ja sellest tule-
neva järelduse alusel ku-
juneb tasakaalutingimus
järgmiseks

$$M = \int_F \tau \cdot dF \cdot r.$$

Et aga τ on igas õmb-
luse osas isesuurune, siis on
toodud integraal lahenda-
tav vaid mingi lisatingimu-
se alusel. Selleks lisatingi-
museks on: õmb-luse ele-
mendile mõjuv nihkepinge τ
on proportsionaalne kaugu-
suga pöörlemistsentrist O ,
s. t. et

$$\frac{\tau}{r_1} = \frac{r}{1} \quad \text{ehk} \quad \tau = \tau_1 \cdot r,$$

kus τ_1 on pöörlemistsentrist O ühe ühiku kaugusel asuva õmb-luse osas
eksisteeriv nihkepinge. Arvestades seda lisatingimust, kujuneb tasakaalu-
tingimus järgmiseks:

$$M = \int_F \tau_1 \cdot r^2 \cdot dF = \tau_1 \int_F r^2 \cdot dF.$$

Et $\int_F r^2 dF$ on õmb-luste polaar-inertsmoment õmb-luste masskeskme suh-
tes, siis

$$M = \tau_1 \cdot I_p,$$

kust

$$\tau_1 = \frac{M}{I_p}.$$

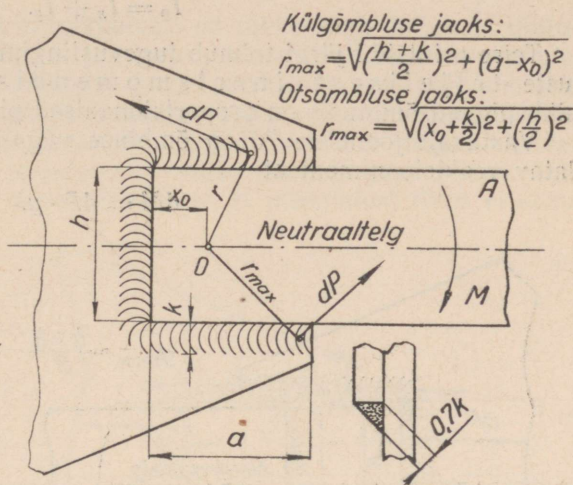
Kuna

$$\tau_1 = \frac{\tau}{r}, \quad \text{siis}$$

$$\tau = \frac{M \cdot r}{I_p}.$$

Arvestades seda, et nihkepinge on maksimaalne selles õmb-luse osas,
mille kaugus pöörlemistsentrist O on maksimaalne, kujuneb tasakaalutingi-
mus lõplikuna järgmiseks

$$\tau_{max} = \frac{M}{I_p} \cdot r_{max} \leq R'_l. \quad (15)$$



Joon. 69.

I_p määramisel arvestatakse õmbluste laiuksks 0,7*k*

$$I_p = I_x + I_y.$$

Teise printsiibi järgi toimub tugevustingimuse tuletamine, lähtudes õmb-
luste teljelisest inertsmomentist, kusjuures eeldatakse, et
nihkepinged õmbustusis on proportsionaalsed pingeiga alusmetallis.

Vastavalt joonisele 70 on õmbluste väga väikese elemendi poolt aren-
datav reaktsioonimoment

$$dM = dP \cdot y.$$

Et $dP = dF \cdot \tau$, siis

$$dM = dF \cdot \tau \cdot y.$$

Tasakaalutingimuseks

on

$$M = \int_F \tau \cdot dF \cdot y.$$

Oletades, et

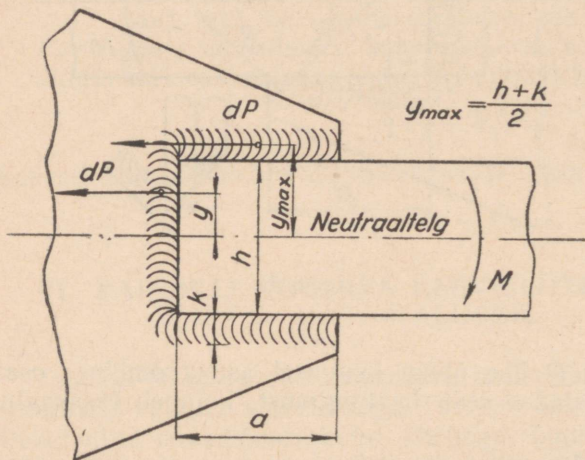
$$\frac{\tau}{\tau_1} = \frac{y}{1} \text{ ehk } \tau = \tau_1 y,$$

saame

$$M = \int_F \tau_1 \cdot y^2 dF,$$

ehk

$$M = \tau_1 \int_F y^2 dF.$$



Joon. 70.

Et $\int_F y^2 dF$ kujutab õmbluste teljelist inertsmomenti neutraaltelje suhtes,

siis

$$M = \tau_1 \cdot I_x,$$

kust

$$\tau_1 = \frac{M}{I_x}.$$

Kuna $\tau_1 = \frac{\tau}{y}$, siis

$$\tau = \frac{M \cdot y}{I_x}.$$

Arvestades seda, et nihkepinge on maksimaalne selles õmbluste osas,
mille kaugus neutraalteljest on maksimaalne, kujuneb tasakaalutingimus
lõplikult järgmiseks

$$\tau_{max} = \frac{M}{I_x} \cdot y_{max} \leq R'_i. \quad (16)$$

I_x määramisel arvestada analoogiliselt eelmisele juhule õmbluste laiukses $0,7k$.

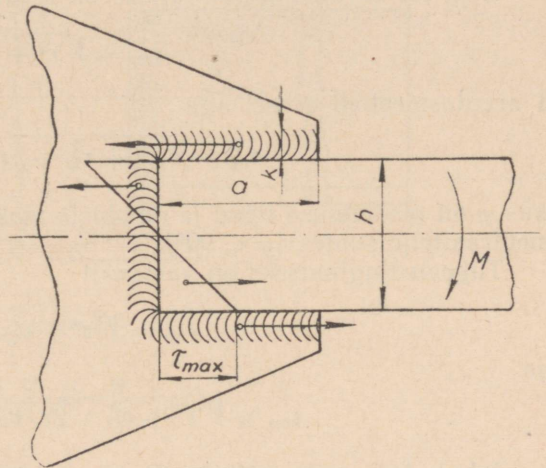
Kolmas printsiip eeldab, et külõmblusis on nihkepinge õmbluste ulatuses konstantne ja, et otsõmbluses ta jaguneb analoogiliselt eelmisele juhule, s. t. lineaarselt, omades külõmbluste joonel maksimaalset, külõmblusis esineva nihkepingega võrdset väärtust (τ_{max}). Arvestades nihkepingete osas sellist jaotust, võime õmblusis esinevad sisejõud asendada mõjult ekvivalentsete koondjõududega, mis moodustavad kaks jõudude paari (joon. 71). Tugevustingimuse tuletamisel oletatakse algul, et otsõmblust liites ei esine ja arvutatakse kohe külõmbluse poolt arendatava reaktsioonimomendi suurus

$$M_k = \tau \cdot 0,7k \cdot a(h + k),$$

kus τ on õmblusis esinev nihkepinge,
 k — õmbluste kaateti pikkus,
 a — õmbluste pikkus,
 $h + k$ — õmbluste tsentritevaheline kaugus.

Järgnevalt oletatakse, et puuduvad mõlemad külõmblused ja arvutatakse otsõmbluse poolt arendatava reaktsioonimomendi suurus

$$M_0 = \frac{0,7 \cdot k \cdot h^2}{6} \cdot \tau.$$



Joon. 71.

Kõigi õmbluste poolt arendatav reaktsioonimoment peab olema tasakaalus välismomendiga M , s. t. et

$$M = M_k + M_0 = \tau \cdot \left[0,7k \cdot a(h + k) + \frac{0,7kh^2}{6} \right].$$

Tugevustingimuseks on, et

$$\tau = \frac{M}{0,7k \cdot a(h + k) + \frac{0,7kh^2}{6}} \leq R'_l. \quad (17)$$

Toodud kolmele printsiibile baseeruvadki mainitud kolm arvutusmeetodit, milliseid edaspidi tähistame vastavalt I, II ja III.

Polaar-inertsmomendi meetod on kasutamise suhtes teistest meetoditest ebamugavam.

Puhas paine esineb praktikas koormusena harva. Peamiselt on paindekoormus ikka lamepainet tekitava iseloomuga. Ei ole ka haruldane lamepaine esinemine koos pikijõuga (joon. 72).

Vertikaalse jõuga Q koormatud konsoolliite dimensioneerimisel tuleb arvestada lisaks momendist $Q \cdot l$ tingitud nihkepingele veel ka õmblusile mõjuva põikjõu Q poolt tekitatud nihkepingeid.

Arvutustes oletatakse, et põikjõud Q koormab vaid otsõmblust ja et põikjõust tingitud nihkepinged jaotuvad ühtlaselt. Mainitud nihkepingete suurus on seega

$$\tau_Q = \frac{Q}{F_0},$$

kus F_0 on otsõmbluse arvutusristlõige.

$$F_0 = h \cdot 0,7k.$$

II ja III arvutusmeetodi alusel on resulteeriv nihkepinge

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau^2 + \tau_Q^2},$$

I arvutusmeetodi alusel aga

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau^2 + \tau_Q^2 - 2\tau \cdot \tau_Q \cos \varphi},$$

kus φ on otsõmbluse tippu ja õmbluste masskeset ühendava sirge kaldenurk neutraaltelje suhtes ($\varphi < 90^\circ$).

Tugevustingimuseks on vastavalt

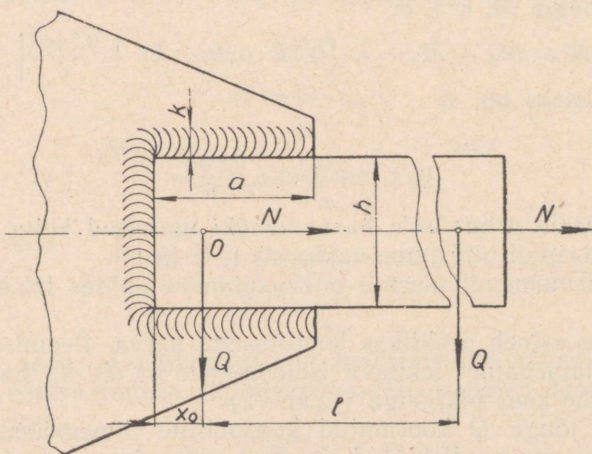
$$\tau_{res} = \sqrt{\tau^2 + \tau_Q^2} \leq R'_l \quad (18)$$

ja

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau^2 + \tau_Q^2 - 2\tau \cdot \tau_Q \cdot \cos \varphi} \leq R'_l. \quad (19)$$

Juhul, kui peale põikjõu Q ja paindemomendi M mõjuks liitele veel pikijõud N (joon. 72), kujuneb tugevustingimuseks II ja III meetodi alusel

$$\tau_{res} = \sqrt{(\tau + \tau_N)^2 + \tau_Q^2} \leq R'_l. \quad (20)$$

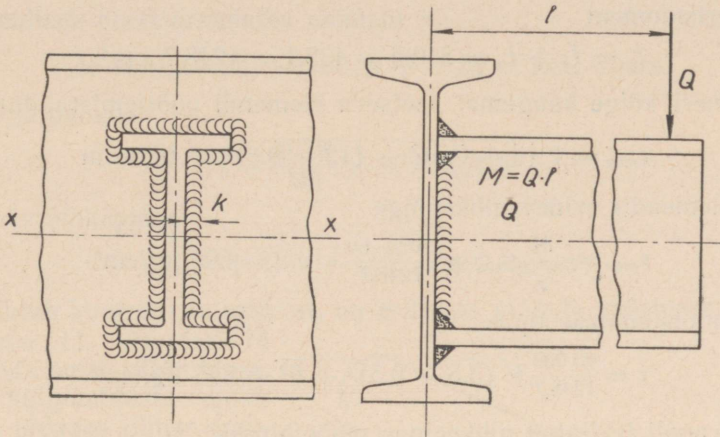


Joon. 72.

Tugevuskontroll joonisel 73 toodud kaksik T taladest koostatud liite jaoks teostatakse tugevustingimuse

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau^2 + \tau_Q^2} \leq R'_t \quad (21)$$

alusel.



Joon. 73.

$$\tau = \frac{M}{W_x} = \frac{M}{I_x} \cdot y_{max}$$

ja

$$\tau_Q = \frac{Q}{F_V},$$

kus

M on välismoment ($M = Q \cdot l$),

I_x — õmb'luse kontuuri inertsmoment neutraaltelje (x) suhtes,

y_{max} — kontuuri kaugeima punkti kaugus neutraalteljest ja

F_V — vertikaalõmbluste pind.

Nii I_x kui ka F_V määramisel arvutatakse õmb'luse kontuur laiuselga $0,7k$, kaugused neutraalteljest arvutatakse aga lähtudes tegelikust kontuuri laiuselst k (joon. 73).

Näide 10. Kontrollida joonisel 72 toodud liite tugevust, kui on antud: $h = 12$ cm, $a = 12$ cm, $k = 1$ cm, $Q = 1000$ kg, $l = 60$ cm ja $N = 0$.

Lahendus.

a) Kontroll I meetodi alusel.

Õmbluste masskeskme kaugus otsõmblustest

$$x_0 = \frac{-12 \cdot 1 \cdot 0,5 + 12 \cdot 2 \cdot 1 \cdot 6}{12 \cdot 1 + 12 \cdot 1 \cdot 2} = \frac{138}{36} = 3,8 \text{ cm};$$

$$I_x = \frac{0,7 \cdot 1 \cdot 12^3}{12} + 2 \cdot \left[\frac{(0,7 \cdot 1)^3 \cdot 12}{12} + 0,7 \cdot 1 \cdot 12 \left(\frac{12+1}{2} \right)^2 \right] = 810,6 \text{ cm}^4$$

ja

$$I_y = \frac{(0,7 \cdot 1)^3 \cdot 12}{12} + 0,7 \cdot 1 \cdot 12(3,8 + 0,5)^2 +$$
$$+ 2 \left[\frac{0,7 \cdot 1 \cdot 12^3}{12} + 0,7 \cdot 1 \cdot 12(6 - 3,8)^2 \right] = 438,1 \text{ cm}^4.$$

Polaar-inertsmoment

$$I_p = I_x + I_y = 810,6 + 438,1 = 1248,7 \text{ cm}^4.$$

Masskeskmest kõige kaugemal asetseva elemendi pöörlemisraadius

$$r_{max} = \sqrt{(6 + 0,5)^2 + (12 - 3,8)^2} = 10,5 \text{ cm}$$

ja selles elemendis esinev nihkepinge

$$\tau_{max} = \frac{M}{I_p} r_{max} = \frac{1000 \cdot 60}{1248,7} \cdot 10,5 = 505 \text{ kg/cm}^2.$$

Nihkepinge otsõmbluse tipus

$$\tau = \frac{60\,000}{1248,7} \sqrt{(3,8 + 0,5)^2 + 6^2} = 355 \text{ kg/cm}^2.$$

Põikjõu Q poolt tekitatud nihkepinge otsõmbluses

$$\tau_Q = \frac{1000}{12 \cdot 0,7 \cdot 1} = 116 \text{ kg/cm}^2.$$

Resulteeriv nihkepinge otsõmbluse tipus (võrrand 19)

$$\tau_{res} = \sqrt{355^2 + 116^2 - 2 \cdot 355 \cdot 116 \cos \varphi} = 302 \text{ kg/cm}^2,$$

kus

$$\cos \varphi = \frac{4,3}{\sqrt{(3,8 + 0,5)^2 + 6^2}} = 0,580.$$

Seega on liites esinevaks maksimaalseks arvutus-nihkepingeks 505 kg/cm^2 , millist võib pidada lubatavaks (vt. tabel 11).

b) Kontroll II meetodi alusel.

Keevisõmbluste inertsmoment

$$I_x = 810,6 \text{ cm}^4,$$

$$W_x = \frac{810,6}{6 + 0,5} = 124,8 \text{ cm}^3.$$

Nihkepinge paindemomendist M

$$\tau = \frac{60000}{124,8} = 480 \text{ kg/cm}^2.$$

Resulteeriv nihkepinge (võrrand 18)

$$\tau_{res} = \sqrt{480^2 + 116^2} = 494 \text{ kg/cm}^2.$$

c) Kontroll III meetodi alusel.

Horisontaalõmbluste poolt arendatav moment

$$M_H = \tau \cdot 0,7 \cdot k \cdot a(h + k) = \tau \cdot 0,7 \cdot 1 \cdot 12(12 + 1) = 109,2\tau.$$

Vertikaalõmbluse poolt arendatav moment

$$M_V = \tau \cdot \frac{0,7kh^2}{6} = \tau \cdot \frac{0,7 \cdot 1 \cdot 12^2}{6} = 16,8\tau.$$

Kõigi õmbluste poolt arendatav moment

$$M = M_H + M_V = 109,2\tau + 16,8\tau = 126\tau \text{ kgcm.}$$

Nihkepinge paindest

$$\tau = \frac{60\,000}{126} = 477 \text{ kg/cm}^2.$$

Resulteeriv nihkepinge

$$\tau_{res} = \sqrt{477^2 + 116^2} = 492 \text{ kg/cm}^2.$$

Nagu nähtub kontrolli tulemusist, on erinevus pingete väärtuses väike.

Näide 11. Joonisel 74 toodud liide omab otsõmbluse. Määrata külgõmbluste vajalik pikkus a , pidades silmas õmbluste ja alusmetalli võrdvastupidavust liitele mõjuvale momendile M .

Lahendus. Eeldades, et keevitamine teostatakse elektrootadega Э-34, saame tabelist 14 lubatavaks nihkepingeks $R'_t = 0,5R_t$. Lähtume III arvutusmeetodist.

Detailile A võib rakendada momendi

$$M_A = \frac{h^2 \cdot \delta}{6} \cdot R_t.$$

Olemasoleva otsõmbluse poolt vastuvõetav moment, võttes $k = 0,8\delta$

$$M_0 = \frac{0,7kh^2}{6} R'_t = 0,5R_t \cdot 0,7 \frac{0,8 \cdot \delta \cdot h^2}{6} \approx 0,047\delta \cdot h^2 \cdot R_t.$$

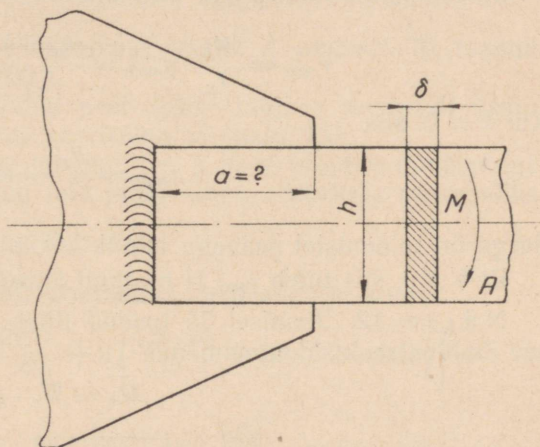
Külgõmblustele jääb momendist M_A vastu võtta

$$M_A - M_0 = 0,167\delta \cdot h^2 \cdot R_t - 0,047\delta \cdot h^2 \cdot R_t = 0,12\delta \cdot h^2 \cdot R_t.$$

$$M_K = R'_t \cdot 0,7 \cdot k \cdot a \cdot (h + k),$$

kust

$$a = \frac{M_K}{R'_t \cdot 0,7k(h + k)} =$$



Joon. 74.

$$= \frac{0,12 \cdot \delta \cdot h^2 \cdot R_t}{0,5 \cdot R_t \cdot 0,7 \cdot 0,8 \delta \underbrace{(h + 0,8\delta)}_{\approx h}} \approx 0,43 \cdot h.$$

Kontrollime saadud tulemust II meetodi alusel, asendades a III meetodi abil leitud väärtusega ($a = 0,43h$).

$$\begin{aligned} I_x &= \frac{0,7 \cdot k \cdot h^3}{12} + 2 \left[\frac{a (0,7 \cdot k)^3}{12} + a \cdot 0,7 \cdot k \left(\frac{h}{2} + \frac{k}{2} \right)^2 \right] = \frac{0,7 \cdot 0,8 \cdot \delta \cdot h^3}{12} + \\ &+ 2 \left[\frac{a (0,7 \cdot 0,8 \cdot \delta)^3}{12} + a \cdot 0,7 \cdot 0,8 \delta \underbrace{\left(\frac{h}{2} + \frac{0,8 \delta}{2} \right)^2}_{\approx 0} \right] = \\ &= 0,0467 \delta \cdot h^3 + 2 \left[\underbrace{0,0146 \delta^3 \cdot 0,43 h}_{\approx 0} + 0,140 \cdot \delta \cdot h^2 \cdot 0,43 h \right] = 0,167 \delta \cdot h^3. \end{aligned}$$

Maksimaalne nihkepinge (võrrand 16)

$$\tau_{max} = \frac{M_A}{I_x} \cdot y_{max} = \frac{0,167 \delta \cdot h^2 \cdot R_t}{0,167 \delta \cdot h^3} \left(\frac{h+k}{2} \right).$$

Kui $k = 0$, siis

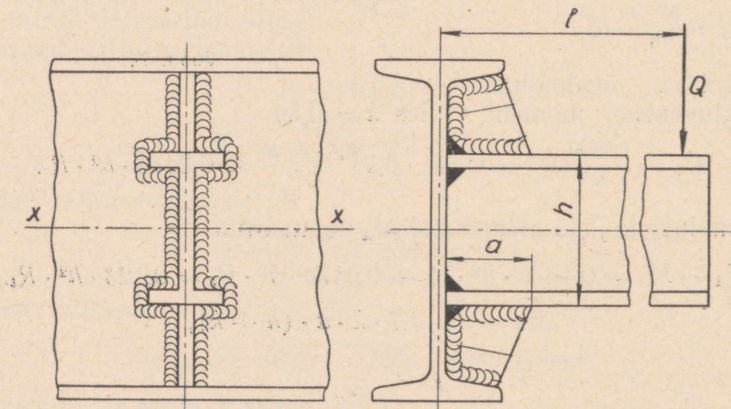
$$\tau_{max} = \frac{R_t}{2} = R'_t.$$

Seega on tulemustel peaaegu täielik kokkulangevus.

Et $k \neq 0$, siis tuleb τ_{max} II meetodi alusel veidi suurem.

Näide 12. Joonisel 75 toodud liites arendab väiksemat tala ümbritsev õmblus reaktsioonimomendi

$$M_1 = W_x \cdot \tau$$



Joon. 75.

ja piki väiksemat tala suunduvat ja kahte ribi talaga sidestavat kaks õmb-lusepaari — momendi

$$M_2 = 2\tau \cdot 0,7 \cdot k \cdot a(h + k).$$

Kõigi õmb-luste poolt arendatav reaktsioonimoment on seega

$$M = M_1 + M_2.$$

Kui põikjõust Q tekitatud nihkepingeid joonisel 75 kujutatud õmb-luse kontuuril jätta arvestamata (suhteliselt väga väikesed), kujuneb tasakaalu-tingimuseks

$$M_1 + M_2 = M$$

ehk

$$W_x \cdot \tau + 2\tau \cdot 0,7 \cdot k \cdot a(h + k) = M$$

ja tugevustingimuseks

$$\tau = \frac{M}{W_x + 2 \cdot 0,7 \cdot k \cdot a(h + k)} \leq R'_t.$$

Olgu ülesandeks määrata keevisõmb-luse kaatet k joonisel 76 toodud tala-liite ribidega variandi jaoks.

L a h e n d u s. Ribideta liite puhul peab liitele mõjuva momendi vastu võtma üksnes tala profiili ümbritsev keevisõmb-lus (joon. 76).

Eeldades, et tala valmistatakse terasest Ст. 3 ja et lubatav tõmbepinge $R_t = 1400 \text{ kg/cm}^2$, saame väiksema tala poolt vastu võetavaks momendiks

$$M = W_{x_0} \cdot R_t,$$

kus W_{x_0} on tala ristlõike vastupidavusmoment neutraaltelje suhtes.

$$W_{x_0} = \frac{1}{y_{max_0}} I_{x_0} = \frac{1}{(15 + 1,2)} \left[\frac{30^3 \cdot 1}{12} + 2 \left(\frac{1,2^3 \cdot 20}{12} + 20 \cdot 1,2 \cdot 15,6^2 \right) \right] =$$

$$= \frac{14050}{16,2} = 870 \text{ cm}^4.$$

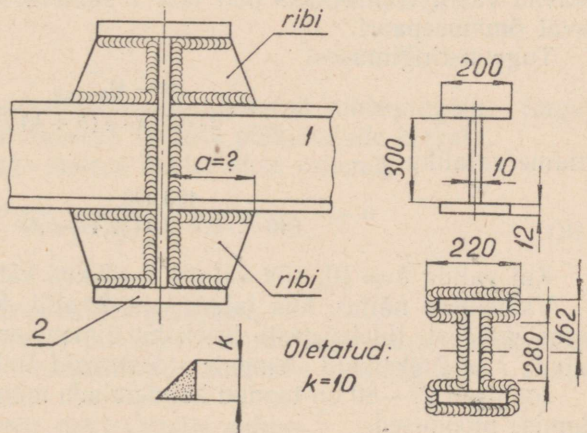
Seega

$$M = 870 \cdot 1400 = 1\,218\,000 \text{ kgcm}.$$

Seda momenti peab suutma vastu võtta tala ristlõiget ümbritsev keevisõmb-lus, s. t. peab olema rahuldatud tugevustingimus

$$\tau = \frac{M}{W_x} \leq R'_t,$$

kus W_x on õmb-luse kontuuri vastupidavusmoment neutraaltelje suhtes.



Joon. 76.

$$\begin{aligned}
 W_x &= \frac{1}{y_{max}} I_x = \frac{1}{(15 + 1,2 + 0,5)} \cdot \left\{ 2 \cdot 0,7 \cdot k \cdot \frac{28^3}{12} + \right. \\
 &+ 2 \left[0,7 \cdot k \cdot 22 \cdot 16,7^2 + \underbrace{\frac{(0,7 \cdot k)^3 \cdot 22}{12}}_{\approx 0} \right] + 4 \left[0,7 \cdot k \cdot 10,5 \cdot 14,5^2 + \right. \\
 &+ \left. \underbrace{\frac{(0,7 \cdot k)^3 \cdot 10,5}{12}}_{\approx 0} \right] + 4 \left[0,7 \cdot k \cdot 1,2 \cdot 15,6^2 + \underbrace{\frac{0,7 \cdot k \cdot 1,2^3}{12}}_{\approx 0} \right] \Big\} = \\
 &= \frac{1}{16,7} (2550 \cdot k + 8600 \cdot k + 6150 \cdot k + 817 \cdot k) = \frac{18117 k}{16,7} = 1080k.
 \end{aligned}$$

Eeldades, et $R'_l = 0,6R_t$ (vt. tabel 14), saame tingimusest

$$M \leq R'_l W_x$$

leida k väärtuse.

$$k = \frac{M}{1080 \cdot R'_l} = \frac{1\,218\,000}{1080 \cdot 0,6 \cdot 1400} = 1,34 \text{ cm.}$$

Et leitud k väärtus on suurem kui konstruktsioonis kasutatud lehtteraste paksus ($\delta = 10$ ja 12 mm), siis tuleb antud liites k vähendamiseks kasutada kahte tugevdusribi.

Sobivaim on võtta k väärtuseks $k = 8$ mm. Valime selle väärtuse ja arvutame joonisel näidatud ribide ja tala sidestamiseks vajalike õmbluste pikkused. Väiksema tala keevisõmblus, kui $k = 8$ mm, võtab vastu momendi

$$M_{k=0,8} = R'_l \cdot 1080k = 840 \cdot 1080 \cdot 0,8 = 725\,000 \text{ kgcm.}$$

Ülejääva momendi

$$M - M_{k=0,8} = 1\,218\,000 - 725\,000 = 493\,000 \text{ kgcm}$$

peavad vastu võtma kaks piki tala I suunduvat ja kahte ribi talaga sidestavat õmblusepaari.

Tugevustingimusest

$$\tau = \frac{M - M_{k=0,8}}{2 \cdot 0,7 \cdot k \cdot a (h + k)} \leq R'_t$$

leiame vajaliku a :

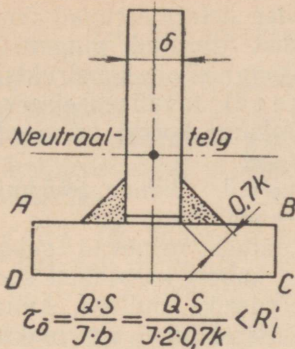
$$a = \frac{493\,000}{840 \cdot 2 \cdot 0,7 \cdot 0,8 (32,4 + 0,8)} = 15,7 \text{ cm.}$$

Kui valida $k = 10$, siis vajalik a pikkus väheneb veelgi.

Vaadeldud näites, kus talad I ja 2 olid kokku keevitatud vastavaist teraslehtedest, tuleks peale liitekohta dimensioneerimise kontrollida ka veel talade I ja 2 üksikuid elemente sidestavaid õmblusi.

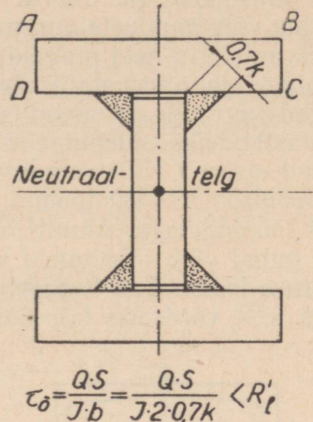
Jooniseil 77—80 on toodud kandetalade mõningad tarvitatavamad kujundamise moodused.

Enamikes toodud talades on lamepainde puhul, kus põikjõud $Q \neq 0$, olu-



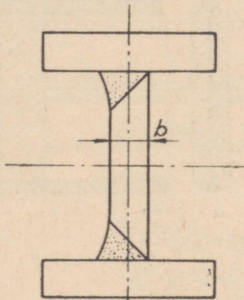
$$\tau_{\delta} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot b} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot 2 \cdot 0,7k} < R'_l$$
S-kujundi ABCD staatiline moment neutraaltelje suhtes.
b-ristlõike laius kontrollitava kohal.

Joon. 77.



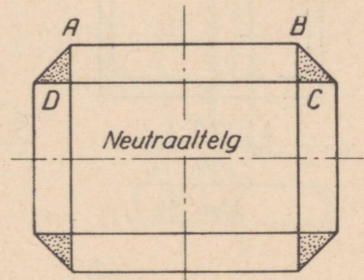
$$\tau_{\delta} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot b} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot 2 \cdot 0,7k} < R'_l$$

Joon. 78.



$$\tau_{\delta} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot b} < R'_l$$

Joon. 79.



$$\tau_{\delta} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot b} = \frac{Q \cdot S}{J \cdot 2 \cdot 0,7k} < R'_l$$

Joon. 80.

line kontrollida ka viimase poolt õmblusis tekitatud nihkepingeid. Sageli võivad need osutada ohtlikult suureks (suurte põikjõudude korral).

Õmbluses esineva nihkepinge suurus määratakse valemiga

$$\tau = \frac{Q \cdot S}{I \cdot b}, \quad (21)$$

kus

Q on vaadeldavas põiklõikes esinev põikjõud,
S — lõikepinna vaadeldavast punktist neutraaltelje suhtes kaugemale jääva ristlõike-osa staatiline moment neutraaltelje suhtes (vt. joon. 77),

I — ristlõike inertsmoment neutraaltelje suhtes,

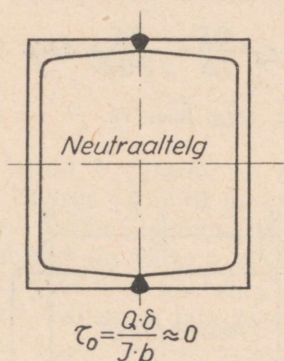
b — ristlõike laius kohal, kus nihkepinget määratakse.

Jooniseil 77—80 kujutatud konstruktsioonides deformeeruvad õmblused koos alusmetalliga. Sellest koosdeformatsioonist tingitud pingete mõjul tekkida võib õmbluste purunemine (risti õmblusega) ei ole konstruktsioonile ohtlik, mistõttu neid pingeid (nn. *sidepingeid*) tavaliselt ei arvestata. Õmbluste ja alusmetalli elastsusmoodulite võrdsuse korral on need sidepinged võrdsed alusmetallis esinevate pingetega.

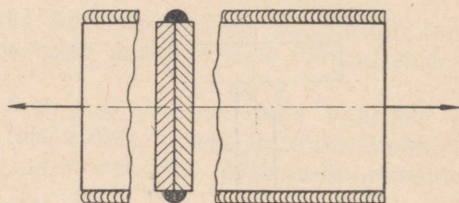
Vastandeks sidepingele on nn. *tööpinged*. Nende tekkimine on seotud otseselt väliskoormusega, antud juhtudel põikjõuga Q .

Jooniseil 77—80 toodud konstruktiivseis näiteis esinevad sidepinged koos tööpingetega. Ainult joonisel 81 kujutatud kahest karptalast koosneva tala puhul võib tööpingeid viimases lugeda võrdseiks nulliga, kuna seal õmbluse joonel $S \approx 0$. Sidepinged osutuvad viimasel juhul aga maksimaalseiks, s. o. võrdseiks tala äärmises kius esinevate normaalpingetega.

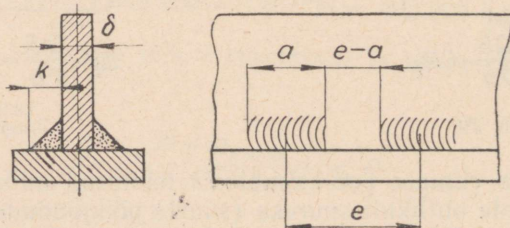
Joonisel 82 toodud liite puhul õmblusis tööpingeid ei esine, sidepinged on aga võrdsed alusmetallis esinevate tõmbepingetega. Ilmselt ei ole antud juhul õmbluste purunemine sidepingete tagajärjel liitele ohtlik.



Joon. 81.



Joon. 82.



Joon. 83.

Tala üksikuid elemente sidestavad õmblused tehakse sageli vahedega-õmblustena (joon. 83). Õmblustes esinevate nihkepingete suurus määratakse vahedega-õmbluse puhul valemi

$$\tau = \frac{Q \cdot S}{I \cdot 2 \cdot 0,7 \cdot k} \cdot \frac{e}{a} \quad (22)$$

alusel, milles $\frac{Q \cdot S}{I}$ on võrdne e ulatuses mõjuva nihkejõuga ja

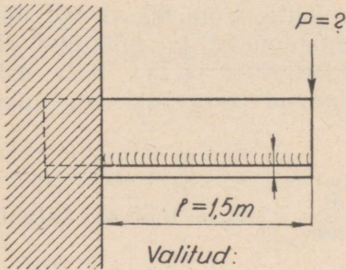
$2 \cdot 0,7k \cdot a$ — õmbuse töötava ristlõikega. Tavaliselt valitakse $\frac{\epsilon}{a} = 2$ kuni 3, harvem ka 4, kusjuures tuleb silmas pidada varem vahedega-õmbuse kohta toodud nõudeid.

Vahe'duva koormuse puhul vahedega-õmbuse kasutamine pole soovitatav, kuna õmbuste algul ja lõpul esinevad tehno'ogilised defektid võivad osutuda ohtlikeks.

Näide 13. Määrata, kui suure jõuga P võib koormata konsooltala (joon. 84), kui on teada, et tala materjaliks on Ct. 2 ja et lubatav tõmbe'pinge talas $R_t = 1200 \text{ kg/cm}^2$.

Lahendus. Tala ristlõike raskuskeskme kaugus vertikaallehe servast (joon. 85)

$$y_0 = \frac{\Sigma F \cdot y}{\Sigma F} = \frac{30 \cdot 1 \cdot 0,5 - 20 \cdot 1,2 \cdot 10}{30 \cdot 1 + 20 \cdot 1,2} = -4,17 \text{ cm.}$$



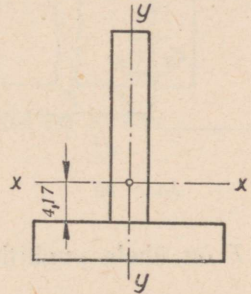
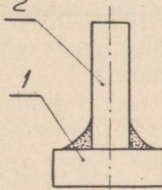
Valitud:

$$k = 5$$

$$1 - 300 \times 10$$

$$2 - 200 \times 12$$

Joon. 84.



Joon. 85.

Ristlõike inertsmoment

$$I_x = \frac{30 \cdot 1^3}{12} + \frac{20^3 \cdot 1,2}{12} + 30 \cdot 4,67^2 + 24 \cdot 5,83^2 = 2272 \text{ cm}^4.$$

Vastupidavusmoment

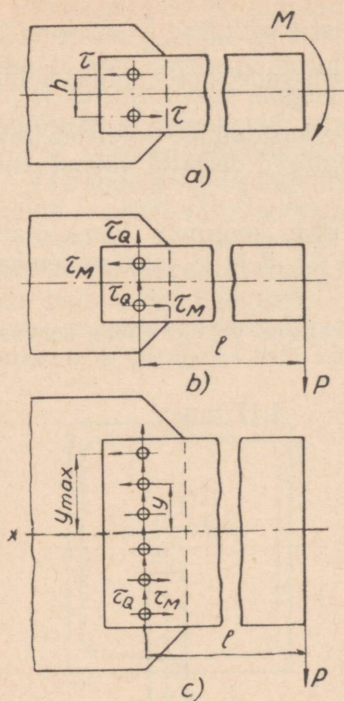
$$W = \frac{2272}{15,83} = 143 \text{ cm}^3.$$

Talale lubatav suurim koormus

$$P = \frac{1200 \cdot W}{l} = \frac{1200 \cdot 143}{150} = 1140 \text{ kg.}$$

Valides õmbuse kaateti pikkuseks $k = 5 \text{ mm}$, saame nihkepingeiks pidevõmblustes

$$\tau_1 = \frac{Q \cdot S}{I \cdot 2 \cdot 0,7k} = \frac{1143 \cdot 143}{2272 \cdot 2 \cdot 0,7 \cdot 0,5} = 102 \text{ kg/cm}^2.$$



Joon. 86.

kus

$$S = 30 \cdot 1(0,5 + 4,17) = 143 \text{ cm}^3 \text{ ja}$$

$$Q = 1140 \text{ kg.}$$

Tehes õmblesed vahedega-õmblesina ja suhtega $\frac{e}{a} = 3$, kujuneks nihkepingeiks (võrand 22)

$$\tau_2 = \tau_1 \cdot \frac{e}{a} = 102 \cdot 3 = 306 \text{ kg/cm}^2 \leq R'_t.$$

Järgnevalt on toodud lühidalt punktkeevitamise abil teostatava keevisliite dimensioneerimise alused.

Joonisel 86 on kujutatud kolm punktkeevitamise abil teostatud keevisliidet. Koormuseks neile liitele on kas ainult paindemoment M (puhta painde juht; joon. 86 a) või jõust P tekitatud paindemoment ja põikjõud (lamepaine juht; joon. 86 b ja c). Kahe esimese juhu jaoks esinevad järgmised tugevustingimused.

a) I juht:

$$\tau = \frac{T}{F} = \frac{4M}{h \cdot \pi d^2} \leq R'_{tp} = 0,65 R_t \text{ (staatilisel}$$

koormusel),

kus T on ühele punktile mõjuv lõikejõud;

$$T = \frac{M}{h}.$$

b) II juht:

nihkepinge põikjõust

$$\tau_Q = \frac{2Q}{\pi d^2}$$

ja momendist M

$$\tau_M = \frac{T}{F} = \frac{4M}{h \cdot \pi d^2},$$

kus $M = P \cdot l$ ja $Q = P$.

Resulteeriv nihkepinge ei tohi suuruselt ületada lubatavat nihkepinget R'_{tp} , s. t. et

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau_M^2 + \tau_Q^2} \leq R'_{tp}.$$

Keerukam on probleem joonisel 86 c näidatud juhul. Siin oletatakse lahendamisel, et paindemomendist M tingitud nihkepinged jaotuvad punktide vahel võrdeliselt punktide kaugustega neutraalteljest $x-x$, s. t. et

$$\frac{\tau_y}{\tau_1} = \frac{y}{1} \text{ ehk } \tau_y = \tau_1 \cdot y,$$

kus τ_1 on neutraalteljest $x - x$ ühiku kaugusel eksisteeriv nihkepinge.

Arvestades seda eeldust kujuneb tasakaalutingimus järgmiseks:

$$M = \Sigma \tau_y \cdot \frac{\pi d^2}{4} \cdot y,$$

ehk asendades $\tau_y = \tau_1 \cdot y$, saame

$$M = \frac{\pi d^2}{4} \tau_1 \Sigma y^2, \text{ kust}$$

$$\tau_1 = \frac{4M}{\pi d^2 \Sigma y^2}.$$

Nihkepinge on suurim neutraalteljest $x - x$ kõige kaugemal asuvas punktis.

$$\tau_{max} = \frac{4M}{\pi d^2 \Sigma y^2} \cdot y_{max}.$$

Samas punktis tekitab nihkepingeid ka veel põikjõud Q . Eeldades põikjõu Q ühtlast jagunemist punktide vahel, saame

$$\tau_Q = \frac{4Q}{n \cdot \pi d^2},$$

kus n on punktide arv liites.

Kui punktide ridu liites on rohkem kui üks, s. t. neid on N , siis

$$\tau_{max} = \frac{4M}{N \cdot \pi d^2 \cdot \Sigma y^2} \cdot y_{max}$$

ja

$$\tau_Q = \frac{4Q}{N \cdot n \cdot \pi d^2}.$$

Resulteeriv pinge ei tohi ületada suuruselt lubatavat pinget R'_{lp} , s. t. et

$$\tau_{res} = \sqrt{\tau_M^2 + \tau_Q^2} \leq R'_{lp}.$$

N ä i d e 14. Projekteerida punktkeevitamise abil teostatav võrdtugev liide, kui liidetavate elementide laius on 400 mm ja paksus $\delta = 4$ mm (joon. 87).

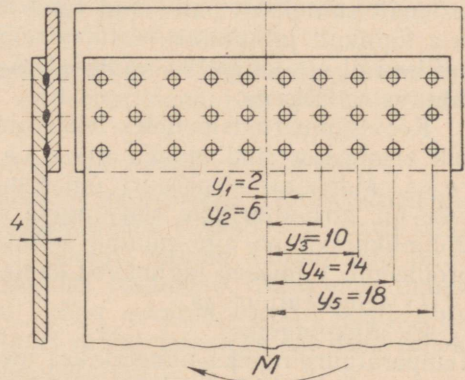
Elemendi (möödetega 400×4) ristlõike maksimaalseks lubatavaks koormuseks on paindemoment M .

$$M = R_t \cdot W = \frac{R_t \cdot \delta \cdot h^2}{6} =$$

$$= R_t \cdot \frac{0,4 \cdot 40^2}{6} = 106,6 R_t \text{ kgcm.}$$

Punkti lähimõõt

$$d = 1,5\delta + 5 = 11 \text{ mm.}$$



Joon. 87.

Punktide omavaheliseks kauguseks (sammuks)

$$t = 3d = 3 \cdot 11 = 33 \text{ mm; valime } t = 40 \text{ mm.}$$

Sel juhul üksikute (vaadeldaval juhul — ühelõikeliste) punktide kaugused neutraalteljest $x - x$ on $y_1 = 2 \text{ cm}$, $y_2 = 6 \text{ cm}$, $y_3 = 10 \text{ cm}$, $y_4 = 14 \text{ cm}$ ja $y_5 = 18 \text{ cm}$.

Vajalikku ridade arvu tähistame tähega N . Eelpool tuletatu põhjal

$$N = \frac{4M}{\pi d^2 \Sigma y^2 \cdot R'_{lp}} \cdot y_{max},$$

kus $R'_{lp} = 0,65R_t$ (staatilisel koormusel)

$$\Sigma y^2 = (2^2 + 6^2 + 10^2 + 14^2 + 18^2) \cdot 2 = 1320 \text{ cm}^2.$$

Seega vajalik ridade arv õmbluses

$$N = \frac{4 \cdot 106,6 R_t \cdot 18}{\pi \cdot 1,1^2 \cdot 1320 \cdot 0,65 R_t} = 2,3.$$

Valime ridade arvuks $N = 3$.

VII. SISE- EHK OMAPINGED KEEVISLIITEIS.

Välisjõududega koormamata konstruktsioonides eksisteerivad pingeid nimetatakse sise- ehk omapingeiks. Sisepingete probleemi esimeste põhilaste rajajaks oli vene teadlane Kalakutski juba möödunud sajandi 80-ndatel aastatel.

Sisepingete tekkimine konstruktsioonides on väga sagedane nähe ja nende olemasolu võib paljudel juhtudel ohustada konstruktsiooni terviklikkust. Sisepingete tekkimise põhjusi on mitu. Üheks tavalisemaks põhjuseks on kõrge temperatuurini kuumutatud konstruktsiooni või selle elemendi ebaühtlane jahtumine. Nii näiteks jahtub kuumalt valtsitud kaksik T teras peale valtsimist ebaühtlaselt; kiiremini jahtub tala õhuke vertikaalsein, aeglasemalt suhteliselt paksemad vööd. Ebaühtlase jahtumise tulemusena omab tala lõplikult jahtununa vertikaalseinas surve- ja vöödes tõmbesisepingeid, millised ei ole kaugeltki väikesed. Analoogiline on olukord ka ebaühtlaselt jahtuva valatiseaga.

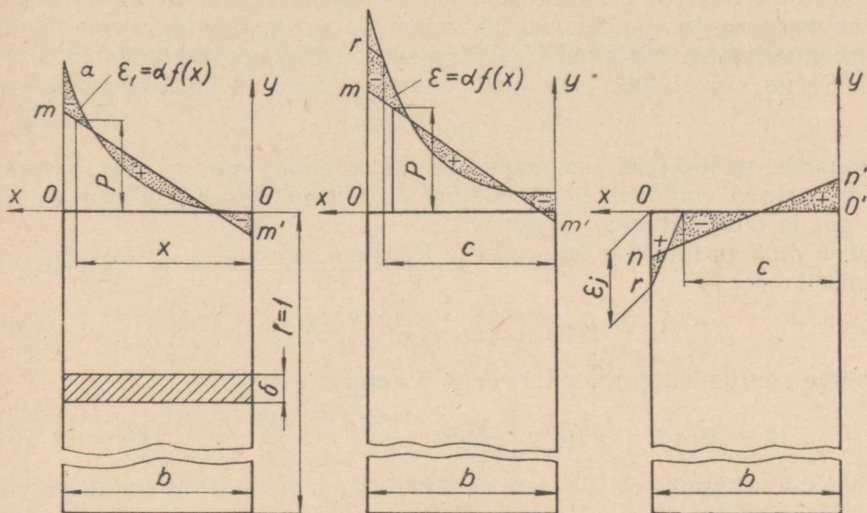
Keeviskonstruktsioonides tekkivaid sisepingeid võib jagada kahte sisuliselt erinevasse liiki, nimelt mehaanilisteks ja struktuurilisteks. Materjali struktuuri ümbermoodustumisega (karastumisel) kaasvate nn. struktuuriliste sisepingete küsimust on tänini veel vähe uuritud. Põhjalikumalt on aga püütud selgitada seevastu mehaaniliste sisepingete probleemi. Viimased jagunevad kahte alaliiki:

- 1) temperatuur- ja
- 2) jääkpingeiks.

Temperatuurpingeiks nimetatakse mehaanilisi sisepingeid neil juhtudel, kui nad on tekkinud konstruktsiooni või selle elemendi ebaühtlase jahtumise või ebaühtlase kuumutamise tulemusena. Jääkpingeiks nimetatakse mehaanilisi sisepingeid aga juhtudel, kui nad on tekkinud temperatuurpingeist põhjusta-

tud plastiliste deformatsioonide tagajärjel. Praktikas esineb kirjeldatud sise-
pingete osas peaaegu eranditult ruumiline pingeolukord. Ainult üksikuil
erijuhtudel (õhukeste liidetavate detailide ja õmbluste tasapinnalise asetuse
puhul) võib pingeolukorda sisepingete osas teatava ligikaudsusega arves-
tada tasapinnaliseks või lineaarseks.

Jooniselt 88 selgub detaili ebaühtlasest kuumutamisest tingitud sisepin-
gete tekkimise käik plastilises materjalis (terasest). Probleemi lihtsamaks
selgitamiseks oletame, et tegelik materjali pingete-relatiivsete pikennemiste



Joon. 88.

diagramm vaadeldaval juhul asendub mõnevõrra lihtsustatud nn. Prandtl'i
diagrammiga. Prandtl'i diagrammi kohaselt esinevad materjalis kas abso-
luutselt elastsed või absoluutselt plastilised deformatsioonid.

Sellest lihtsustusest tingituna langevad pingete-relatiivsete pikennemiste
diagrammi iseloomustavamad punktid — proportsionaalsus- ja voolavuspiir
— ühte.

See asjaolu lihtsustab tunduvalt sisepingete küsimuse selgitamist.

Oletame, et joonisel 88 kujutatud õhukest (paksusega 1) ristkülikukuju-
list välissidestusest vaba teraslehte kuumutatakse vasakpoolse serva külge
kinnitatud elektrijuhtme (takistustraadi) kaudu. Nõnda kuumutatud teras-
leht saavutab teatud aja möödudes termilise tasakaalu. Teraslehes toimub
temperatuuri jaotus kõigile ristlõikeile (välja arvatud otsristlõiked) ühise
funktsiooni $t = f(x)$ alusel. Temperatuuri mõjul teraslehe iga riba tahaks
pikeneda proportsionaalselt vastavale temperatuurile, s. t.

$$\epsilon_t = \alpha t = \alpha f(x), \quad (23)$$

kus

ε_t — temperatuurist t tekitatud relatiivne pikene mine,

a — materjali joonpaisumistegur; tema suuruse võib lugeda ligikaudu konstantseks.

Et tavaliselt $f(x)$ ei ole lineaarne ja et vaadeldav ristlõige jääb tasapinnaliseks temperatuuri mistahes jaotuse puhul, siis on ilmne, et neis teraslehe ribades, millised pikeneks rohkem kui seda võimaldab ristlõike tasapinnalisus, tekivad surve-, ja neis, millised pikeneks vähem — tõmbesise pinged. Et välisjõud puuduvad, siis sisejõudude summa peab võrduma nulliga. Seetõttu tuleb relatiivseid pikene mised kujutav kõver a jagada sirgega mm' sellise arvestusega, et sirgest mõlemale poole jäävatele relatiivsetele pikkuse muutustele vastavad tõmbe ja surve sisejõud tasakaalustuks omavahel. Seega sisejõudude osas peab olema rahuldatud kaks tingimust:

$$\Sigma Y = 0 \text{ ja } \Sigma M = 0.$$

Oletades, et tekkivad sise pinged üheski põiklõike osas ei ulatu temperatuurile vastava voolavuspiirini, toimub sirge mm' asendit määravate suuruste om ja $o'm'$ leidmine järgmiselt.

Sirge mm' ordinaat p kaugusel x teraslehe paremast servast on leitav järgmiselt

$$p = \frac{o'm'b + x(om - o'm')}{b}. \quad (24)$$

Sisepinge suurus kaugusel x teraslehe paremast servast

$$\sigma = [af(x) - p]E = \left[af(x) - \frac{o'm'b + x(om - o'm')}{b} \right] E. \quad (25)$$

Tasakaalutingimused $\Sigma Y = 0$ ja $\Sigma M = 0$ on käesoleval juhul väljendatav järgmiselt:

1) $\Sigma Y = 0$

$$\int_F \sigma dF = \int_0^b \sigma dx \cdot l = 0.$$

Asendades σ tähenduse võrrandist (25), saame, kui $l = 1$

$$E \int_0^b \left[af(x) - \frac{o'm'b + x(om - o'm')}{b} \right] dx = 0. \quad (26)$$

2) $\Sigma M = 0$

$$\int_F \sigma x dF = \int_0^b \sigma x dx \cdot l = 0.$$

Asendades σ tähenduse võrrandist (25), saame, kui $l = 1$

$$E \int_0^b \left[af(x) - \frac{o'm'b + x(om - o'm')}{b} \right] dx \cdot x = 0. \quad (27)$$

Lahendades koos võrrandid (26) ja (27) leiame om ja $o'm'$ väärtused. Seega on sirge asend fikseeritud ja on võimalik arvutada igas ribas esineva sisepinge suuruse võrrandi (25) abil.

Tavaliselt ületavad sisepinged aga kohati voolavuspiiri pingeid, põhjustades plastilisi deformatsioone. Sel juhul toimub sirge mm asendi ja sisepingete suuruste määramine järgmiselt.

Oletame, et vaadeldavas teraslehes c ulatuses esinevad deformatsioonid on absoluutselt elastsed, $b-c$ ulatuses aga ületagu deformatsioonid voolavuspiiri ja osutugu absoluutselt plastilisteks. Oletades elastsusmoduli konstantisust üle vaadeldava ristlõike, kujunevad sisepinged plastiliste deformatsioonide tsooni ($b-c$) igas ribas omavahel võrdseiks, võrdudes $rm \cdot E = \sigma_T$.

Tasakaalutingimused $\Sigma Y = 0$ ja $\Sigma M = 0$ kujunevad vaadeldava juhu jaoks järgmisteks:

$$\Sigma Y = 0.$$

$$E \int_0^c [af(x) - p] dx + \sigma_T(b-c) = 0. \quad (28)$$

$$\Sigma M = 0.$$

$$E \int_0^c [af(x) - p] dx \cdot x + \sigma_T(b-c) \frac{b+c}{2} = 0. \quad (29)$$

Lõikes C

$$E [a \cdot f(c) - p_c] = \sigma_T, \quad (30)$$

kus p_c on määratav võrrandiga (24), kui viimases x -i väärtuseks asetada C .

Edasi leiame võrrandite (28), (29) ja (30) kooslahendamisel om , $o'm'$ ja c väärtused, milliseid teades on võimalik arvutada sisepingeid igas ribas.

Järgnevalt leiame jääkpinged, mis tekivad pärast teraslehe lõplikku jahtumist. Tsoonis ($b-c$) esinevate jäävdeformatsioonide suurused on arvutatavad järgmisest seosest:

$$\varepsilon_j = af(x) - \varepsilon_T - p, \quad (31)$$

kus

ε_T on voolavuspiirile vastav relatiivne deformatsioon (Prandtl'i diagrammist).

Vastavad jääkpinged on arvutatavad võrrandi

$$\sigma = E \cdot af(x) - \sigma_T - pE - p'E \quad (32)$$

alusel, kus

$$p' = \frac{o'n'b + x(on - o'n')}{b}. \quad (33)$$

Joonlõikude on ja $o'n'$ väärtused on arvutatavad sisejõudude tasakaalu tingimust:

$$\Sigma Y = 0.$$

$$E \int_c^b [af(x) - \varepsilon_T - p] dx - E \int_0^b p' dx = 0. \quad (34)$$

$$\Sigma M = 0.$$

$$E \int_c^b [af(x) - \varepsilon_T - p] x dx - E \int_0^b p' x dx = 0. \quad (35)$$

Tehtud matemaatiliste tuletuste juures on oletatud, et elastsusmoodul E on üle kogu põiklõike ja voolavuspiir σ_T põiklõike osas ($b-c$) konstantse suurusena. See ei vasta aga tegelikule olukorrale. Ainult suhteliselt madalate temperatuuride ($t < 300^\circ \text{C}$) puhul võib nende lihtsustustega nõustuda. Kõrgetel temperatuuridel on voolavuspiiri ja elastsusmooduli muutus sõltuvalt temperatuurist aga sedavõrd suur, et probleemi lahendamine tehtud lihtsustuste baasil kujuneb väga ligikaudseks.

N ä i d e 15. Kitsas ja õhuke süsinikterasest plaat (joon. 89) on kuumutatud nii, et temperatuur t jaotub üle põiklõike olenevuse

$$t = t_0 \left(\frac{x}{b}\right)^n \quad (36)$$

alusel, kus

$t_0 = 300^\circ \text{C}$ — temperatuur ribas, mille $x = b$,

n — astmenäitaja; võib olla 1, 2, 4 ... — olenevalt kuumutamiseloomust.

Muud vajalikud andmed.

Materjali joonpaisumistegur $\alpha = 12 \cdot 10^{-6}$.

Elastsusmooduli loeme üle põiklõike suuruselt konstantseks.

$E = 2,1 \cdot 10^6 \text{ kg/cm}^2$.

Voolavuspiir σ_T Prandtl'i diagrammi põhjal on võrdne 2100 kg/cm^2 .

Leida sisepinged ribades $x = 0$ ja $x = b$ kui $n = 1; 2$ ja 4 .

L a h e n d u s. Kasutades võrrandeid (26) ja (27) saame tasakaalutingimuste $\Sigma Y = 0$ ja $\Sigma M = 0$ jaoks vastavalt

$$\int_0^b \left[\left(\frac{x}{b}\right)^n at_0 - p \right] dx = 0 \quad (37)$$

ja

$$\int_0^b \left[\left(\frac{x}{b}\right)^n at_0 - p \right] dx \cdot x = 0. \quad (38)$$

Integreerides saame

$$\frac{b}{n+1} at_0 - \frac{b}{2} (\sigma' m' + \sigma m) = 0 \quad (39)$$

ja

$$\frac{b^2}{n+2} at_0 - \frac{b^2}{6} (o'm' + 2om) = 0. \quad (40)$$

Lahendades koos võrrandid (39) ja (40), saame om ja $o'm'$ väärtusiks:

$$om = at_0 \left(\frac{6}{n+2} - \frac{2}{n+1} \right), \quad (41)$$

$$o'm' = -at_0 \left(\frac{6}{n+2} - \frac{4}{n+1} \right). \quad (42)$$

Arvutame nüüd tekkivate sisepingete suurused olenevalt temperatuuri kulgevust määrava funktsiooni astmenäitaja n suurusest.

$n = 1$ (joon. 89).

Temperatuuri kulgevus üle põiklõike toimub sel erijuhul lineaarselt, mistõttu sisepingeid ei teki.

$n = 2$ (joon. 90).

Võrrandite (41) ja (42) alusel on om ja $o'm'$ väärtusiks sellel erijuhul:

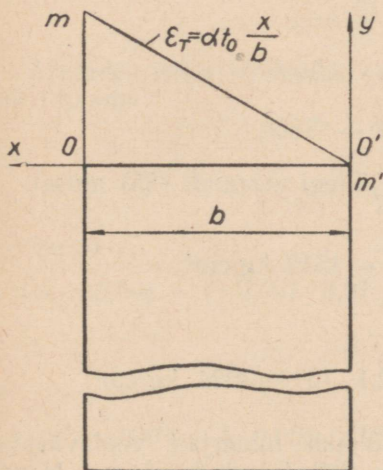
$$om = \frac{5}{6} at_0,$$

$$o'm' = -\frac{1}{6} at_0.$$

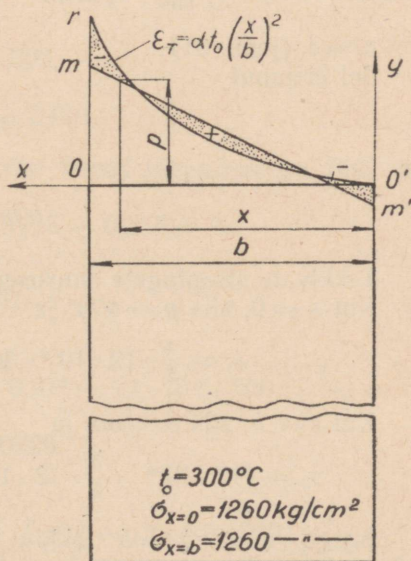
Tekkivate sisepingete suurused määrame võrrandi (25) alusel.

Kui $x = 0$, siis $p = o'm'$ ja

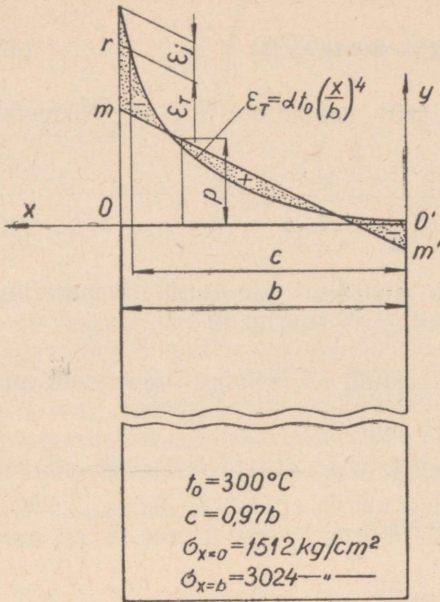
$$\sigma_1 = \frac{1}{6} \cdot 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 1260 \text{ kg/cm}^2 \text{ (survepinge).}$$



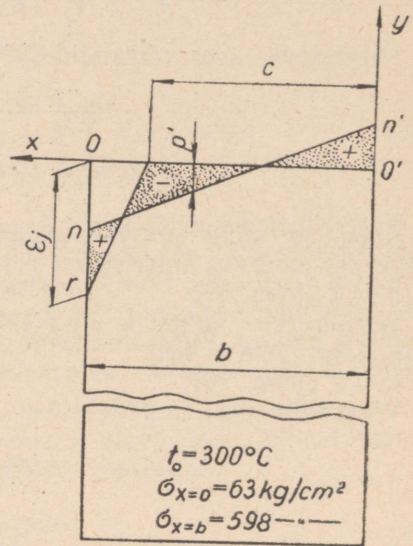
Joon. 89.



Joon. 90.



Joon. 91



Joon. 92.

Kui $x = b$, siis $p = om$ ja

$$\sigma_2 = (12 \cdot 10^{-6} - \frac{5}{6} \cdot 12 \cdot 10^{-6}) \cdot 300 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 1260 \text{ kg/cm}^2 \text{ (survepinge).}$$

$n = 4$ (joon. 91).

Sel erijuhul

$$om = \frac{3}{5} at_0$$

ja

$$o'm' = -\frac{1}{5} at_0.$$

Tekkivate sisepingete suurused määrame jällegi võrrandi (25) alusel.

Kui $x = 0$, siis $p = o'm'$ ja

$$\sigma_1 = \frac{1}{5} \cdot 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 1512 \text{ kg/cm}^2.$$

Kui $x = b$, siis $p = om$ ja

$$\sigma_2 = (12 \cdot 10^{-6} - \frac{3}{5} \cdot 12 \cdot 10^{-6}) \cdot 300 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 3024 \text{ kg/cm}^2.$$

Seega ribas $x = b$ tekkiv sisepinge ületab materjali voolavuspiiri (2100 kg/cm^2), mistõttu võrrandeid (26) ja (27) kasutada ei saa. Nende asemel tuleb kasutada võrrandeid (28), (29) ja (30).

$$E \int_0^c \left[\left(\frac{x}{b} \right)^n at_0 - p \right] dx + \sigma_T (b - c) = 0, \quad (43)$$

$$E \int_0^c \left[\left(\frac{x}{b} \right)^n at_0 - p \right] dx \cdot x + \sigma_T (b - c) \frac{b+c}{2} = 0, \quad (44)$$

$$E \left[a \left(\frac{c}{b} \right)^n at_0 - p \right] = \sigma_T. \quad (45)$$

Integreerides ja ümberkujundades saame lõpptulemusiks vastavalt:

$$\frac{b}{n+1} at_0 - \frac{b}{2} (o'm' + om) + \varepsilon_T (b - c) = 0, \quad (46)$$

$$\frac{b^2}{n+2} at_0 - \frac{b^2}{2} (o'm' + 2om) + \frac{(b-c)^2}{2} \varepsilon_T = 0, \quad (47)$$

$$\left(\frac{c}{b} \right)^n at_0 - \frac{o'm'b + c(om - o'm')}{b} = \varepsilon_T. \quad (48)$$

Selles võrrandite süsteemis on kolm tundmatut: om , $o'm'$ ja c .

Tähistame $\frac{c}{b} = Z$.

Võrrandeist (46) ja (47) leiame, et

$$om = \varepsilon_T + 2\varepsilon_T Z - 3\varepsilon_T Z^2 + at_0 \left(\frac{6}{n+2} - \frac{2}{n+1} \right) \quad (49)$$

ja

$$o'm' = \varepsilon_T - 4\varepsilon_T Z + 3\varepsilon_T Z^2 - at_0 \left(\frac{6}{n+2} - \frac{4}{n+1} \right). \quad (50)$$

Vaadeldaval juhul

$$at_0 = 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300,$$

$$\varepsilon_T = \frac{\sigma_T}{E} = \frac{2100}{2,1 \cdot 10^8} = 0,001.$$

Asetades nüüd võrrandis (48) om ja $o'm'$ leitud tähendustega (49) ja (50), saame

$$Z^4 + 1,668Z^3 - 2,502Z^2 + 0,312Z - 0,356 = 0,$$

kust

$$Z = \frac{c}{b} = 0,97.$$

Seega

$$om = 0,001 + 2 \cdot 0,001 \cdot 0,97 - 3 \cdot 0,001 \cdot 0,97^2 + 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300 \left(\frac{6}{4+2} - \frac{2}{4+1} \right) = 0,00228$$

ja

$$o'm' = 0,001 - 4 \cdot 0,001 \cdot 0,97 + 3 \cdot 0,001 \cdot 0,97^2 - 12 \cdot 10^6 \cdot 300 \left(\frac{6}{4+2} - \frac{4}{4+1} \right) = -0,000777.$$

Tekkivate sisepingete suurused arvutame jällegi võrrandi (25) abil. Kui $x=0$, siis $p = o'm'$ ja

$$\sigma_1 = E \cdot o'm' = -0,000777 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = -1632 \text{ kg/cm}^2.$$

Plastiliste deformatsioonide tsoonis ($b-c$) sisepinged on võrdsed voolavuspiiriga $\sigma_T = 2100 \text{ kg/cm}^2$.

Järgnevalt leiame jahtunud terasplaati jäävate sisepingete suurused (jäakpinged), kasutades selleks eespool tuletatud võrrandeid (31), (32), (33), (34) ja (35).

Vaatleme riba, mille $x=b$. Vaadeldavas ribas tekkiva plastilise relatiivse deformatsiooni suuruse leiame võrrandi (31) alusel:

$$\begin{aligned} \varepsilon_j &= af(x) - \varepsilon_T - p = at_0 - \varepsilon_T - \left[\varepsilon_T + 2\varepsilon_T Z - 3\varepsilon_T Z^2 + at_0 \left(\frac{6}{n+2} - \frac{2}{n+1} \right) \right] \\ &= at_0 - 2\varepsilon_T - 2\varepsilon_T Z + 3\varepsilon_T Z^2 - at_0 \cdot \left(\frac{6}{n+2} - \frac{2}{n+1} \right) = \\ &= 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300 - 2 \cdot 0,001 - 2 \cdot 0,001 \cdot 0,97 + 3 \cdot 0,001 \cdot 0,97^2 - \\ &\quad - 12 \cdot 10^{-6} \cdot 300 \left(\frac{6}{4+2} - \frac{2}{4+1} \right) = 0,000323. \end{aligned}$$

Et vaadeldav ristlõige jääb aga tasapinnaliseks, siis on terasplaadi lühenemine plastiliste deformatsioonide tsoonis takistatud ja selles osas tekkivad tõmbesisepinged, millede suurused on määratavad seosest

$\sigma = (\varepsilon_j - p')E$, kus p' on määratav valemi (33) alusel.

Lõigud on ja $o'n'$ (joon. 92) leiame sisejõudude tasakaalutingimustist:

$$\Sigma Y = 0$$

$$E \int_c^b [af(x) - p - \varepsilon_T] dx - E \int_0^b p' dx = 0 \text{ (üldkujul).}$$

Käesoleval juhul:

$$E \int_c^b \left[at_0 \left(\frac{x}{b} \right)^n - p - \varepsilon_T \right] dx - E \int_0^b p' dx = 0. \quad (51)$$

$$\Sigma M = 0$$

$$E \int_c^b (af(x) - p - \varepsilon_T) x dx - E \int_0^b p' dx \cdot x = 0 \text{ (üldkujul).}$$

Käesoleval juhul:

$$E \int_c^b \left[at_0 \left(\frac{x}{b} \right)^n - p - \varepsilon_T \right] dx \cdot x - E \int_0^b p' dx \cdot x = 0. \quad (52)$$

Integreerides võrandi (51), saame

$$\left| at_0 \frac{x^{n+1}}{b^n} \cdot \frac{1}{n+1} - \frac{o'n' \cdot x \cdot b + (on - o'n') \frac{x^2}{2}}{b} - \varepsilon_T \cdot x \right|_c^b - \left| \frac{o'n' \cdot x \cdot b + (on - o'n') \frac{x^2}{2}}{b} \right|_0^b = 0.$$

Integreerides võrandi (52), saame

$$\left| at_0 \frac{x^{n+2}}{b^n} \cdot \frac{1}{n+2} - \frac{o'n'b \frac{x^2}{2} + (on - o'n') \frac{x^3}{3}}{b} - \varepsilon_T \cdot x^2 \right|_c^b - \left| \frac{o'n' \cdot x^2 \cdot \frac{b}{2} + (on - o'n') \frac{x^3}{3}}{b} \right|_0^b = 0.$$

Asetades saadud avaldistesse $o'n'$, on ja c vastavad tähendused, saame:

$$on = 0,000038,$$

$$o'n' = -on + 0,000008 = -0,000030.$$

Jääkpinged ribas $x = b$ on proportsionaalsed ordinaadile nr (joon. 92).

Seal

$$\sigma = (\varepsilon_j - on)E = (0,000323 - 0,000038) \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 598 \text{ kg/cm}^2.$$

Ribas $x = 0$ on jääkpinged proportsionaalsed ordinaadile $o'n'$.

Seal

$$\sigma = o'n' \cdot E = 0,000030 \cdot 2,1 \cdot 10^6 = 63 \text{ kg/cm}^2.$$

Mõlemas ribas esineb tõmme.

Jäävate relatiivsete pikenemiste-lühenemiste epüür on toodud joonisel 92. Elastusmoduli konstantsuse tõttu on epüüri ordinaadid proportsionaalsed esinevatele jääkpingeile.

Kirjeldatud sisepingete tekkimisjuht on lihtsaim (lineaarne!) ja vaid teoreetiliselt laadi, kuna praktikas, nagu juba varem ka mainitud, pingeolukord sisepingete osas ei osutu kunagi lineaarseks.

Et sisepingete määramine teoreetilise meetodiga tasapinnalise ja ruumilise pingeolukorra puhul on märksa keerulisem eelpool käsitletust ja et enamikel juhtudel probleemi lahendamine teoreetiliselt osutub võimatuks, siis kasutatakse ebaühtlaselt kuumutatud detailis tekkivate temperatuur- ja jääkpingete määramiseks peamiselt eksperimentaalseid meetodeid.

Eelpoolkirjeldatud sisepingete tekkimiskäiku ja jaotust üle detaili ristlõike analüüsis, oletasime, et detail oli vaba välistest sidestustest.

Tugevusõpetusest on teada, et otstest kinnitatud ja ühtlaselt kogu pikkuse ulatuses kuumutatud terasvardas tekkiva temperatuurpinge suurus on võrdne

$$\varepsilon_t = \alpha \cdot E \cdot t,$$

kus

a on joonpaisumistegur,

E — elastsusmoodul ja

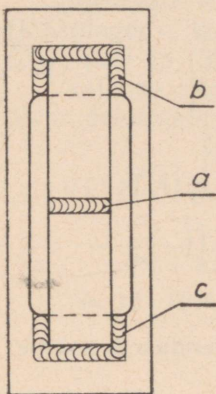
t — temperatuuri tõus.

Kui arvestada, et $a = 12 \cdot 10^{-6}$ ja $E = 2,1 \cdot 10^6$ kg/cm², siis tekkiva temperatuurpinge suurus

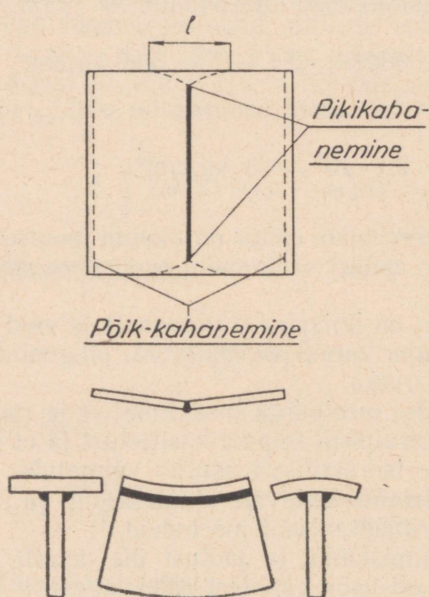
$$\epsilon_t = 25 \cdot t \text{ kg/cm}^2.$$

Seega juba 100° temperatuuri tõus viib vähese süsinikusisaldusega terasest vardas temperatuurpinge materjali voolavuspiirini.

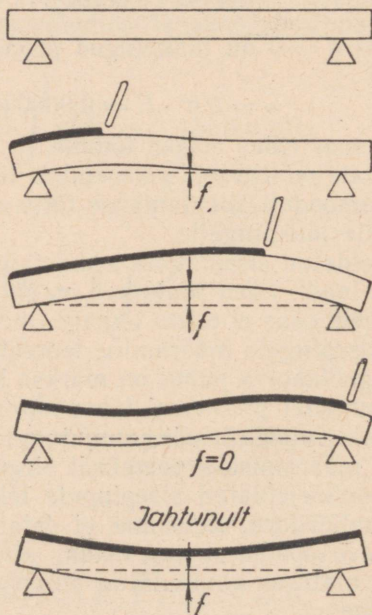
Vaatleme otstest kinnitatud lintterase kokkukeevitamises tingitud sisepingete tekkimiskäiku (joon. 93). Keevitamise ajal temperatuurpingeid ei teki, kuna liidetavate lintterasest detailide vahel elastne sidestus puudub. Alles momendist, mil jätku kohal õmblus tardub ja temperatuur hakkab alanema, tekivad temperatuurpinged, suurenedes pidevalt kuni liite täieliku jahtumiseni. Need sisepinged erinevalt eelpoolvaadelduist, ei kujuta omavahel tasakaalus olevat süsteemi. Rakendades sellisele liitele välisjõu, liituvad viimasest tingitud pinged temperatuurpingetega ja voolavuspiirile vastaval materjali seisundil sisepinged ei ole kaotanud oma ohtlikku osatähtsust.



Joon. 93.



Deformatsioonide kulgevus keevitamisel



Joon. 94.

Seevastu tasakaalus oleva sisepingete süsteemi puhul ei kujutaks jääkpinged plastiliste materjalide puhul enesest mingit ohtu.

Et vähendada vaadeldaval juhul tekkivaid sisepingeid, tuleb kasutada õiget õmbluste keevitamise järjekorda: esimesena keevitada õmblus *a* ja alles siis õmblused *b* ja *c*.

Seega võivad sisepinged tekkida ka ühtlase soojusjaotuse puhul. Pealegi on nii tekkivad sisepinged tunduvalt ohtlikumad ja neid tuleb palju tõsisemalt arvestada.

Nii temperatuur- kui ka jääkpingete ebaühtlane jaotus põhjustab konstruktiooni kiivatõmbumise. Joonisel 94 on toodud mõned näited tekkivate deformatsioonide kohta nii keevitamise ajal kui ka juba jahtunud liites.

Tekkivaid deformatsioone on võimalik paljudel juhtudel vältida, kui ette arvestada tekkivate deformatsioonide suurust ja suunda.

Juhiseid sisepingete ja tekkivate deformatsioonide vähendamiseks.

Sisepingete hädaohtlik mõju keeviskonstruktsioones on üldtuntud. Ebasoodsail juhtudel sisepinged võivad põhjustada pragusid ja viia konstruktsiooni purunemiseni. Vähese süsinikusisaldusega terased on ses suhtes mõnevõrra soodsamas olukorras, kuna neis ei teki struktuurilisi sisepingeid (ei karastu!).

Praktika näitab, et sisepingete ohtlikkust saab tunduvalt vähendada kui projekteerimisel ja konstruktsiooni üksikosade liitmisel kinni pidada mõningaist konstruktiivseist ja tehnoloogilistest juhistest.

Konstruktiivseist juhiseist on olulisemad:

a) vältida keevisõmbluste kuhjumist, eriti kui õmbluste ristlõiked on suured;

b) viia miinimumini üksteisega ristuvate õmbluste arv, kuna õmbluste ristiasetus tingib sisepingete osas ruumilise pingeolukorra, ja

c) püüda võimalikult sümmeetrilisema konstruktsiooni ja sümmeetrilisema õmbluste asetuse poole.

Tehnoloogilistest juhistest on olulisemad:

a) valida õige keevitamise režiim (vool, keevitamiskiirus jne.), mis kindlustaks otstarbekohase soojuse jaotuse keevisliites;

b) vähendada jääkpingeid keevisõmbluste läbisevistamise teel;

c) valida õige õmbluste keevitamise järjekord; eelkõige keevitada õmblused, millede kahanemine jahtumisel on suurim, ja võimalikult detaili vabama oleku juures. Sellest järgneb, et suurt põikkahanemist (risti õmbluse suunale) omavad põkkõmblused tulevad keevitada võimalikult varem.

VIII. KEEVISLIITE VASTUPIDAVUSEST LÖÖKKOORMUSELE.

Peamiselt on uuritud põkkliite vastupidavust löökkoormusele. Sealjuures on ilmnenud, et väga tihti liites löögitugevuse suhtes ei osutu nõrgemaks kohaks õmblus, vaid alusmetall õmbluse läheduses. Seetõttu põkkliite vähima löögitugevuse määramiseks oleks vajalik teha mitu katset (liite mitmest kohast võetud proovikehadega). Lisaks on katsed selgitanud, et:

a) vähese süsinikuisaldusega konstruktsiooniteraste puhul on löögile vastupanus nõrgemaks kohaks peaaegu eranditult õmblus ja

b) süsinik-konstruktsiooniteraste ja legeritud teraste puhul peaaegu eranditult õmbluselähedane alusmetalli tsoon.

Neid tulemusi aluseks võttes, võib α_k määramisel proovikoha valikul lähendada alusmetalli margist ja piirduda sealjuures ühe katsega. Eriti suurt mõju õmbluse löögitugevusele avaldab elektroodi kvaliteet ja keevitamismoodus. Tabelis 19 on toodud õmbluse löögitugevused olenevalt kasutatavast elektroodist ja keevitamise moodusest.

Tabel 19.

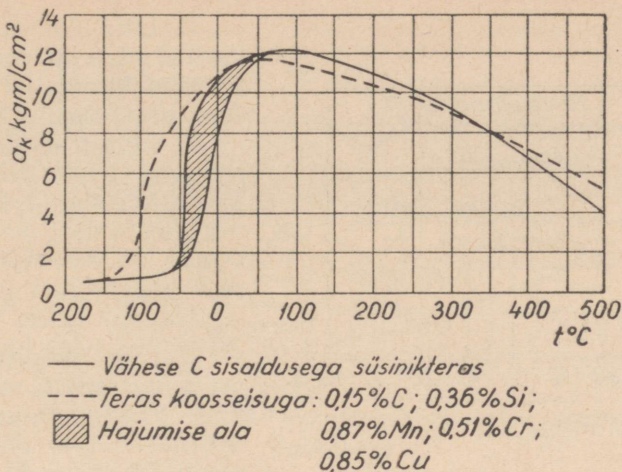
Keevitamismoodus ja elektroodi nimetus	Elektroodi mark	α_k kgm/cm ²
Käsitsikeevitamine, elektrood — õhukesekatteline	Э-34	0,5—2,5
Käsitsikeevitamine:		
elektrood A-1	Э-34	0,5—1,5
" OMM-2	Э-42	8—16
" OMM-5	Э-42	11,5
" ОМУ-1	Э-50	7—10
" УОНИ-13/45	Э-42А	25 (30)
" УОНИ-13/55	Э-50А	25 (30)
Automaatkeevitamine räbukihi kaitsel	Nr. 1 АН УССР	10—20

Toodud andmeist nähtub, et stabiliseeriva kattega elektroodid tagavad õmbluse jaoks väikese löögitugevuse (0,5—2,5 kgm/cm²), automaatkeevitamine ja kvaliteetelektroodid aga isegi alusmetalli omast suuremaid löögitugevusi.

Tunduv mõju löögitugevusele on temperatuuril. Joonisel 95 on toodud teraste löögitugevuse olenevus temperatuurist.

Jooniselt selgub, et madalail temperatuuridel on teraste löögitugevus palju kordi väiksem.

Liite plastilisi omadusi parandab tunduvalt õmbluste läbisepistamine õmbluse olles veel plastilises olekus ($t > 750^\circ\text{C}$). Nii näiteks omas proovitav põkkliide, mille alusmetalli koosseisus oli 0,1% C ja 0,43% Mn, pärast keevitamist löögitugevust $\alpha_k = 4,9$ kgm/cm². Läbisepistatuna kohe pärast keevitamist temperatuuri juures 750—800° C osutus löögitugevus aga mitu



Joon. 95.

korda suuremaks — 16,3 kgm/cm². Teised mehaanilised omadused — tõmbe-
 tugevus, suhteline pikenemine — jäid ligikaudu endisteks.

Paljud katsed on plastilises olekus tõestanud läbise pistamise soodustavat
 mõju ja seda vahendit võib soovitada kui reeglit liite kvaliteedi tõstmiseks.

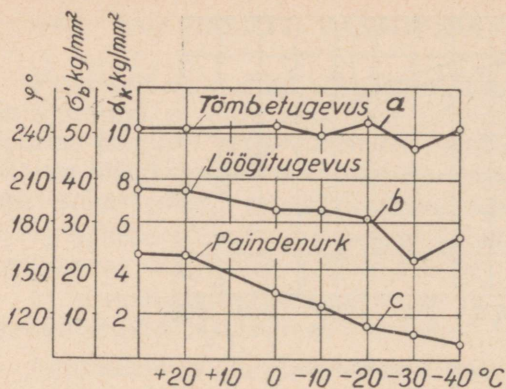
Sageli esineb masinaehituses pidevalt korduv löökkoormus. Analoogili-
 selt sujuvalt vahelduvale koormusele ilmneb ka korduva löökkoormuse
 puhul materjali väsimus. Väsimus seisneb liite katkemises teatud arvu löö-
 kide järel tavalisest löögitugevusest palju väiksema elavjõu mõjul. Kriitili-
 seks löökide arvuks on valitud tavaliselt 1.500.000—2.000.000 ja seda elav-
 jõudu, mis liite toodud löökide arvu intervallis purustab, nimetatakse liite
 löögitugevuspiiriks.

Süsinikteraste jaoks löögitugevuspiiri suurus on ~6% tavalisest ühe-
 kordsest löögitugevusest. Mõnede spetsiaalraste (näit. kroommolübdeen-
 teraste) puhul see % võib olla aga 10—15. Liite vastupidavus korduvaile
 löökidele on oleney üldiselt samadest teguritest kui tavaline kestvustuge-
 vuski (pinnatöötlus, pingekontsentratsiooni efektiivsus jne.). Konstruktoril
 tuleb detaili sageli kontrollida ka vastupanus löögile (stantside ja teiste
 löökkoormusega töötavate masinate dimensioneerimisel).

IX. TEMPERAATUURI MÕJU KEEVISLIITE MEHAANILISTELE OMADUSTELE.

1. Madalate temperatuuride mõju keevisliitele nende keevitamisel.

Rida NSV Liidus teostatud uurimusi lubab teha madalatemperatuuriliste
 keevitustingimuste mõju kohta keevisliitele järgmisi järeldusi.



Joon. 96.

Madalate temperatuuride juures on keevitamist palju raskem teostada kui see on toatemperatuuri tingimuses. Eriti puudutab see rohke süsinikusisaldusega ($C > 0,2 - 0,25\%$) ja legeritud teraseid. Raskusi tekitab nimelt intensiivne keevistsooni jahtumine, mille otseseks tagajärjeks on keevitatud koha kujunemine struktuurilt hapraks. Madalail temperatuuridel keevitades võetakse tavaliselt keevitatud koha jahtumiskiiruse aeglustamiseks tarvitusele rida tehnoloogilisi võtteid, nagu keevitava koha eelnev kuumutamine, õmbluse kihtide eri ladestamismoodus, suur $\frac{q}{v}$ (kus q on vooluallika võimsus ja v — keevitamise kiirus) jne. Pikaajaline inseneripraktika ja Baumani-nimelises Moskva Kõrgemas Tehnikakoolis läbiviidud katsed on näidanud, et madalate temperatuuride tingimuses valmistatud keeviskonstruktsioonid ei jää maha eksploatatsioonikindluselt normaalseis temperatuuritingimuses valmistatud keeviskonstruktsioonidest, kui keevisliites ei ole mõrasid.

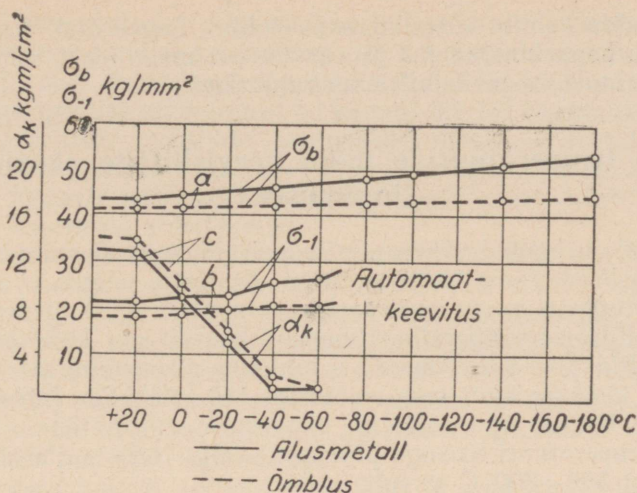
2. Madalate temperatuuride mõju keevisliitele eksploatatsiooni tingimuses.

Paljud keeviskonstruktsioonid asetsevad looduslikes tingimustes ja peavad seetõttu taluma talvega kaasuvaid külmi. Baumani-nimelises Moskva Kõrgemas Tehnikakoolis ja teistes uurimisasutustes madalate temperatuuride juures keevisliidete läbiviidud katsed on näidanud kokkuvõetult järgmist.

1) Liite tõmbetugevus σ_b ja voolavuspiir σ_T vähesel määral suurenevad temperatuuri alanemisel (joon. 97, kõver a).

2) Liite plastilised omadused — suhteline pikenemine δ ja põikkahane mine ψ' temperatuuri alanemisel märgatavalt ei muutu.

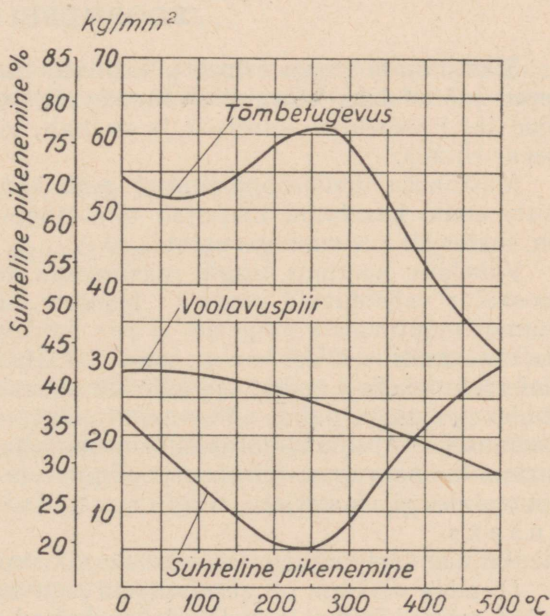
3) Liite kestvustugevus σ_{-1} suureneb temperatuuri alanemisel proportsionaalselt tõmbetugevuse suurenemisega (joon. 97, kõver b).



Joon. 97.

4) Liite löögitugevus α_k väheneb tunduvalt temperatuuri alanemisel (joon. 97, kõver c). Joonisel 97 on toodud paralleelselt õmbluse mehaaniliste omaduste σ_b , σ_{-1} ja α_k kõrval ka alusmetalli (Ст. 3) vastavate mehaaniliste omaduste σ_b , σ_{-1} ja α_k olenevus temperatuurist katsetulemuste alusel.

Võib öelda, et madalail temperatuuridel süsinikteraseist keeviskonstruktsioonide vastupanu löökkoormusele on väga väike. Seetõttu madalate temperatuuride ja löökkoormuse tingimuses töötavate süsinikteraseist konstruktsioonide kujundamisel ja valmistamisel tuleb eriti hoolikalt vältida pingete kontsentratsioonivõimalusi konstruktsiooni õige kujundamise ja keevitamisel õige tehnoloogilise protsessi kasutamise abil.



Joon. 98.

Kõik eelöeldu kehtib süsinikteraste kohta. Legeeritud terased (korrosioonikindlad, happekindlad jt.) ja värvilistest metallidest sulamid taluvad hästi löökkoormust ka madalail temperatuuridel.

3. Kõrgete temperatuuride mõju keevisliitele eksploatatsiooni tingimuses.

Joonisel 98 on toodud vähese süsinikusisaldusega süsinikteraste mehaaniliste omaduste olenevus temperatuurist. Jooniselt selgub, et vaadeldavate teraste tõmbetugevus σ_b suureneb temperatuuri tõusuga kuni temperatuurini 250—300° C. Edasise temperatuuri tõusuga kaasub aga juba tõmbetugevuse vähenemine. Plastilised omadused — suhteline pikenemine jt. — vähenevad temperatuuri tõusuga kuni temperatuurini 150—250° C. Edasise temperatuuri tõusuga kaasub aga suhtelise pikenemise järsk tõus. Voolavuspiir σ_T väheneb temperatuuri tõusuga pidevalt — algul küll aeglaselt, aga alates temperatuurist 550—600° C järsult.

Legeeritud teraste puhul ei avaldu kõrgete temperatuuride mõju nii järsult kui süsinikteraste juures, kuid üldiselt halvenevad ka nende mehaanilised omadused.

Kõrgete temperatuuride mõju keevisliitele on analoogne kõrgete temperatuuride mõjuga alusmetallile.

X. KEEVISLIITE VASTUPIDAVUSEST VAHELDUVALE KOORMUSELE.

Staatiline koormus esineb praktiliselt masinaehituses väga harva. Enamikel juhtudel on koormus (väände- või paindemoment, surve- või tõmbejõud jne.) vahelduv suuruselt ja suunalt, kindlas, masina töörežiimist olenevas rütmis.

Masinaosa dimensioneerimisel peab konstruktor neil juhtudel lähtuma mitte enam kasutatud materjali tõmbetugevusest või voolavuspiirist, vaid nn. materjali kehvustugevusest.

Vahelduv koormus tingib masinaosas koormuse muutustega rütmis ja kooskõlas vahelduvaid pingeid. Nendele, sageli väga kiiresti suuruselt ja suunalt muutuvatele pingetele ei pea masinaosa vastu lõpmata kaua, nagu see on staatilisel koormusel, vaid katkeb teatava aja möödudes. Seda materjali omadust teatud aja möödudes järsku katkeda materjali staatilisest tõmbetugevusest palju väiksemate pingete mõjul, nimetatakse materjali väsimuseks. Absoluutsuuruselt suurimat pinget, mille mõjul materjal veel ei purune lõpmata arvu teineteisele järgnevate koormuse vaheldumiste mõjul, nimetataksegi materjali väsimuspiiriks ehk kehvustugevuseks.

Paljude kehvuskatsete tulemuste võrdlemisel on selgunud, et:

- 1) mida väiksem on absoluutsuuruselt suurim pinge ja
- 2) mida lähemal teineteisele asetsevad pingete piirväärtused, millede vahel pinge kooskõlas koormusega muutub, seda suurem on materjali (masinaosa) purunemiseni viiv koormuse vaheldumiste arv.

Veel on kestvuskatseist selgunud, et kui terasest proovikeha ei katke vahe'duva koormuse mõjul kohe pärast 10^7 koormuse vaheldumist, siis suudab ta taluda neid praktiliselt lõpmata kaua. Seepärast mistahes terasemärgi kestvustugevuse määramisel ka kunagi üle 10^7 koormuse vaheldumise ei tekitata. Värvilistel metallidel analoogilist olenevust arvuliselt nii väikeses koormuse vaheldumiste alas veel pole, ja selleks, et leida, kas katsukeha ka tegelikult lõpmata palju koormuse vaheldumisi talub, tuleb tekitada isegi kuni $50 \cdot 10^7$ koormuse vaheldumist.

Kiires rütmis vahe'duva koormuse puhul tekib murre järsku, ilma et enne ilmneks märgatavaid deformatsioone. Tekkiv murre sarnaneb hapra materjali murdega ja seda isegi plastiliste materjalide puhul. Hapra murde põhjustab ruumiline pingeolukord materjali nõrgemast kohast (kus esineb pingete kontsentratsioon, kristallide desorientatsioon või mõni muu sisestruktuuri defekt) algava ja pidevalt üle põiklõike leviva prao põhjas. Selle prao tekkimise ja levimise keerulist füüsikalist protsessi nimetataksegi tugevusõpetuses materjali väsimiseks.

Laboratoorsed katsed normaalmõõteliste ja poleeritud pindadega terasest proovikehadega on andnud sümmeetriliselt vahelduval koormusel keskmisiks kestvustugevusiks:

1) painde puhul

$$\sigma_{-1p} \approx 0,4\sigma_b$$

2) tõmbe-surve puhul

$$\sigma_{-1t} \approx 0,7\sigma_{-1p} = 0,28\sigma_b$$

3) väände puhul

$$\tau_{-1} \approx 0,55\sigma_{-1p} = 0,22\sigma_b$$

Pulseeruval koormusel on laboratoorseil katseil saadud normaalmõõdetega ja poleeritud pindadega terasest proovikehade keskmisiks kestvustugevusiks:

1) painde puhul

$$\sigma_{0p} = 0,6 \cdot \sigma_b$$

2) tõmbe-surve puhul

$$\sigma_{0t} = 0,52\sigma_b$$

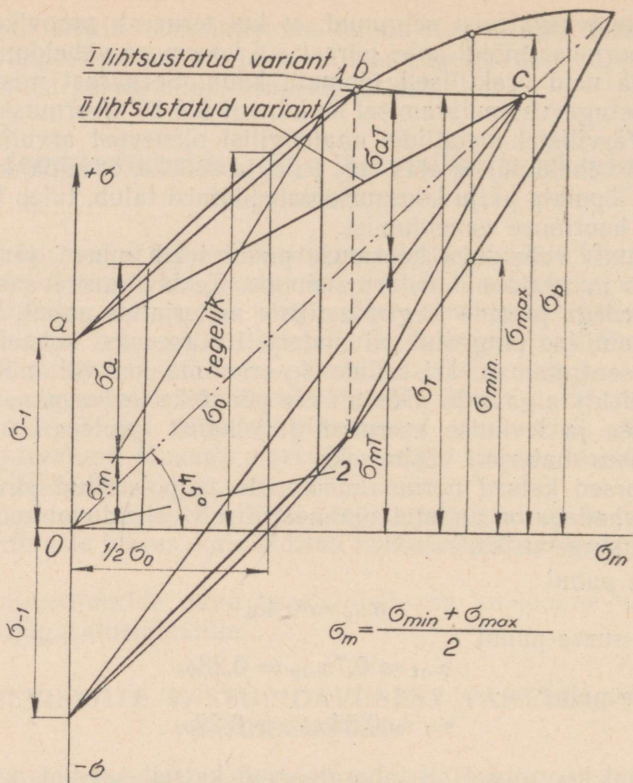
3) väände puhul

$$\tau_0 = 0,32\sigma_b$$

Praktikas võib kohata aga sageli koormusi, mis ei tekita ei sümmeetrilisi ega pulseeruvaid pingetsükleid, vaid just vahepealseid. Neil juhtudel toimub masinaosa kestvustugevuse määramine vastavat materjali katsetades saadud andmete alusel konstrueeritud nn. kestvustugevuse diagrammist, mille üks lihtsustatud variante on kujundatav ainult kahe proovimiseandme — voolavuspääri ja sümmeetrilisele pingetsüklile vastava kestvustugevuse järgi (joon. 99).

Joonisel 100a on toodud näitena kestvuskatsel saadud andmete baasil kujundatud materjali kestvustugevuse diagramm.

Joonisel 100b on toodud normaalproovikeha kuju. Joonisel 101 on kujutatud vahe'duva koormuse kolm võimalikku juhtu — sümmeetriliselt vahelduv (joon. 101a), pulseeruv (joon. 101c) ja nende vahepealne (joon. 101b).



Joon. 99.

Joonisel 101 toodud pingetsüklid on jaotatavad kaheks liidetavaks — staatiliseks ja sümmeetriliselt vahelduvaks dünaamiliseks osaks.

Toodud tsüklite staatilise osa määrab tsükli keskmist pinget kujutav joon *a* ja selle osa väärtuseks on tsükli keskmise pinge väärtus, mis on võrdne

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{max} + \sigma_{min}}{2}$$

Toodud tsüklite dünaamilist osa kujutab keskmist pinget määrava joone suhtes sümmeetriliselt kõikuvate pingete tegelik kulgjoon *b* ja seda osa iseloomustava karakteristiku — pingeväljalöögi — väärtuseks on

$$\sigma_a = \frac{\sigma_{max} - \sigma_{min}}{2}$$

Pingeväljalööki σ_a nimetatakse pingetsükli dünaamilise osa amplituudiks.

Suuruste σ_a ja σ_m omavahelisel suhtel on eriline tähtsus, kuna igale kindlale nende omavahelise suhte väärtusele vastab ka kindel kestvus-
tugevus.

Seda suhet $\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_m}\right)$, arvestades tema sisulist tähtsust, nimetatakse p i n g e -
tsükli karakteristikuks ja tähistatakse tavaliselt tähega k .

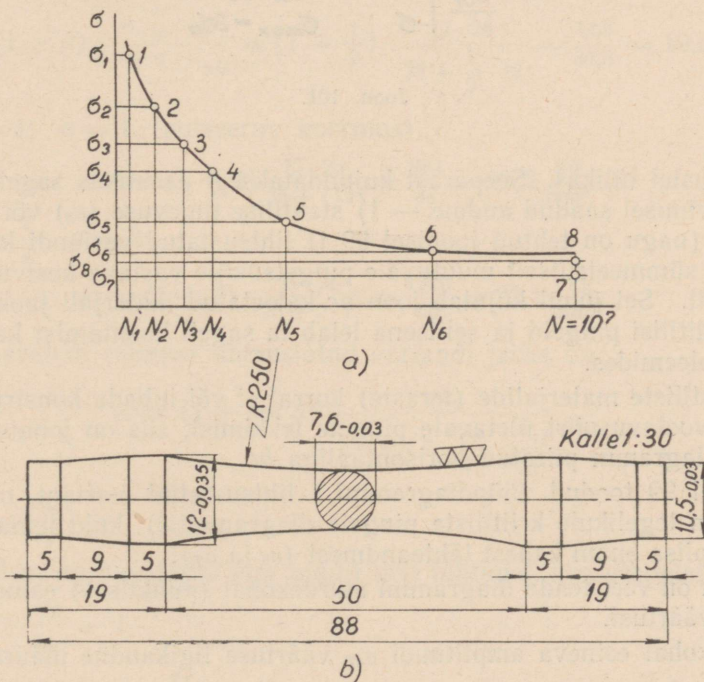
Olenevusele $\sigma_f = f\left(\frac{\sigma_a}{\sigma_m}\right)$ rajaneb ka joonisel 99 kujutatud diagrammi
konstruktiivne ülesehitus.

Nimelt kujutatakse siin katsetatavale materjalile või detailile mõjuv iga
erinev pingetsükkel kahe punktiga.

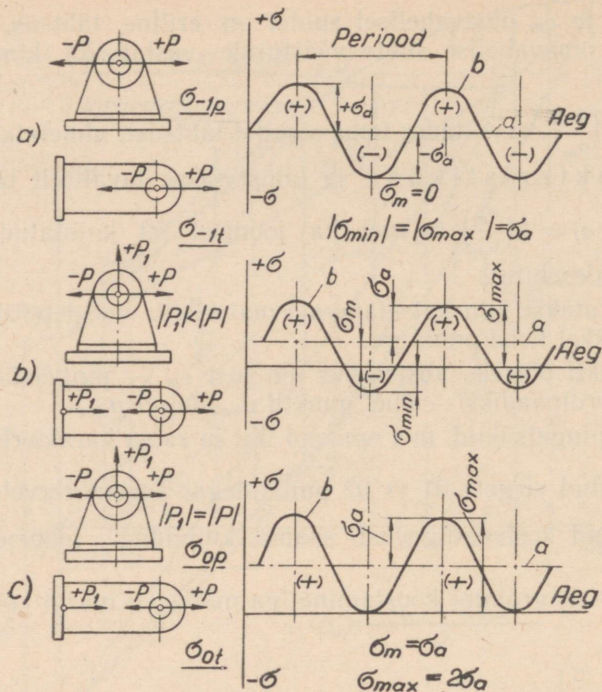
Mõlema punkti ühiseks abstsissiks on just σ_m — pingetsükli staatilise
osa väärtus ja ordinaadiks — ühel punktil σ_{max} teisel p_{min} .

Nii on kõik pingetsüklid, mis omavad üht ja sama karakteristikut k , dia-
grammis määratud sirgete 01 ja 02 punktidega. Teades tervele $\frac{\sigma_a}{\sigma_m}$ suhete
seeriale vastavaid kestvustugevusi, saame kujundada joonisel 99 toodud
tüüpdiagrammi.

Täpse sellise diagrammi koostamine iga materjali margi kohta on tehni-



Joon. 100.



Joon. 101.

listel põhjustel tülikas. Seepärast kujundataksegi praktikas sageli see vaid kahe proovimisel saadud andme — 1) staatilise tugevuse (σ_b) või voolavuspiiri (σ_T) (nagu on tehtud joonisel 99 II lihtsustatud variandi kujundamisel) ja 2) sümmeetriliselt muutuvale pingetsüklile vastava kestmistugevuse (σ_{-1}) baasil. Sel juhul kujutab joon *ac* katsetatud materjali jaoks ohtlikke ehk nn. kriitilisi pingeid ja sellisena leiab ta sageli kasutamist ka lubatava pinge probleemides.

Et plastiliste materjalide (teraste) korral ei või lubada konstruktsioones materjali voolavuspiiri ületavate pingete tekkimist, siis on joonisel 99 toodud tüüpdiagramm piiratud horisontaaliga *bc*.

Joonisel 99 toodud tüüpdiagrammi I lihtsustatud variant on täpsem (lähedasem tegelikule kriitiliste pingete diagrammile), kuid tema kujundamiseks ei piisa enam kahest lähteandmest (σ_b ja σ_T).

Vajalik on veel teada diagrammi murdekohal (punktis *b*) esineva amplituudi σ_{aT} väärtust.

Murdekohal esineva amplituudi σ_{aT} väärtuse ligikaudne määramine toimub suhte $\frac{\sigma_{aT}}{\sigma_{-1}} = \gamma_T$ alusel, kus γ_T ja σ_{-1} peavad olema teada.

Olenevalt deformatsiooni liigist omab γ_T järgmisi keskmisi väärtusi.

	süsinikteras	spetsiaalteras
tõmme-surve	0,90	0,72
paine	0,90	0,66
vääne	1,0	0,92

Kui lähtuda II lihtsustatud variandi geometriast, saame mistahes pingetsüklile vastava kestvustugevuse arvutamiseks tuletada alljärgneva seose:

$$\sigma_f = (1 + a) \frac{\sigma_{-1} \cdot \sigma_T}{\sigma_T + a\sigma_{-1}},$$

kus a on võrdne $\frac{1}{k}$.

N ä i d e: Laboratooriumis saadi poleeritud katsekehaga katsetades materjali kestvustugevuseks sümmeetriliselt vahelduval paindel $\sigma_{-1p} = 17 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$ ja voolavuspiiri väärtuseks $\sigma_T = 26 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}$. Määrata materjali kestvustugevuse pingetsükli jaoks, mille $k = 2$; 4 ja $1/2$.

Lahendus:

$$1) k = 2; a = \frac{1}{2}.$$

$$\sigma_f = (1 + a) \frac{\sigma_{-1p} \cdot \sigma_T}{\sigma_T + a \cdot \gamma_{-1p}} = \left(1 + \frac{1}{2}\right) \cdot \frac{17 \cdot 26}{26 + \frac{1}{2} \cdot 17} = \frac{663}{34,5} = 19,2 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}.$$

$$2) k = 1; a = 1 \text{ (pulseeruv koormus).}$$

$$\sigma_f = (1 + 1) \frac{17 \cdot 26}{26 + 1 \cdot 17} = \frac{884}{43} = 20,5 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}.$$

$$3) k = \frac{1}{2}; a = 2.$$

$$\sigma_f = (1 + 2) \cdot \frac{17 \cdot 26}{26 + 2 \cdot 17} = \frac{1326}{60} = 22,1 \frac{\text{kg}}{\text{mm}^2}.$$

Arvutusvalem esimese lihtsustatud variandi jaoks on

$$\sigma_f = (1 + \cot \beta) \frac{\sigma_{-1}}{1 + \cot \beta \frac{\sigma_{-1} - \sigma_{aT}}{\sigma_T - \sigma_{aT}}},$$

$$\text{kus } \cot \beta = \frac{\sigma_m}{\sigma_a}.$$

See valem on kasutatav aga ainult neil juhtudel, kus pingetsükli karakteristik $k > \frac{\sigma_T}{\sigma_{mT}} - 1$.

Juhtudel, kus $k < \frac{\sigma_T}{\sigma_{mT}} - 1$, on kriitiliseks pingeks püsivalt voolavuspiiri σ_T (tüüpdiagrammi I lihtsustatud variandis ala bc).

Kui eeltoodu põhjal võiks arvata, et praktiline masinaosa õige kestvus-
tugevuse määramine on teostatav selle valmistamiseks kasutatud materjali
laboratoorsete katseandmete ja nende abil konstrueeritud kestvustugevuse
diagrammi baasil, siis ei ole see tegelikult kaugeltki veel võimalik. Masina-
osa kestvustugevuse kindlaksmääramise muudab komplitseerituks asjaolu,
et selle kestvustugevus oleneb peale materjali pingetsükli iseloomu ka veel
paljudest teistest teguritest, nagu:

1) pingete kontsentratsiooni suurusest ja selle efektiivsest mõjust (ehk
teiste sõnadega masinaosa kujust),

2) masinaosa mõõteist,

3) masinaosa pindade töötlemisviisist, töötlemiskiirusest ja isegi suu-
nast,

4) masinaosa termilisest järeltöötlemisest (pehmeks hõõgutamine,
tsementiitumine, nitreerimine jne.).

Kuna kirjanduses toodud materjalide kestvustugevused on saadud mõõ-
teilt väikeste, poleeritud pindadega ja kogu ulatus-
ses enam-vähem konstantse ristlõikega proovikeha-
dega katsetades, siis ei ole ka mõeldav kestvustuge-
vuste osas laboratoorsete katsetulemuste otsene
kasutamine nii suuruselt, kujult kui ka töötlemise
viisilt normaalproovikehast erinevate masinaosade
puhul. Neid laboratoorseid katseandmeid kasutatakse arvutuses vaid
kaasandmeina, milliseid korrigeeritakse vastavalt kestvustugevust mõjuta-
vatele erinevustele normaalse proovikeha ja masinaosa vahel. Korrigeeri-
misel kasutatakse eksperimentaalsete uurimiste abil saadud ja kasutamiseks
süsteemiseeritud andmeid.

Tabelis 20 on toodud keeviskonstruktsioonides enim kasutatavamate
materjalidest proovikehade kestvustugevused.

Tabel 20.

Terase mark		Staatileine tõmbe- tugevus σ_b kg/mm ²	Voolavuspiir σ_T kg/mm ²			Kestvustugevus pulseerival koormu- sel σ_o kg/mm ²			Kestvustugevus sümmeetrilisel koor- musel σ_{-1} kg/mm ²		
ГОСТ- 1050-52 järgi	ГОСТ- 380-50 järgi		Tõm- bel	Pain- del	Vään- del	Tõm- bel σ_{ot}	Pain- del σ_{op}	Vään- del τ_o	Tõm- bel σ_{-1t}	Pain- del σ_{-1p}	Vään- del τ_{-1}
10	Cr. 1	32—42	18	22	11	17	19	10	11	14	7
15	Cr. 2	35—45	20	24	12	18	21	11	13	15	8
20	Cr. 3	40—50	22	26	13	21	24	13	14	17	9
25	Cr. 4	43—55	24	29	14	22	26	14	15	18	10
30	—	48—60	26	31	16	25	29	15	17	20	10
35	Cr. 5	52—65	28	34	17	27	31	17	19	22	11
40	Cr. 6	57—70	30	36	18	30	34	18	20	24	13
45	—	60—75	32	38	19	31	36	19	22	25	13
50	—	63—80	34	41	20	33	38	20	24	27	14

Keevisliidete suhtes on kestvistugevuse küsimus veelgi komplitseeritum, kuna detaili liitekohas kestvistugevuse kindlaksmääramisel tuleb arvestada lisaks vaadeldud tegureile (kujust tingitud pingete kontsentratsioon, töötlemine jne.) veel keevisõmbluse kvaliteediga, mis võib suurelt kõikuda ja põhjustada liite ettearvestamatult väikese kestvistugevuse. Kui õmbluses esinevad defektid staatilisel koormusel märgatavalt ei mõjuta keevisliite tugevust (pingete kontsentratsioon hävib liite töötamisel plastiliste deformatsioonide piirkonnas), siis vahelduva koormuse puhul vähendab liite kestvistugevust tunduvalt juba kõige väiksemgi õmbluse defekt.

Õmbluse kvaliteet on olenev:

- 1) elektrivoolu liigist (alalis- või vahelduvvool);
- 2) elektrootide katte ja südamiku keemilisest koostisest;
- 3) keeviskraavi töötlemise täpsusest ja pindade puhtusest;
- 4) juurdepääsu võimalusest keevitavale kohale ja keevisõmbluste ruumilisest asetusest.

Joonisel 102 on toodud näiteks lehtterasest keeviskonstruktsiooni osa. On ilmne, et keevitamisevõimalustest olenevalt tagab halvima õmbluse kvaliteedi õmbluse asend 1 ja parima — asend 4. Ligikaudne õmbluste omavahe-line kvaliteedi suhe, kui hinnata õmbluse 4 kvaliteeti võrdseks 1-ga, on:

$$4 : 3 : 2 : 1 = 1,0 : 0,9 : 0,85 : 0,80;$$

5) käsitsikeevitamisel suurel määral ka veel keevitaja vilumusest.

Peale toodud tegurite mõjutavad õmbluse kvaliteeti veel terve rida tehnoloogilisi tegureid, milledest tähtsamad on:

- 1) räbuosakeste ja gaasimullide sissejäämine õmblusesse,
- 2) sulatäitemetalli ja alusmetalli kohati esinev mittetäielik ühtekeevitumine ja

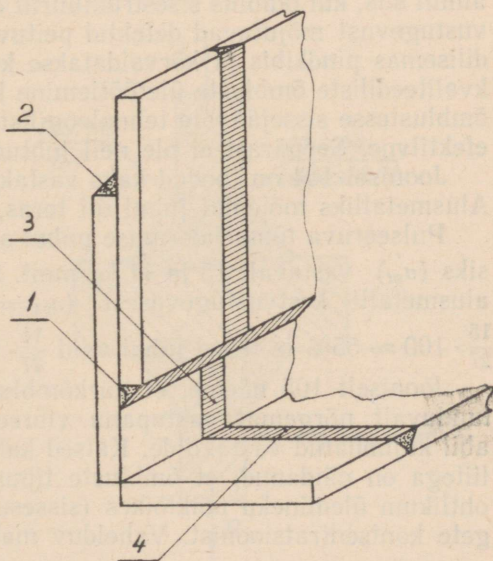
3) õmbluse servale sissesulav väike soonekene.

Need kolm võimalikku tehnoloogilist defekti on otseselt pingete kontsentratsiooni koldeiks.

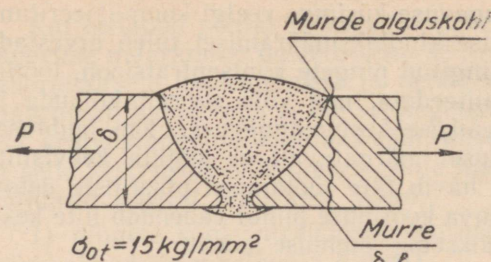
Peale õmbluse kvaliteedi, mis on olulisim, on keevisliite kestvistugevus veel õmbluse tüübist ja nii õmbluse kui ka kogu liite (konstruktsiooni) kujunduslikust küljest.

Joonisel 103 on toodud kaks põkkliidet, mis erinevad teineteisest vaid selles, et ühe liite õmblus on vastaspoolelt (õmbluse tipupoolsest küljelt) tugevdatud (järelkeevitatud), teise liite õmblus — mitte. Alusmetalliks mõlemal juhul on teras, mis vastab oma omaduselt Cr. 3-le.

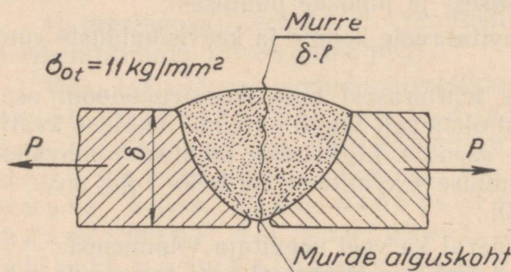
Pulseeruva tõmbekoormuse puhul saadi vaadeldud liidete kestvistuge-



Joon. 102.



Joon. 103a.



Joon. 103b.

vusiks (σ'_{ot}) vastavalt 15 ja 11 kg/mm². Terasest Cr. 3 valmistatud normaalproovikeha vastav kehvustugevus (σ_{ot}) on 21 kg/mm² (vt. tabel 20).

Seega moodustab liite kehvustugevus alusmetalli kehvustugevusest esimesel juhul $\frac{18}{21} \cdot 100 = 86\%$ ja teisel juhul $\frac{12}{21} \cdot 100 \approx 57\%$.

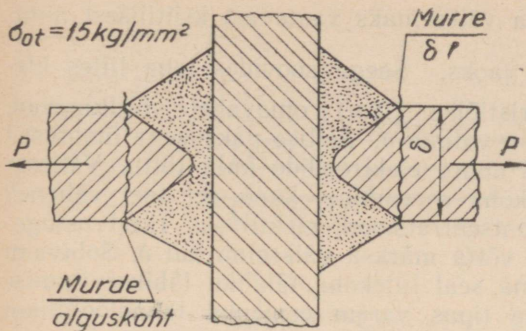
Oluliselt mõjutab keevisliite kehvustugevust keevisõmb'luse hilisem ületöötlemine (freesimine, lihvimine või hõõveldamine), kuna viimane kõrvaldab õmbluse halvakvaliteedilise pindkihi. Ületöötlemise puhul on liite kehvustugevusele vähesel määral mõju avaldavaks ka töötlemise suund; mõjuva jõu suunas ületöödelatud õmbluse puhul võib pöckliite kehvustugevus ulatuda kuni 95%-ni alusmetalli kehvustugevusest.

Peab aga mainima, et õmbluste ületöötlemine osutub mõjuavaldavaks ainult siis, kui õmblus sisestruktuurilt on kvaliteetne, s. t. kui peamised kehvustugevust mõjutavad defektid peituvad õmbluse suhteliselt halvakvaliteedilisemas pindkihis ja kõrvaldatakse koos viimasega ületöötlemisel. Halvakvaliteediliste õmbluste ületöötlemine liite kehvustugevust ei suurenda, sest õmblustesse sissejäävate tehnoloogiliste defektide mõju ei ole sugugi vähem efektiivne. Seepärast ei ole neil juhtudel ületöötlemisel mingit mõtet.

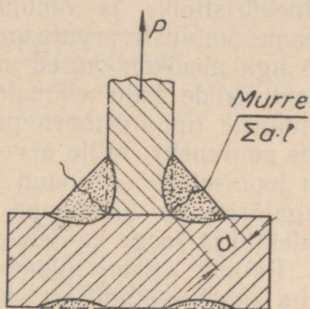
Joonisel 104 on toodud kaks vastak-pöckõmbluste abil kujundatud liidet. Alusmetalliks mõlemal juhul oli teras, mis vastab oma omadusilt Cr. 5-le.

Pulseeruva tõmbekoormuse puhul saadi vaadeldud liidete kehvustugevusi (σ'_{ot}) vastavalt 15 ja 11 kg/mm². Seega moodustas liite kehvustugevus alusmetalli kehvustugevusest ($\sigma_{ot} = 27$, vt. tabel 20) esimesel juhul $\frac{15}{27} \cdot 100 \approx 55\%$ ja teisel juhul vaid $\frac{11}{27} \cdot 100 \approx 41\%$.

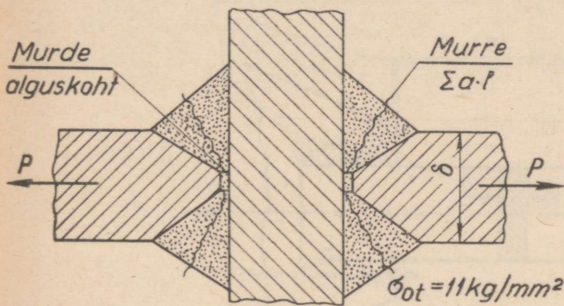
Jooniselt 105 näeme, et nurkõmbluse abil kujundatud vastakliide omab tunduvalt nõrgemat vastupanu vibreerivale koormusele kui pöckõmbluse abil kujundatud vastakliide. Katsed kahepoolset nurkõmblust omava vastakliitega on näidanud, et õmbluste tipus esinev pingete kontsentratsioon on ohtlikum ülemineku pöcklõikes (sissesulanud soonekese alas) esinevast pingete kontsentratsioonist. Vahelduv maksimaalne nimipinge, mida sel juhul keevisõmblused vahelduval tõmbekoormusel lõpmata kaua taluvad ($\frac{P_{max}}{\Sigma a}$),



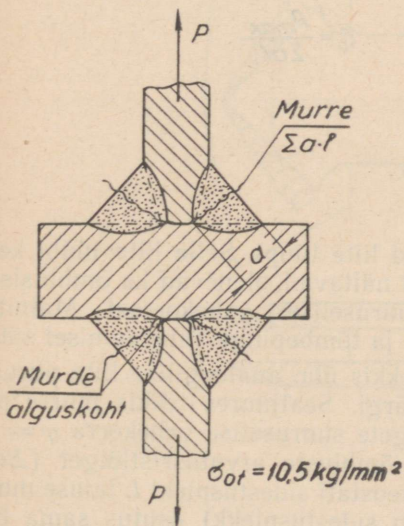
Joon. 104a.



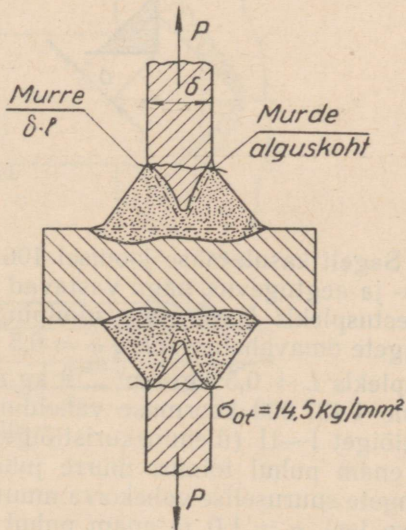
Joon. 105a.



Joon. 104b.



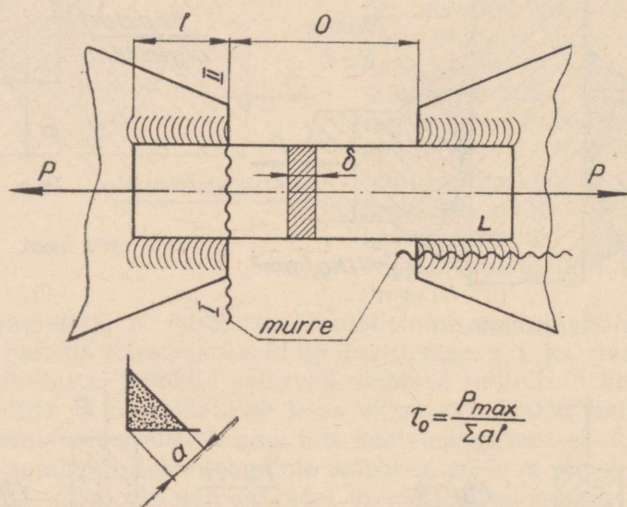
Joon. 105b.



Joon. 105c.

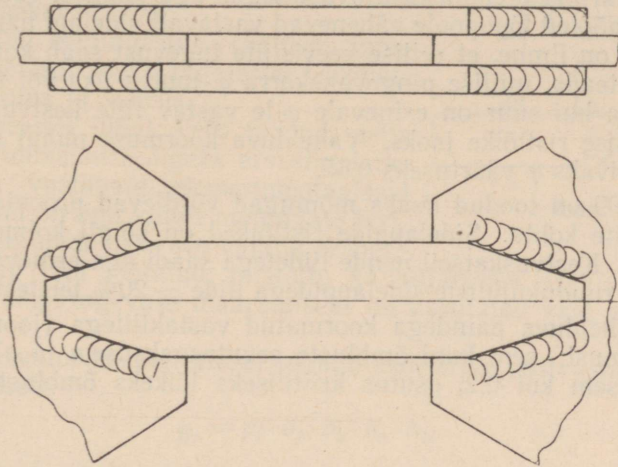
on osutunud keskmiselt kaks korda väiksemaks vastavast kriitilisest nimipingest ($\frac{P_{max}}{\delta \cdot l}$) üleminekuristlõike jaoks. Seega soovides teha liites üleminekuristlõike ja õmbluste üldristlõike (Σal) omavahel võrdtugevad, peame õmbluste arvutuspaksuseks a valima δ . Sellise paksusega õmblused on aga ebaökonoomsed suhteliselt suure elektroodide kulu tõttu. Väheema elektroodide kulu võimaldab liitekooha servamine, kuna sel teel väheneb õmbluste tipus esineva pingete kontsentratsiooni efektiivsus (kestvustugevus suureneb), mille arvel a võib võtta märksa väiksema kui δ . Sobivaim on joonisel 105 c toodud liide, kuna seal liitekooha täieliku läbikeevitumise tagajärjel on hävinenud õmbluste tipus varem esinenud tehnoloogilised defektid ja seega ka nende nõrgestav mõju.

Paljude katsete tulemusena on selgunud, et gaaskeevitamine tagab elektriga kaarkeevitamisest suuremaid kestvus- ja aegtugevusi.

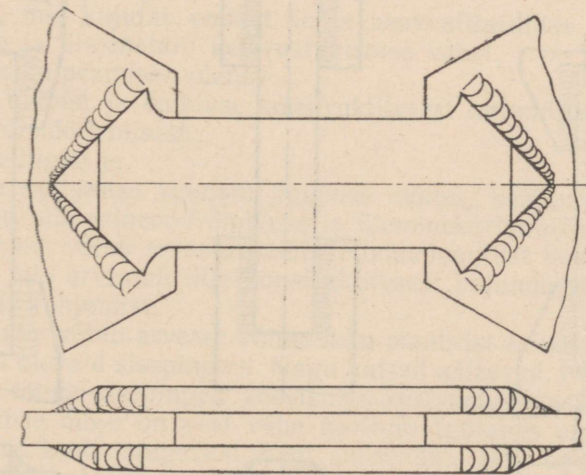


Joon. 106.

Sageli kasutatakse joonisel 106 toodud liite tüüpi. Selle liite tüüpi kestvus- ja aegtugevus, nagu vastavad katsed näitavad, olenevad ka õmblusis ja sidestusplekis L esinevate nimipingete suuruselisest vahekorras. Mainitud pingete omavahelise suhte $\varphi = 0,5$ juures ja tõmbepinge vaheldumisel sidestusplekis $L + 0,5 \text{ kg/mm}^2 \rightarrow 9 \text{ kg/mm}^2$ tekkis ühe analoogilise liite purunemine 1 437 000 koormuse vaheldumise järgi. Sealjuures tekkis murre piki ristlõiget I—II (üleminekuristlõige). Pingete suuruselise vahekorra $\varphi = 1,0$ ja enam puhul toimus murre juba piki õmbluste arvutusristlõiget (Σal). Pingete suuruselise vahekorra muutmine teostati sidestuspleki L laiusse muutmise teel. $\varphi = 1,0$ ja enam puhul (laiem sidestusplekk) osutus sama liite aegtugevus väiksemaks ja seda enam, mida laiem oli sidestusplekk (üldista-



Joon. 107.

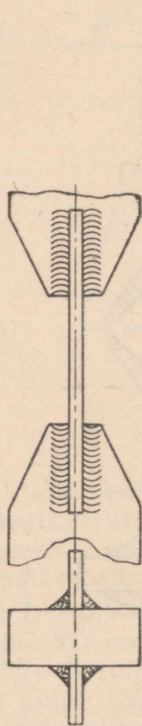


Joon. 108.

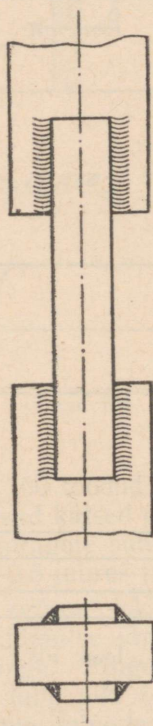
tult on sama maksev ka kehvustugevuste kohta). Veel selgus katseil, et kauguse O suurenemisega liite kehvus- ja aegtugevus suurenesid, kuna jõujoonte kulgevus ühest detailist teise üleminekul muutus sujuvamaks. Sujuva jõujoonte kulgevuse tagavad mõjuva jõu suhtes kaldu asetsevad õmblused (joon. 107). Parima üleminekusujuvuse tagab aga joonisel 108 toodud liide, kus õmbluse mõõdet lõpupoole vähenevad vastavalt sidelapi paksuse vähene-misele. Seega on ilmne, et sellise keevisliite tugevust saab kontrollida vaid juhul, kui on teada, millise pingevahekorra φ juures üks või teine ristlõige on kriitiline ja kui suur on esinevale φ -le vastav liite kehvus- (või aeg-) tugevus kriitilise ristlõike jaoks. Vahelduva koormuse puhul lugeda sellise liite jaoks sobivaks φ väärtuseks 0,65.

Joonisel 109 on toodud lisaks mõningad võrdlevad proovianndmed sama tüüpi keevisliite kohta. Sidelappide ristlõiked on kõigil kolmel juhul oma-vahel võrdsed. Kehevuskatseil nende liidetega saadi aga erinevad tulemused; nimelt osutus ruudukujuliste sidelappidega liide $\sim 20\%$ teistest tugevamaks.

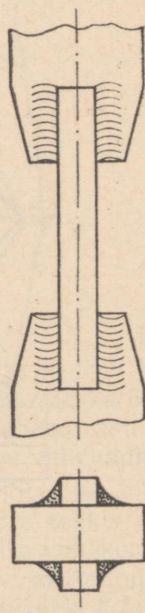
Katseil vahelduva paindega koormatud vastakliitega (joon. 110) saadi järgmisi tulemusi: seni kuni õmbluste arvutuspaksuse a ja pleki paksuse δ suhe oli väiksem kui 0,2, osutus kriitiliseks lõikeks õmbluste üldristlõige



Joon. 109a.



Joon. 109b.



Joon. 109c.

(Σa); $\frac{a}{\delta}$ suhte juures 0,2—0,4 osutusid võrd-
ohtlikeks nii ülemineku- ($\delta \cdot l$) kui ka õmbluste
üldristlõige; suhte $\frac{a}{\delta} > 0,4$ puhul osutus krii-
tiliseks üleminekuristlõige.

4) Võimalik eelpingestus (näiteks oma-
kaalust) ja keevisprotsessi tagajärjel tekkivate
sisepingete jaotus ja suurus.

Igal konkreetset juhul oleks toodud nelja
peamise individuaalsuse õigeks arvestamiseks
vajalik teada vastavaid eksperimentaalseid
andmeid. Täni on aga ainult mõningate levi-
numate liitetüüpide osas see vajalik eksper-
imentaalne külg läbi töötatud, mistõttu ka alljärgnev arvutusmeetod liite
kestvus- (või aeg-)tugevuse määramiseks on kasutatav vaid neil üldisema-
tel juhtudel.

Mainitud arvutusmeetodi alusel toimub keevisliite kestvustugevuse mää-
ramine järgmiselt:

$$p'_f = p_f \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot b_3 \cdot b_4, \quad (53)$$

kus b_1, b_2, b_3 ja b_4 on keevisliite eelpool mainitud nelja peamist spetsiifilist
omapära arvessevõtavad tegurid,

p_f — alusmetalli kestvustugevus,

p'_f — liite kestvustugevus.

Vaatleme eraldi iga tegurit:

b_1 — tegur, mis kujutab endast suhet heakvaliteedilise keevisõmbluse
kestvustugevuse ja alusmetalli kestvustugevuse vahel.

Suhte suurus on peamiselt olenev:

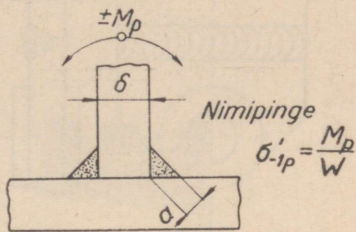
- 1) õmbluse tüübist ja õmbluse konstruktiivsest kujundusest,
- 2) õmbluse ületöötlemisest,
- 3) koormuse liigist ja
- 4) koormuse mõjumise suunast õmbluse suhtes, kusjuures selle suhte
väärtused võivad olla erinevad õmbluse ja üleminekuristlõike jaoks.

b_2 — tegur, mis võtab arvesse õmbluse tehnoloogilist kvaliteeti;

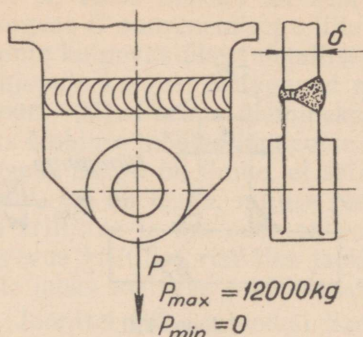
b_3 — tegur, mis arvestab liite konstruktiivsest kujundusest põhjustatud
pingete lokaalset kuhjumist;

b_4 — tegur, mis võtab arvesse võimalikku staatilist eelkoormust ja oma-
vahel tasakaalus olevaid sisepingeid. Nagu katsed näitavad, mõjuvad tõmbe-
eelpingestus ja tõmbe-sisepinged keevisliite kestvustugevust vähendavalt.
Surve-eelpingestuse mõju on veel vähe uuritud. Igatahes on selgunud, et
surve-eelpingestus kestvustugevust isegi suurendab, eriti aga siis, kui see
eelpingestus esineb kohtades, kus väliskoormuse mõjul tekivad suured tõm-
bepingete kontsentratsioonid (õmbluse tipus).

Mõnel juhul tuleb keevisliite dimensioneerida vastupidavana ainult tea-
tud kindlale koormuse vaheldumiste arvule. Sel juhul tuleb arvestada veel
lisategurit b_5 , mis on suurem kui 1 ja mis arvestab liite aegtugevuse ja
kestvustugevuse vahekorda.



Joon. 110.



Joon. 111.

On selge, et toodud meetodi abil liite tegeliku kestvistugevuse määramine on võimalik vaid rikkaliku eksperimentaalse ja süstematiseeritud andmete olemasolul. Mainitud meetodi illustreerimiseks on lahendatud näide.

Näide 16. Joonisel 111 toodud keeviliide on koormatud muutuva tõmbejõuga P , mille suurus vaheldub $0 \rightarrow 12\,000$ kg. Liide on valmistatud terasest Ст. 3 ja põkkõmb-
lus keevitatud kvaliteetelektroodidega kvali-
fitseeritud keevitaja poolt. Põkkõmb-
luse defektne pindkiht on mahatöödeldud. Leida
liite tegelik kestvistugevus σ'_{ot} ja tagavara-

tegur n kui nimipinge $\left(\frac{P_{max}}{\delta \cdot l}\right)$ maksimaalne väärtus on 600 kg/cm^2 .

Lahendus.

$$\sigma'_{ot} = \sigma_{ot} \cdot b_1 \cdot b_2 \cdot b_3 \cdot b_4,$$

kus

$b_1 = 0,8$ (heakvaliteedilise põkkõmb-
luse ja alusmetalli kestvistugevuse
oletatava suhte väärtus),

$b_2 = 1,0$ (õmb-
lus on tehtud kvaliteetelektroodidega ja kvali-
fitseeritud keevitaja poolt. Defektne pindkiht on eemaldatud),

$b_3 = 1,0$ (pinged jaotuvad ühtlaselt),

$b_4 = 0,9$ (esinevad tõmbe-sisepinged).

Tabelist 20 saame, et $\sigma_{ot} = 21 \text{ kg/mm}^2$.

Seega

$$\sigma'_{ot} = 2100 \cdot 0,8 \cdot 1,0 \cdot 1,0 \cdot 0,9 = 1512 \text{ kg/cm}^2$$

ja tagavarategur

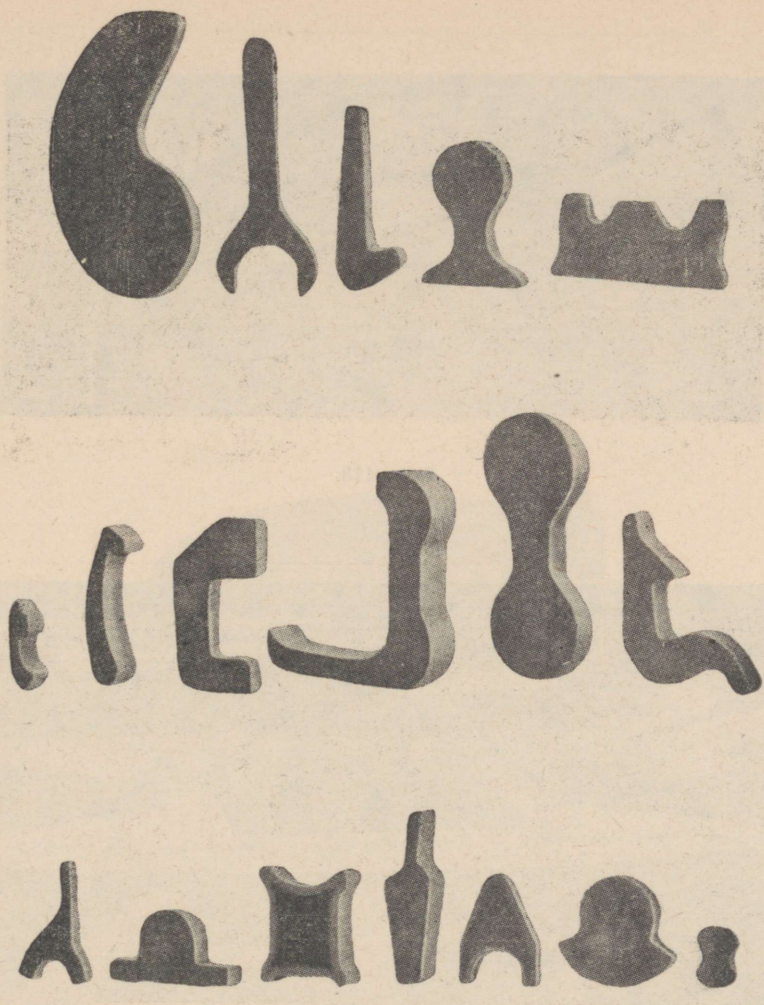
$$n = \frac{\sigma'_{ot}}{b} = \frac{1512}{600} \approx 2,5.$$

XI. KEEVISKONSTRUKTSIOONE ÜLDISES MASINAEHITUSES.

1. Masinaelementide keeviskonstruktsioonidena kujundamise moodused ja põhiprintsiip.

Keeviskonstruktsioonid leiavad masinaehituses viimastel aastatel üha laiemat ja laiemat rakendamist. Keeviskonstruktsiooni ühiks tähtsamaks omaduseks masinaehituses on võimalus kujundada konstruktsioon täiesti erinevate geomeetriliste kujudega elementidest, seejuures ärakasutades olemasolevat valtsitud materjali. Samuti avaneb võimalus jagada konstruktsiooni lihtsateks osadeks ja rakendada nende valmistamiseks erinevat materjali ja ökonoomilisest seisukohast odavamalt valmistamise tehnoloogiat.

Masinaelementide keeviskonstruktsioonidena kujundamise masinaehituses võime jagada järgmistesse gruppidesse:



Joon. 112.

1. Lihtsate masinaelementide ja konstruktsiooni üksikosade valmistamine hapnikuga lõikamise teel.

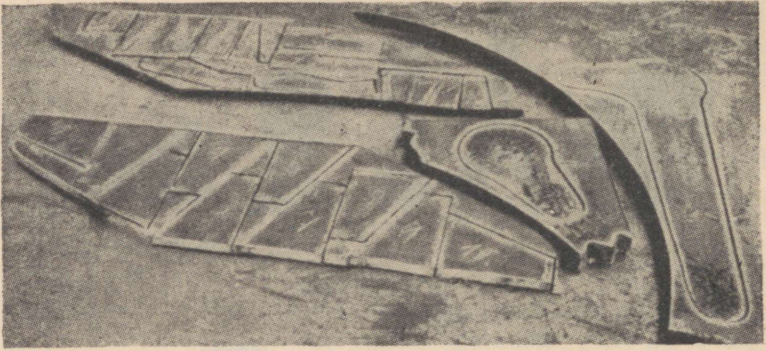
2. Raskete sepi- ja valatiste viimistlemine hapnikuga lõikamise teel.

3. Konstruktsiooni kujundamine valtsitud materjalist (plaadid, profiiliterased) lõigatud üksikosadest, millede juurde võivad liituda ka sepi- või valatud elemendid.

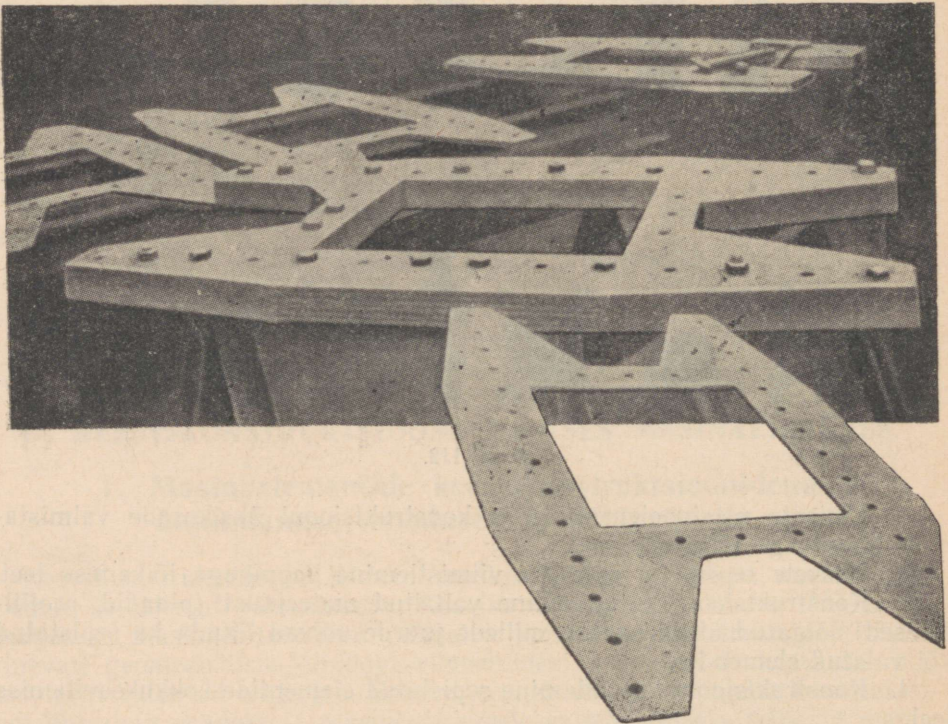
4. Konstruktsiooni kujundamine sepi- ja valatiste elementide kokkukeevitamise teel.

5. Konstruktsiooni kujundamine valatiste kokkukeevitamise teel.

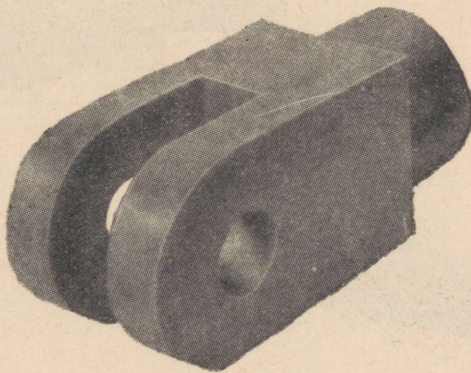
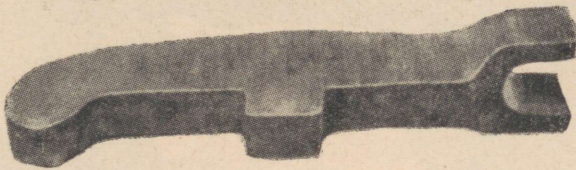
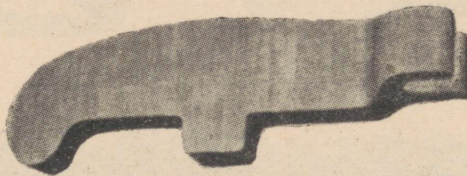
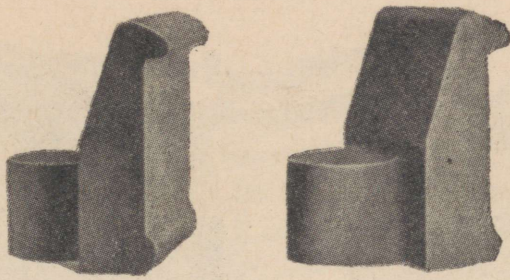
6. Konstruktsiooni kujundamine stantsitud ja valtsitud elementide kokkukeevitamise teel.



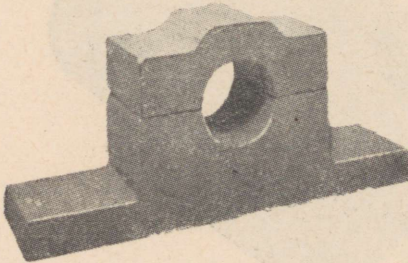
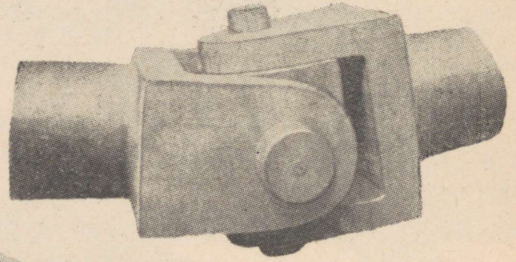
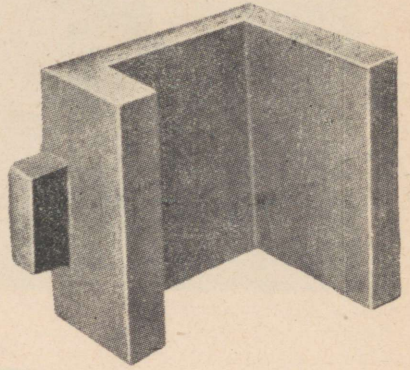
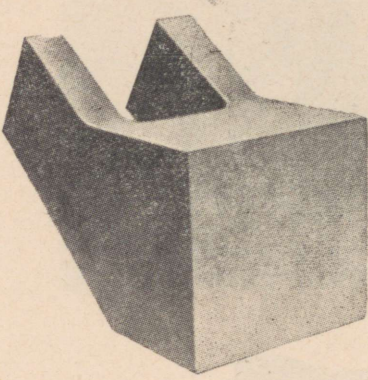
Joon. 113.



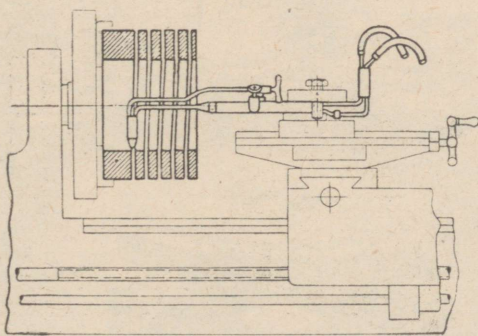
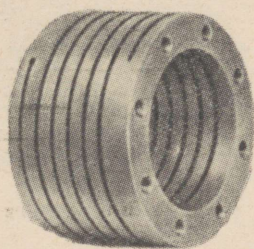
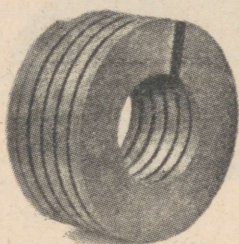
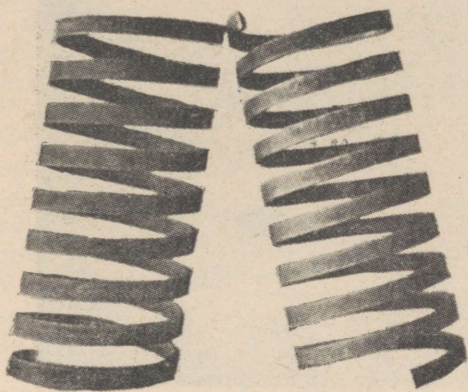
Joon. 114.



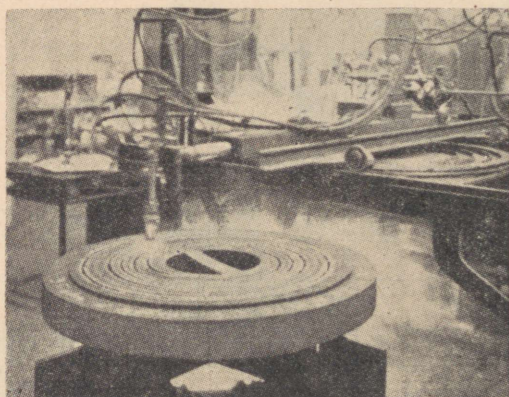
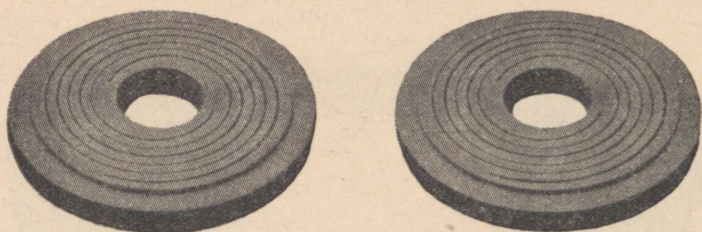
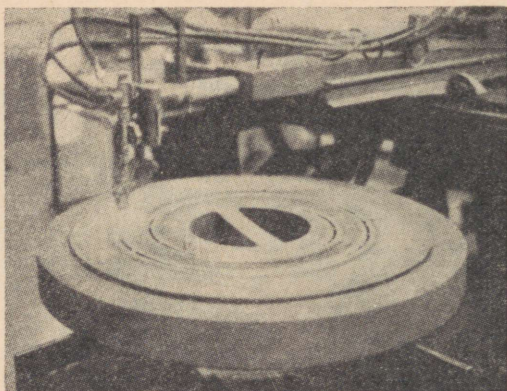
Joon. 115.



Joon. 116.



Joon. 117.



Joon. 118.

1. Detailide valmistamine hapnikuga lõikamise teel on väga laialt levinud moodus, kuna see annab suuri eeliseid materjalide kasutamise täielikkuse, valmistamise aja ja hinna osas, võrreldes detailide valmistamisega sepistamise või valamise teel. Hapnikuga lõikamine võimaldab hõlpsalt valmistada võrdlemisi keerulise konfiguratsiooniga detaile (joon. 112), maksimaalselt kasutada materjali (joon. 113) ja ühesuguse geomeetriselise kujuga elemente valmistada ühe ajaratsiooniga mitu tükki korraga (joon. 114). On võimalik saavutada võrdlemisi kõrge lõikepuhtus, mille tõttu langeb sageli ära mehaanilise töötlemise vajadus.

Joonistel 112 kuni 114 on esitatud ühes pinnas lõigatud detailid.

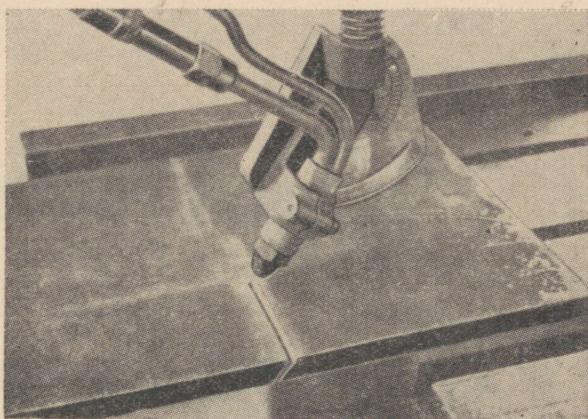
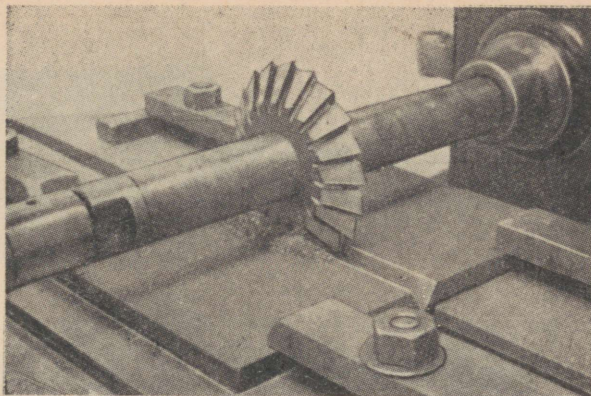
Rakendades hapnikuga lõikamist mitmes pinnas (joon. 115 ja 116), saavutame kiirelt detaili vajaliku konfiguratsiooni suhteliselt suure ökonoomiaga ajas.

Ka suuri, aksiaalseid ja radiaalseid vedrusid on selle moodusega võimalik kerge vaevaga valmistada (joon. 117 ja 118).

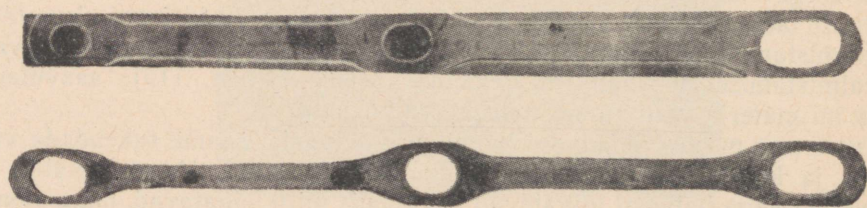
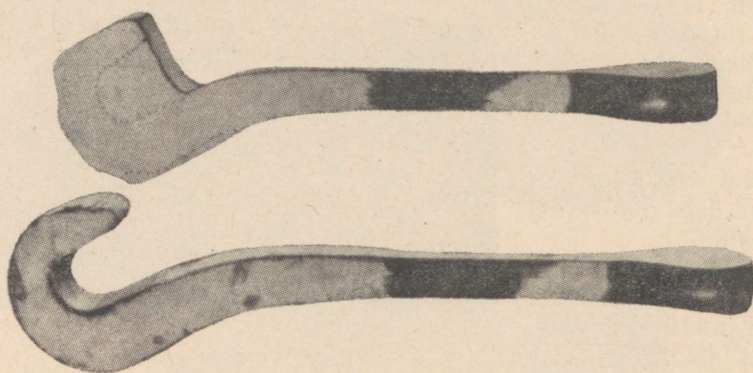
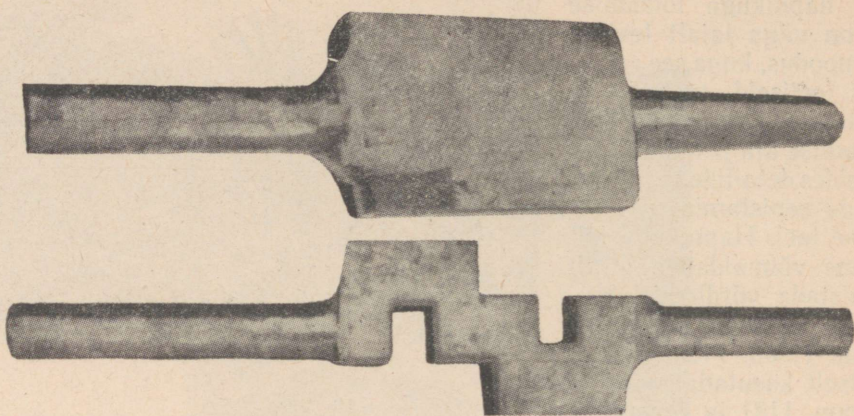
Suurt tähtsust omab hapnikuga lõikamine ka konstruktsiooni elementide ettevalmistamisel keevitamiseks. Edukalt võib seda rakendada pleki servade ettevalmistamisel mehaanilise lõikamise asemel (joon. 119), saavutades seega nii materjali kui ka aja märgatava kokkuhoiu.

Tuleb aga meele pidada, et hapnikuga lõikamist saame rakendada vaid vähese ja keskmise süsinikusisaldusega teraste puhul. Muud metallid on hapnikuga väga halvasti lõigatavad või hoopis mitte lõigatavad. Oma olemuselt terase lõikamine hapnikuga põhineb raua põlemisel puhta hapniku joas. Seega erineb see elekter-kaarleegiga lõikamisest, mille puhul metall ei põle ära, vaid ainult sulatatakse välja kaarleegi soojusega.

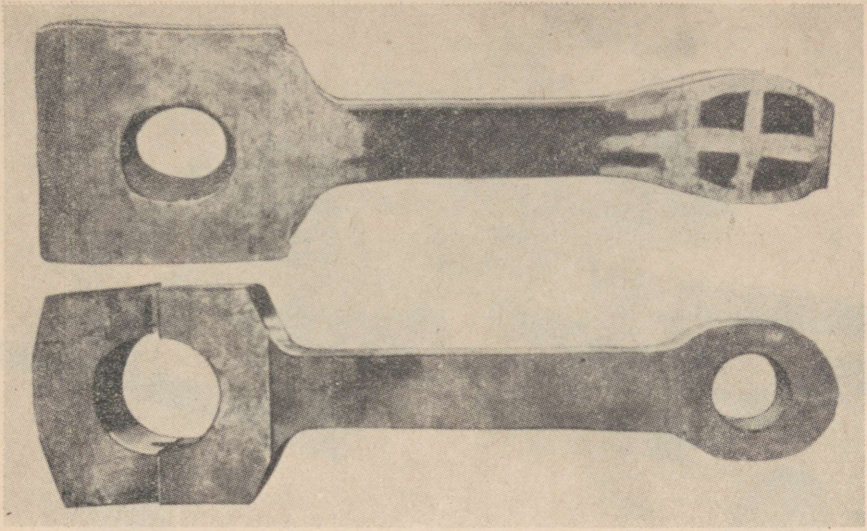
Lõikamine võib toimuda kas käsitsi või automaatselt.



Joon. 119.



Joon. 120.



Joon. 121.

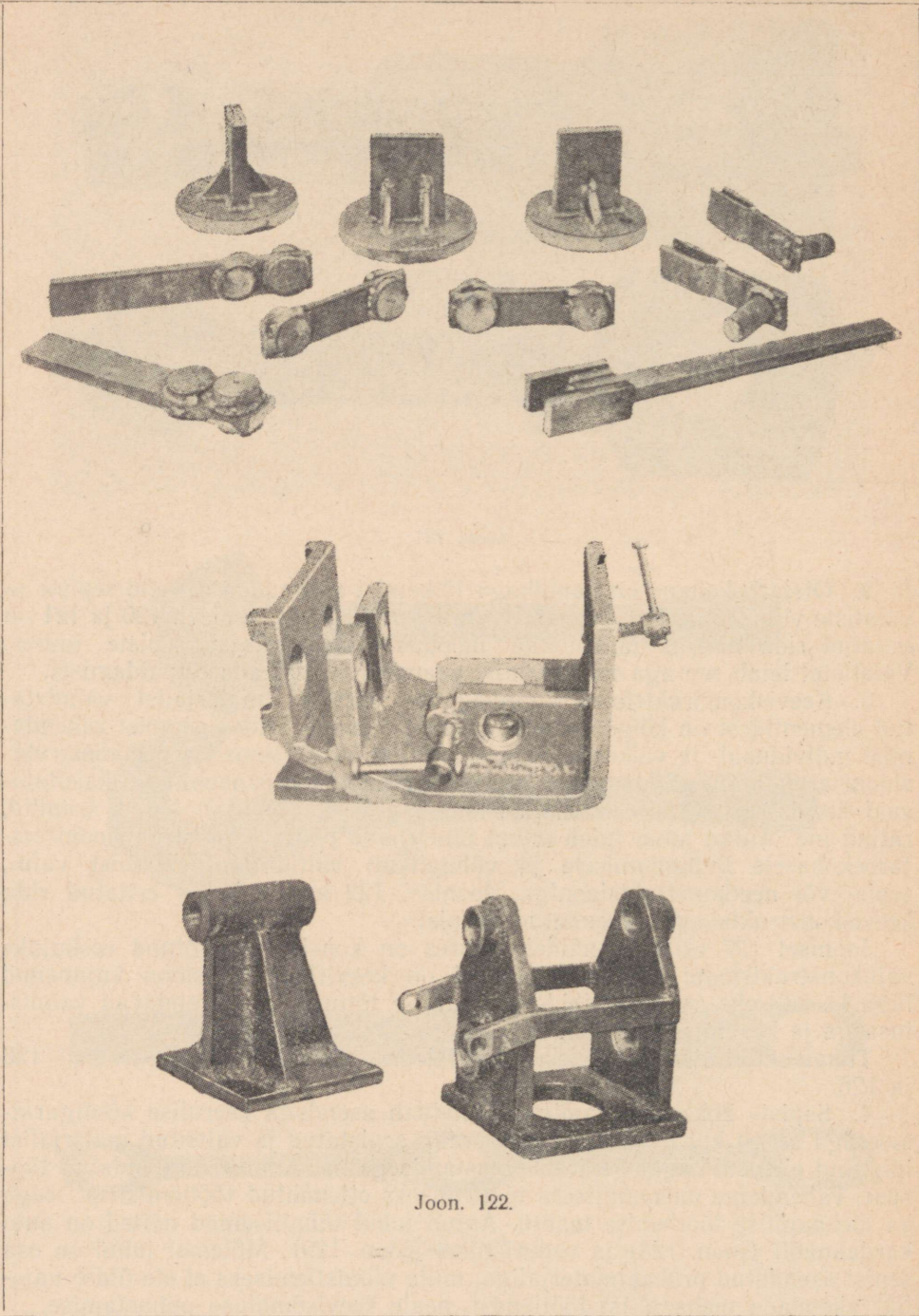
2. Otstarbekohane on hapnikuga lõikamist rakendada raskete sepiste ja valatiste viimistlemiseks enne mehaanilist töötlemist. Jooniseil 120 ja 121 on esitatud rida näiteid tähendatud mooduse kasutamisest sepiste juures. Valatistel leiab see aga rakendamist peamiselt valupeade eemaldamisel.

3. Keeviskonstruktsiooni kujundamine valtsitud materjalist valmistatud elementidest on kõige enam levinenud moodus, leides peamist rakendamist individuaal- ja väikeseerialisel tootmisel valu-, sepis- ja neetkonstruktsiooni asendajana. Siia gruppi kuulub enamus üldmasinaehituses kasutatavaid keeviskonstruktsioone nagu raamid, alused, reduktori kered, trumlid, rattad jne. Antud juhul tuleb erilist tähelepanu pöörata konstruktsiooni otstarbekohasele kujundamisele ja võimalikult vältida sarnastamist valu-, sepis- või neetkonstruktsiooniga. Joonisel 122 kuni 126 on esitatud rida keeviskonstruktsioone tähendatud grupist.

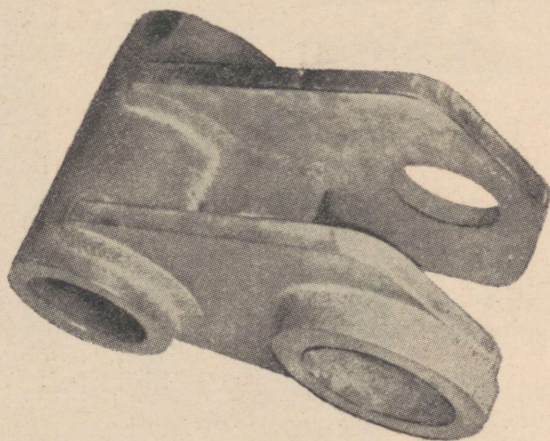
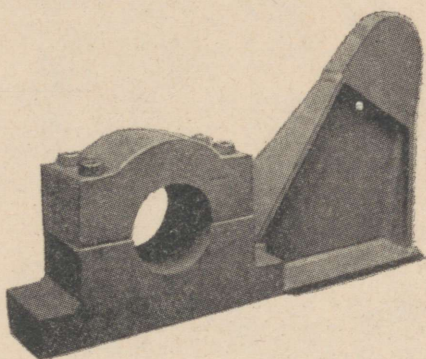
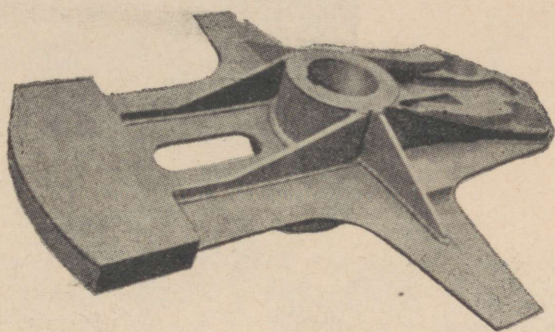
Joonisel 127 esitatud näidete juures on konstruktor võtnud eeskujuks valukonstruktsiooni. Selle tagajärjel on keeviskonstruktsioon kujunenud liiga keeruliseks asjatute ribide kasutamise tõttu, mis suurendavad valmistusaega ja keevitustööde mahtu.

Tüüpiliselt lihtsaid keeviskonstruktsioone esitavad näited jooniseil 125 ja 126.

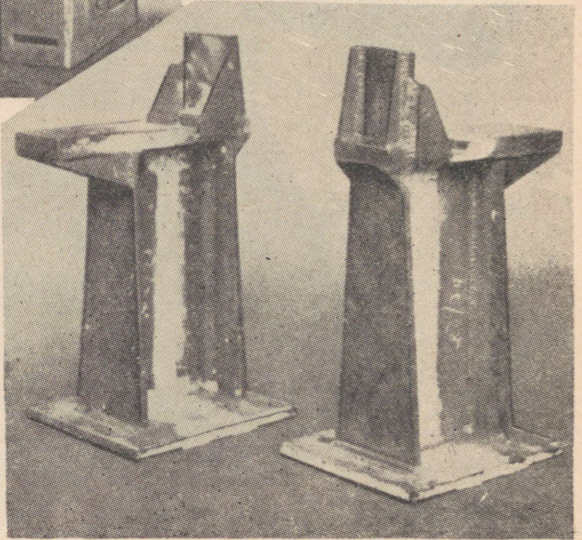
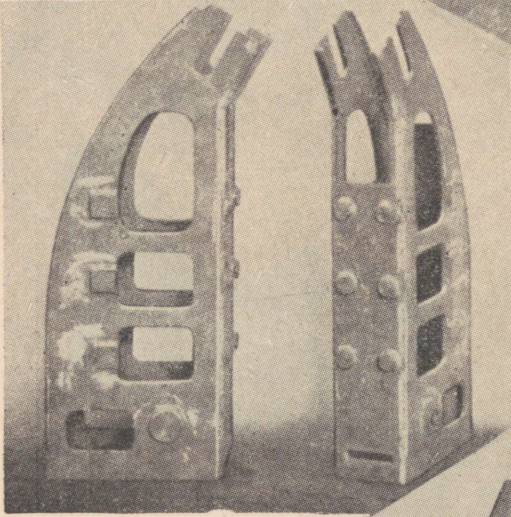
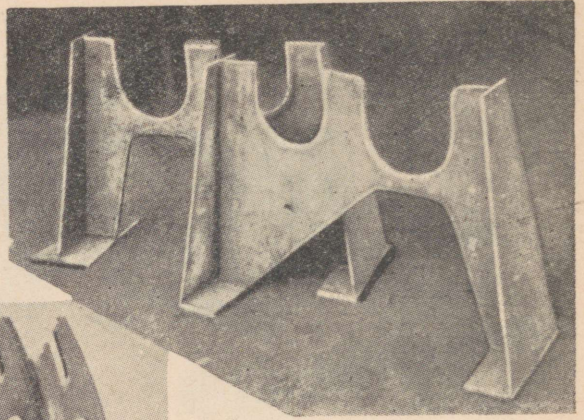
4. Sepiste kokkukeevitamine võimaldab asendada keerulise konfiguratsiooniga sepi kui tervikut mitme, eraldi sepi staatud ja valtsitud materjalist lõigatud elementidega. Sepise lihtsustamisega saavutame kõrgendatud täpsuse, vähendame mehaaniliseks töötlemiseks ettenähtud töötlemislisa, seega ka mehaanilise töötlemise mahtu. Antud juhul tüüpilisemad näited on auto kardaanvõll (joon. 128) ja veduri tiisel (joon. 129). Mõlemal juhul on osa sepi staatud prokaatmaterjaliga, mille viimistlemiseks ei ole üldse vajalik rakendada mehaanilist töötlemist, peale keevisõmbluse puhastamise.



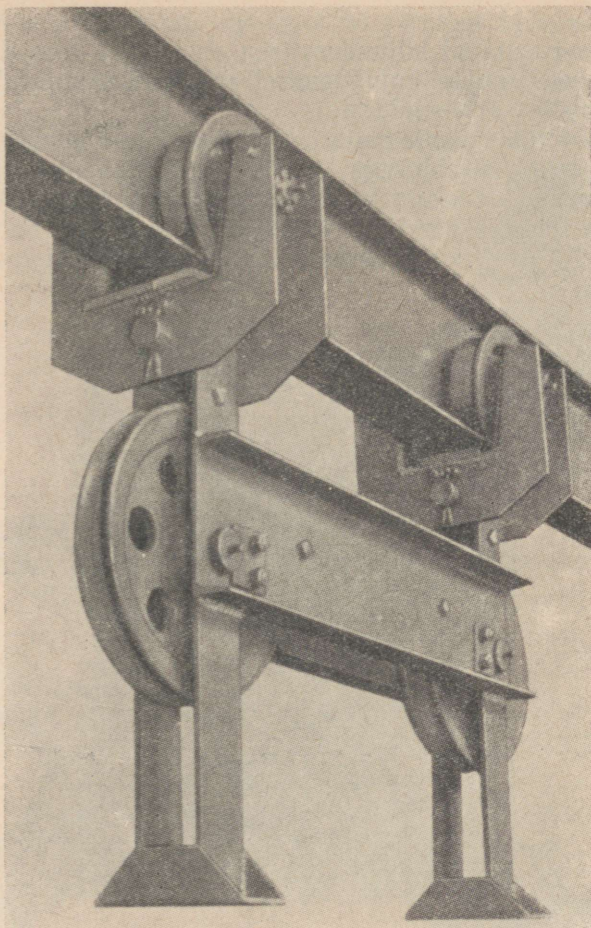
Joon. 122.



Joon. 123.



Joon. 124.



Joon. 125.

Sepise kujundamine liitsepisena võimaldab vähendada ka legeeritud terase kulu, valmistades viimasest vaid eriti vastutusrikkad osad.

5. Analoogiliselt sepistele võib ka keerulisema konfiguratsiooniga valatise keevitamise abil kujundada liitkonstruktsioonina. Antud juhul lihtsustub nii mudeli valmistamine kui vormimise ja valu teostamine. Samal ajal tõuseb aga valu kvaliteet.

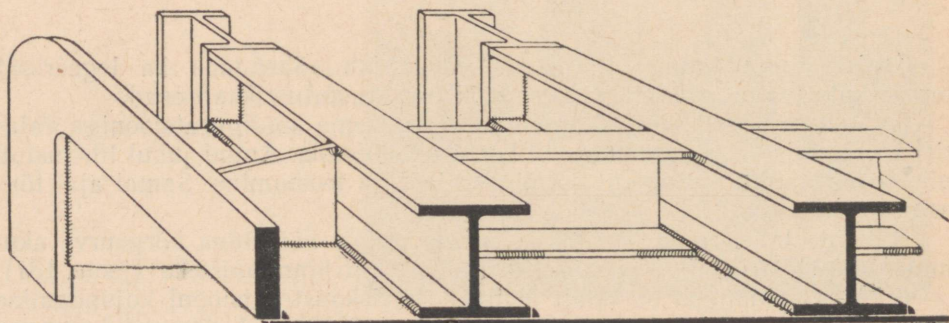
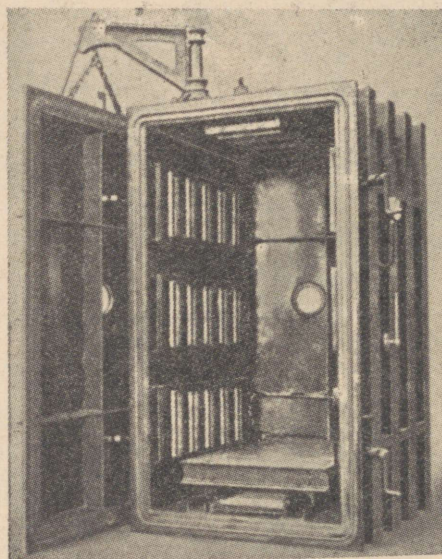
Näiteina tähendatud konstruktsioonide grupis võib tuua kõrgsurve akumulaatori (joon. 130) ja laeva ahtriraami rooli kinnitamiseks (joon. 131).

6. Masstoodangus on laialt levinud keeviskonstruktsiooni kujundamine stantsitud ja valtsitud elementide liitmise teel. Stantsitud elemendid omavad vaatamata väikesele seinapaksusele küllaltki suurt jäikust, võimaldades konstruktsiooni kaalu tunduvalt vähendamist. Tähendatud konstruktsiooni

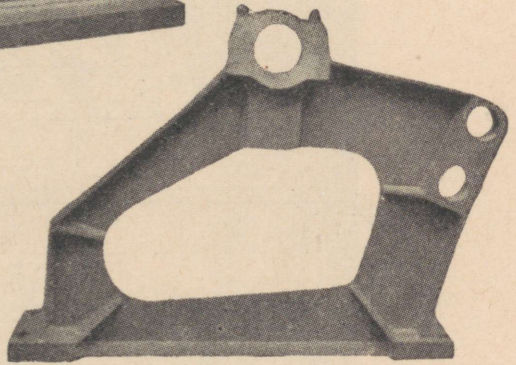
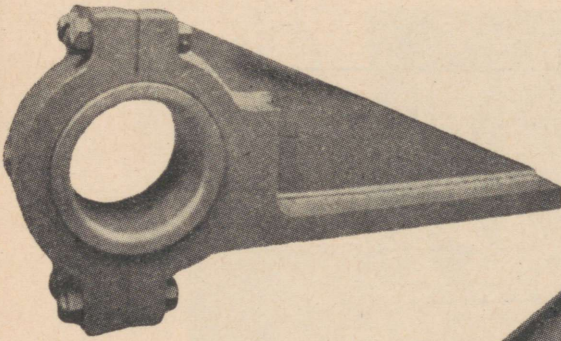
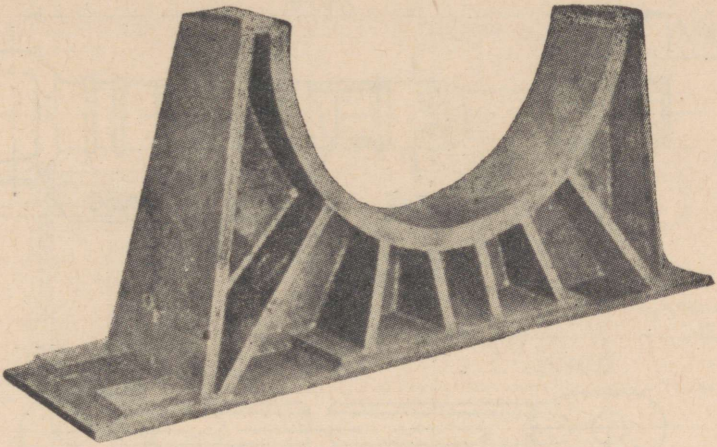
rentaablust määravaks teguriks on toodangu maht ja valmistatavate detailide hulk. Näited esitatud kujundusviisist on toodud joonistel 132 ja 133.

Keeviskonstruktsioonide kujundamisel masinaehituses tuleb juhendada põhiliselt järgmistest printsiipidest.

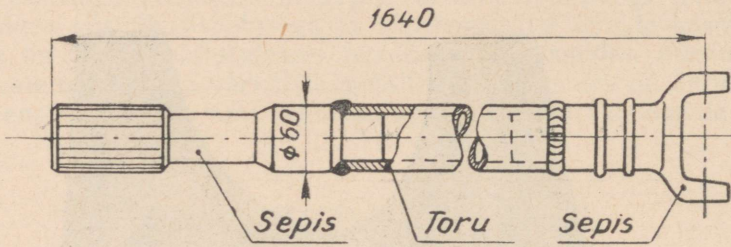
1. Keeviskonstruktsioonile materjali valikul ei tohi mingil juhul piirduda ainult vähese süsinikusisaldusega ja vähelegeeritud teraste kasutamisega, nagu see on tavaks ehitusalastes teraskonstruktsioonides. Masinaehituses kasutatavate mustade ja värviliste metallide markide arv on äärmiselt ulatuslik ja enamuses tuleb neid kasutada ka keeviskonstruktsioonide kujunda-



Joon. 126.



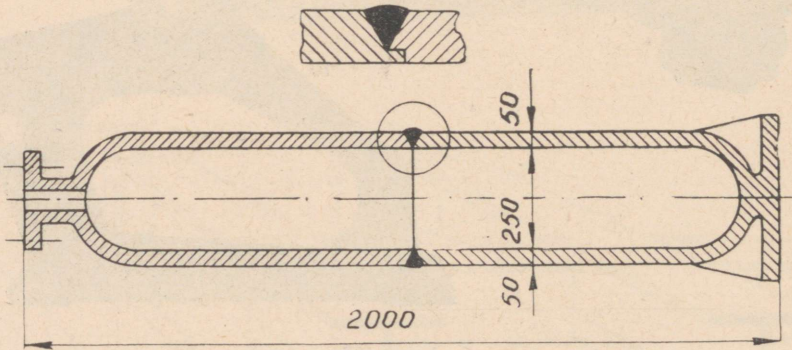
Joon. 127.



Joon. 128.

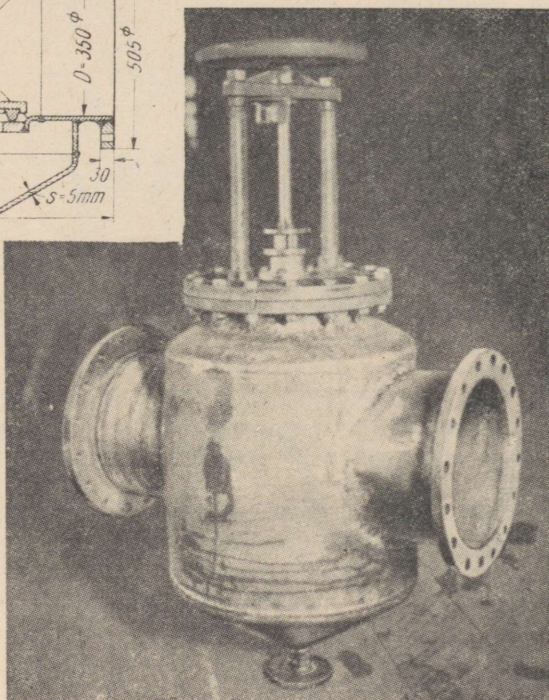
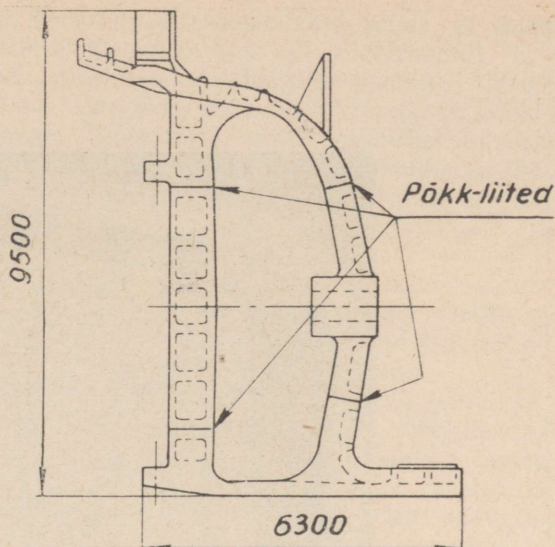
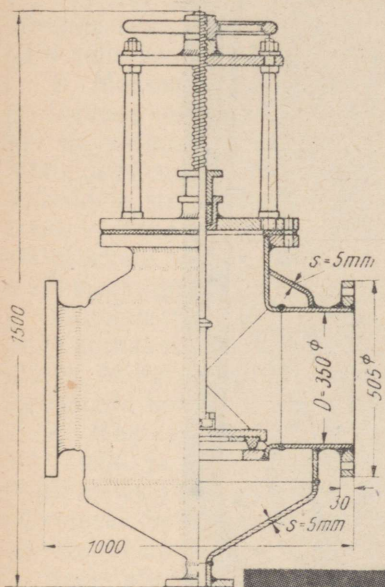


Joon. 129.

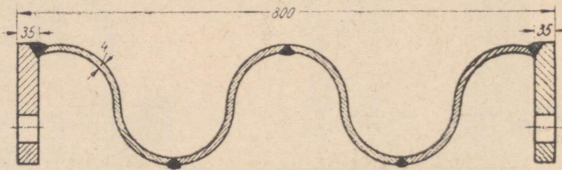
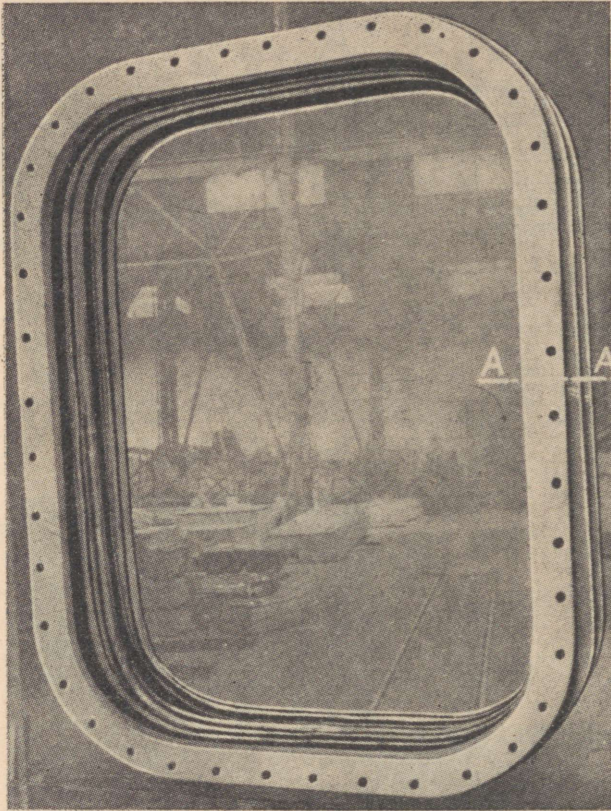


Joon. 130.

Joon. 131.



Joon. 132.



Joon. 133.

misel ja valmistamisel. Erinevus keevitamisel seisab vaid selles, et tuleb õigesti valida keevitamiseks vajalik elektrood ja kate (vt. Elektroodid).

Legeeritud teraste keevitamisel raskendab tehnoloogilist protsessi tähendatud teraste kalduvus karastumisele. Raskused suurenevad tavaliselt konstruktsiooni gabariitide suurenemisega. Selle tõttu osutub otstarbekohaseks, juhul kui peale keevitamist konstruktsiooni gabariitmõõted ei võimalda lõõmutamist, valmistada antud konstruktsioon vähese süsinikusisaldusega või vähelegeeritud terastest. Vastasel juhul tuleb keevitus teostada eel- ja järelkuumendusega.

Keeviskonstruktsioonides kasutatavate terasvalatiste süsinikusisaldust on soovitatav piirata $C \leq 0,25\%$ ehk äärmisel juhul kuni $0,35\%$. Õeldu ei tähenda seda, et terasvalu süsinikusisaldusega üle $0,35\%$, ei ole keevitatav, vaid selle keevitamine on seotud raskustega ja on ebaökoonomne.

2. Masinaehituses kasutatavad keeviskonstruktsioonid peavad peale vastupidavuse mõjuvatele jõududele omama ka suure jäikuse nii tööolukorras kui ka valmistamisel (eriti mehaanilisel töötlemisel). Nad peavad olema tehnoloogilisest seisukohast õigesti kujundatud, s. t. võimaldama rakendada lihtsaid ja suure tootlikkusega tehnoloogilisi protsesse. Tähendatu saavutatakse vastava tugevusarvutuse teostamisega, konstruktiivse kujundusega ja otstarbekate tehnoloogiliste protsesside valikuga, millega välditakse suuremate sisepingete ja pingete kontsentratsioonide tekkimise võimalused.

Valukonstruktsioonide ümberkujundamisel keeviskonstruktsioonideks tuleb silmas pidada kaalu vähendamise võimalusi ja seda eriti malmvalatiste juures. Mingil juhul ei tohi jäljendada kujundamisel valukonstruktsiooni ja samastada konstruktiivset kujundust üldse.

3. Masinaelementide juures omab olulise tähenduse valmistamise täpsus. Jääk- ja sisepinged keeviskonstruktsioonis muutuvad eksploatatsiooni tingimustes ja põhjustavad sellega sageli ebasoovitatavate deformatsioonide tekkimise. Selle vältimiseks tuleb kõrge täpsusklassi järgi valmistatavad keevitatud masinaelemendid enne mehaanilist töötlemist lõõmutada.

Keevitatud masinaelementide mehaanilist töötlemist on üldse soovitatav teostada peale lõõmutamist ja ainult neil juhtudel, kus keevituse teostamise tehnoloogiline protsess on igati läbikaalutud, võib teostada nn. kuuma montaaži, s. t. keevituse teel liita mehaaniliselt etteõeldud elemente.

Mehaanilise töötlemise mahu vähendamine toimub mehaaniliseks töötlemiseks ettenähtud pindade või töötlemisliisade vähendamise teel. Töötlemisliisade vähendamine on võimalik valmistamise täpsuse suurendamisega, mille saavutame mitmesuguste konduktorite ja rakiste kasutamisega keevitamisel.

4. Masinaelemendid sageli ei oma suurt gabariiti, kuid neid valmistatakse massiliselt. Seega tuleb keevitamiseks valida suure tootlikkusega meetodid nagu kontaktkeevitamine, automaatkeevitamine räubukihi all jt.

2. Raamid ja alused.

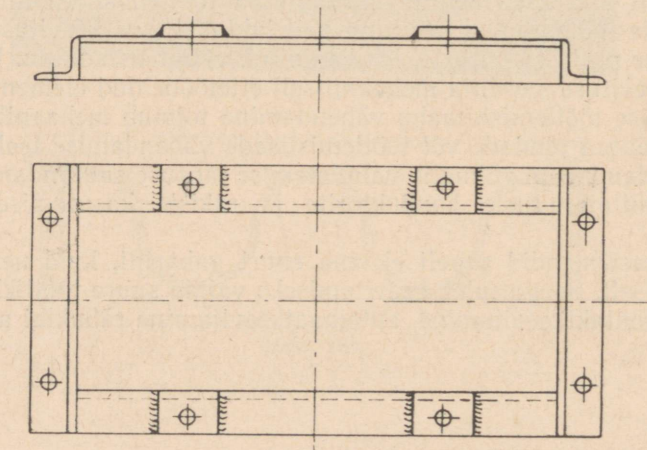
Raamide ja aluste ülesandeks on liita üheks tervikuks üksikud mehhanismi või masina koostisosad ja kanda masina poolt tekitatud tasakaalustamata jõud üle vundamendile või sõiduseadmele. Raamide ja aluste erinevus seisneb vaid selles, et alused on konstruktiivselt enam seotud masinaga kui raamid ja võivad omada võrdlemisi keerukat konfiguratsiooni. Raamid seevastu on põhiliselt lihtsa konstruktsiooniga ja võrreldes enda laiuse ja pikkusega omavad väikest kõrgust.

Tugevusarvutuse seisukohalt kujutavad raamid ja alused jäigalt liidetud talade süsteemi. Nende konstruktiivne kujundus peab kindlustama küllaldase tugevuse ja jäikuse, hõlpsalt võimaldama soovivat mehhanismide kinnitust ja kinnitust vundamendile. Peale tähendatu ei tohi unustada ka raamide ja aluste arhitektuurilist välimust, mis peab harmoneerima masina kui terviku kujundusega ja jätma meeldiva ning puhta ilme.

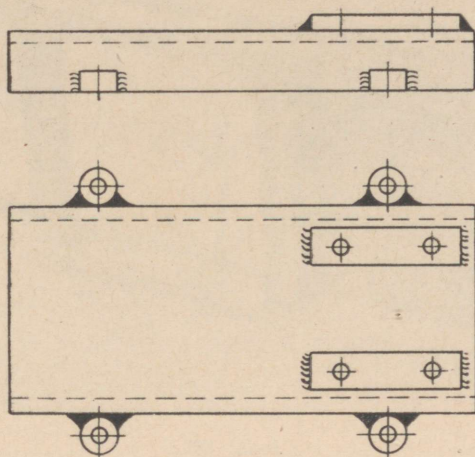
Raamid, olenevalt ülesandest ja nõutavast jäikusest, valmistatakse valtsitud või stantsitud profiilidest või ka lehtterasest. Joonisel 134 on esitatud nurkterasest valmistatud raam elektrimootori kinnitamiseks.

Nagu jooniselt näha, on mootori käppade toetamiseks keevitatud nurkterastele lehtterase tükid. Raam on äärmiselt lihtne, väikese keevitustööde mahuga ja ei vaja mehaanilist töötlemist. Kergete agregaatide juures võib raamina kasutada ka karpterase lõiku, mille külge on keevitatud käpad vundamendipoltide jaoks (joon. 135).

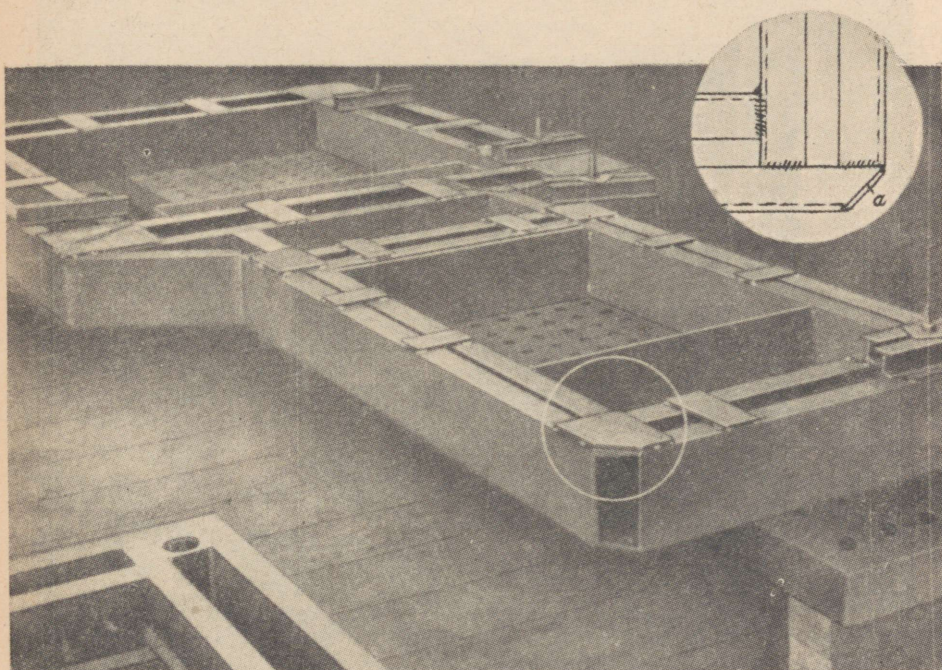
Karp- ja kaksik T terasest kujundatud raamide näited on toodud joonistel 136 kuni 138. Talade omavahelised liited on esitatud joonisel 139. Otstarbekohane on valida liite konstruktsioon sellisena, mis ei vaja eriti keerulist lõiget. Vibreeriva koormuse all töötavate raamide liited tuleb kujundada jäigimatenä, kasutades nurga tugevdamiseks tugevdusplekke (joon. 140).



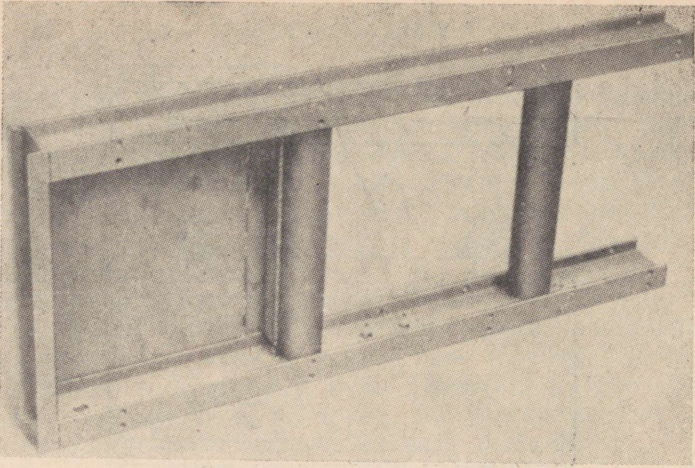
Joon. 134.



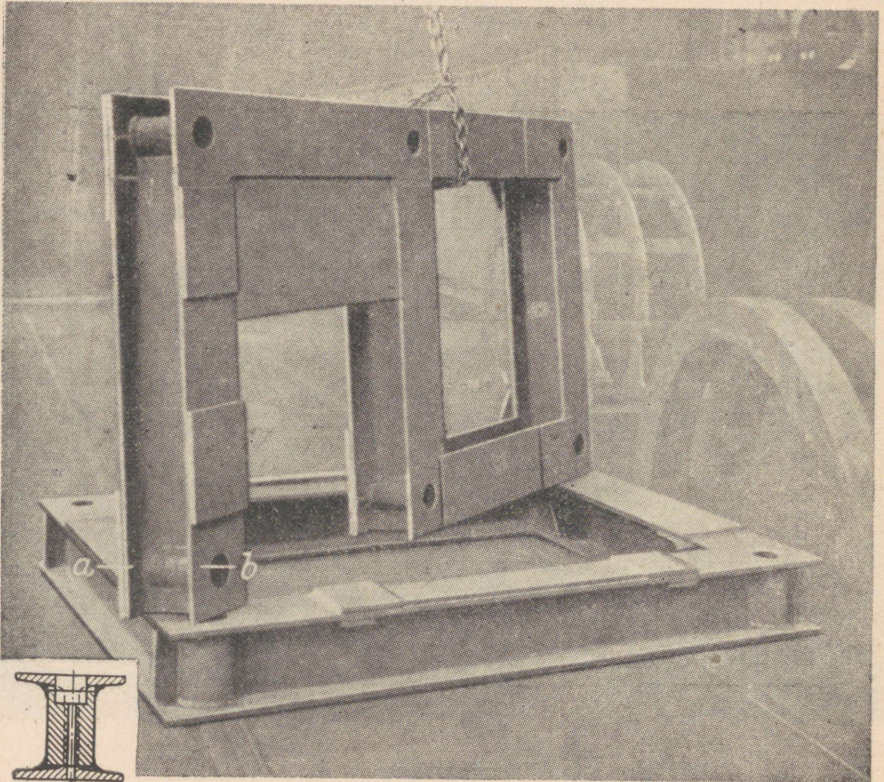
Joon. 135.



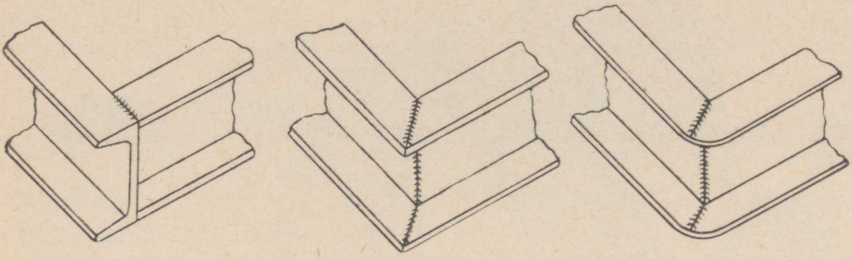
Joon. 136.



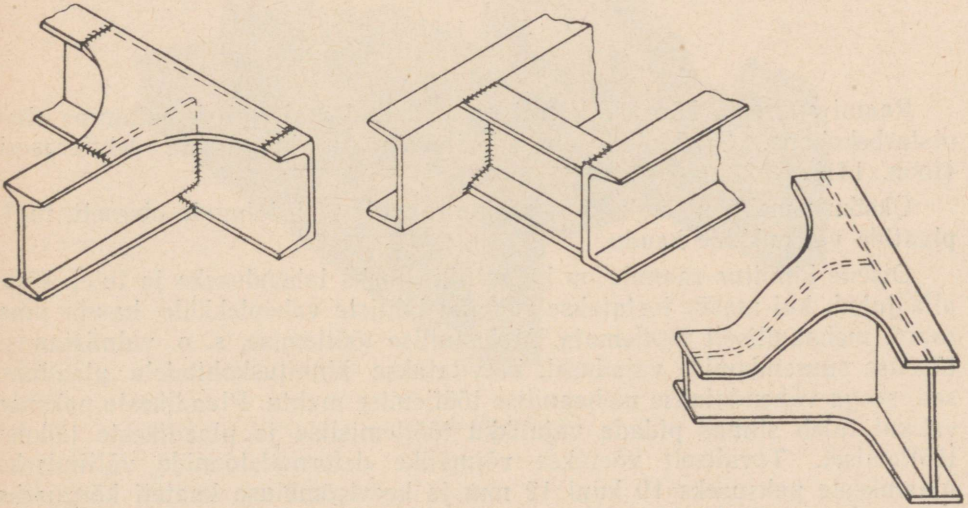
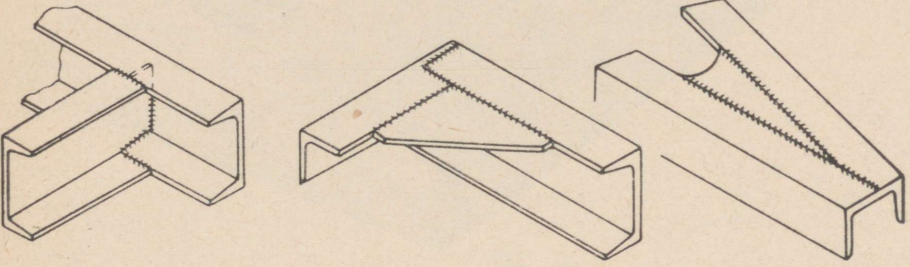
Joon. 137.



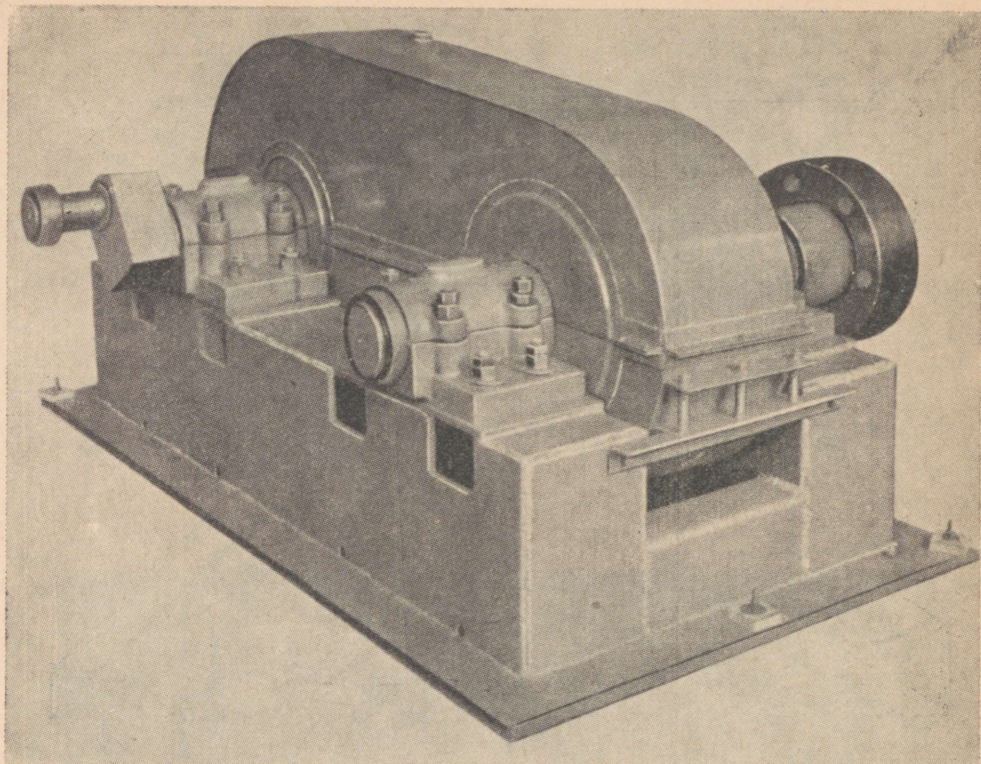
Joon. 138.



Joon. 139.



Joon. 140.

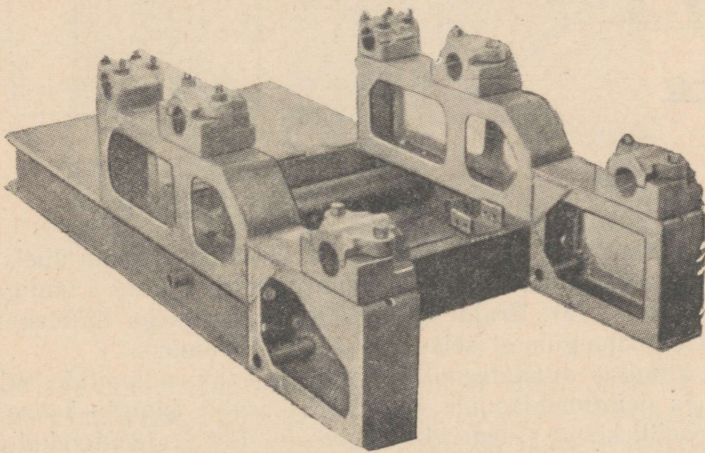
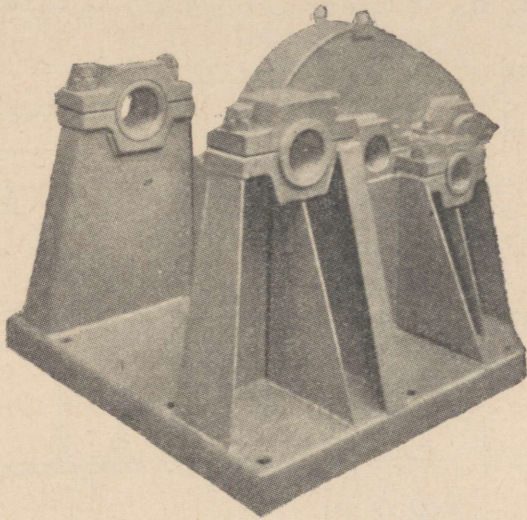


Joon. 141.

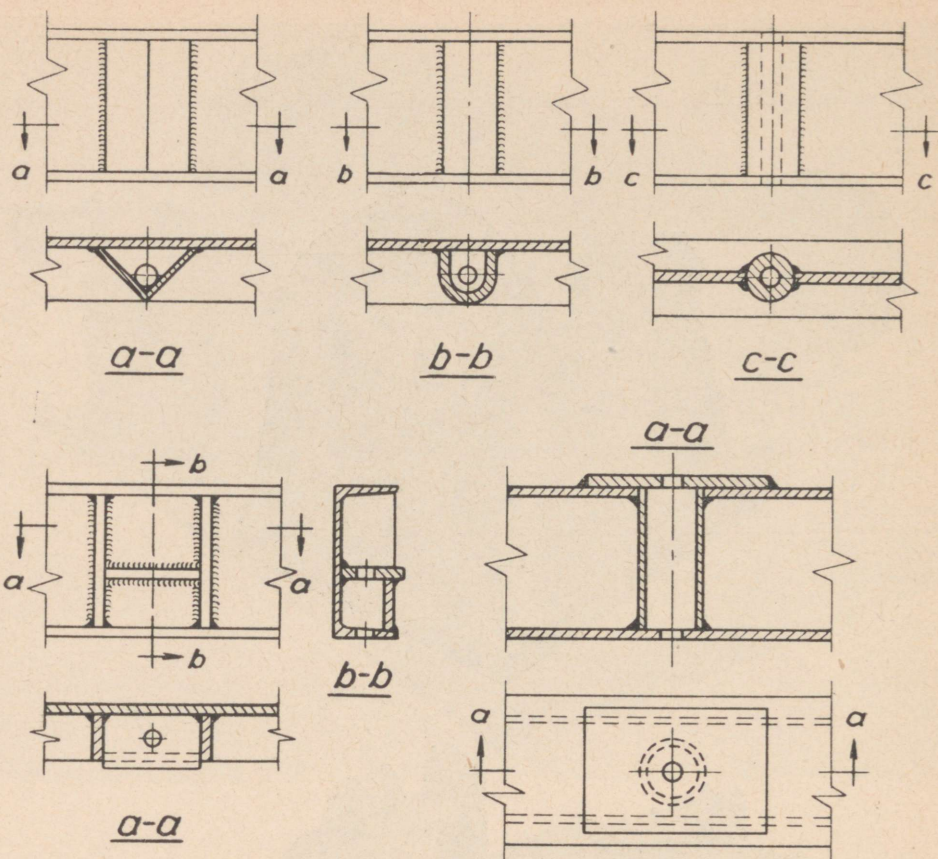
Raami suurema kõrguse korral on valtsitud materjali kasutamine ebaotstarbekohane. Sel juhul on soovitatav raam kujundada lehtterasest (joon. 141).

Üksikute mehhanismide kinnitamine raamile võib toimuda otseselt, tugi-plaatide või pukkide kaudu.

Otsene kinnitus raamile on kõige lihtsamaks lahenduseks ja tuleb kõne alla juhul, kui masin toetatakse raamile lahtiste vaheplekkide kaudu ilma raami mehaaniliselt töötlemata. Mehaanilise töötlemise, s. o. valmistamis-täpsuse suurendamise vajadusel, keevitatakse kinnituskohtadele plaadikesed, seega vähendatakse mehaanilise töötlemise mahtu. Plaadikeste paksuse valikul tuleb silmas pidada vajalikku töötlemislisa ja plaadikeste jäikust töötlemisel. Tavaliselt võetakse võimalike deformatsioonide vältimiseks plaadikeste paksuseks 10 kuni 12 mm ja keevisõmbluse kaateti kõrguseks 5 kuni 6 mm. Keskendatud koormuse vastuvõtu kohtades (näiteks laagrite all) on vajalik raami tugevdada; selleks keevitatakse raamile suuremamõõtelised plaadid.



Joon. 142.

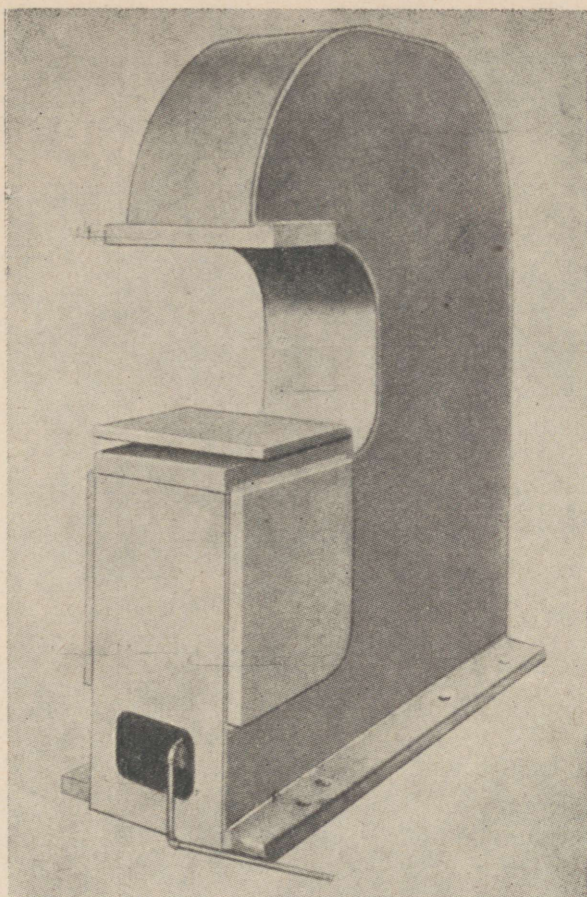


Joon. 143.

Pukke kasutatakse juhul kui agregaatide kinnitus ei toimu ühel, vaid erinevail tasapindadel. Pukid võib kujundada otseses liites raamiga või ka eraldatavad (joon. 142). Eraldi kujundatud ja poltidega liidetavaid pukke tuleb pidada tehnoloogilisest seisukohast soovitamavaks.

Raamide kinnitus vundamendile toimub vundamendipoltide abil. Kohalike pingete ja deformatsioonide vältimiseks raami kinnituskohas, toetatakse raami poldi kohal (joon. 143). Joonistel 136 ja 138 toodud raamid on vundamendipoldi mutter peidetud raami sisse valmistatud pesa. Tähen-datud konstruktsioon on otstarbekohane, kuid keerulisem valmistada.

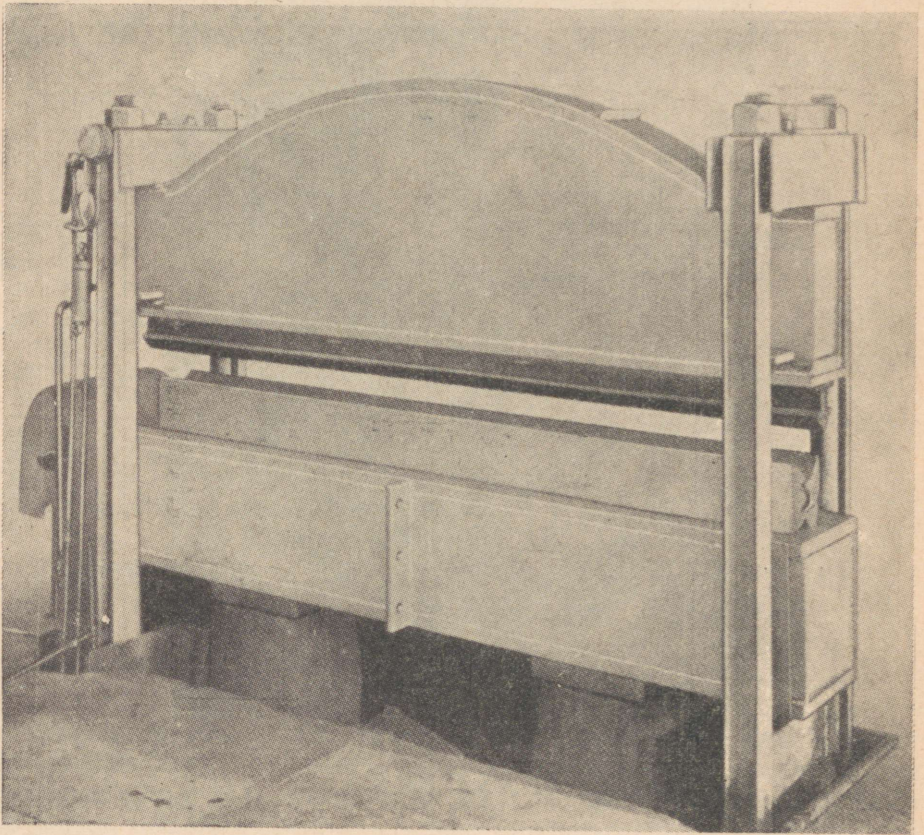
Keevitatud aluseid kasutatakse enamal juhul masinate ja agregaatide individuaal- ja väikeseriatootmisel. Alused kujundatakse tavaliselt leht-terasest ja üksikuist sepistatud või ka valatud osadest. Aluse kujundamisel tuleb silmas pidada seda, et põhijõudude ülekandmine peab toimuma otse-selt lehtede kaudu. Keevisõmblustel on ainult liite funktsioonid.



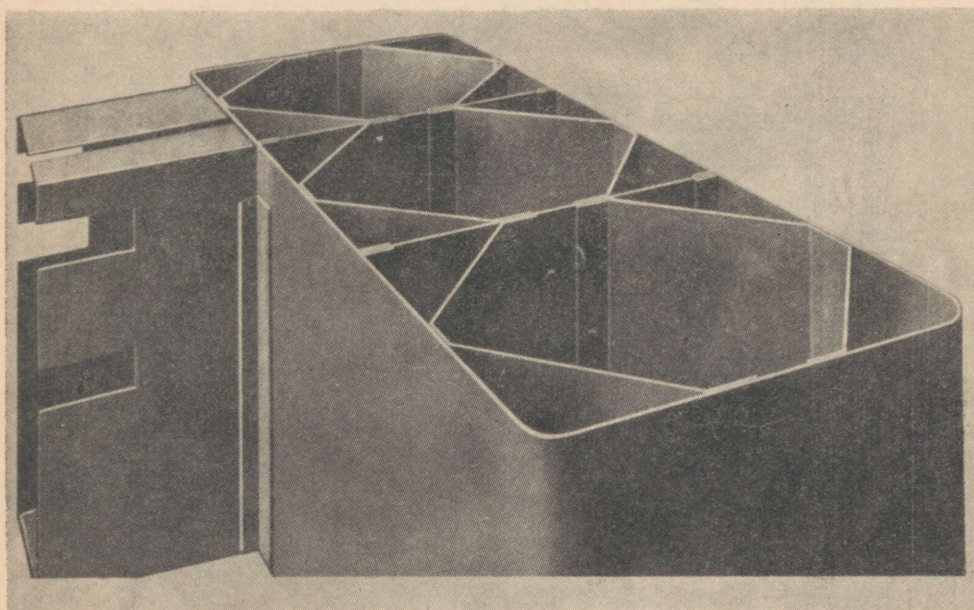
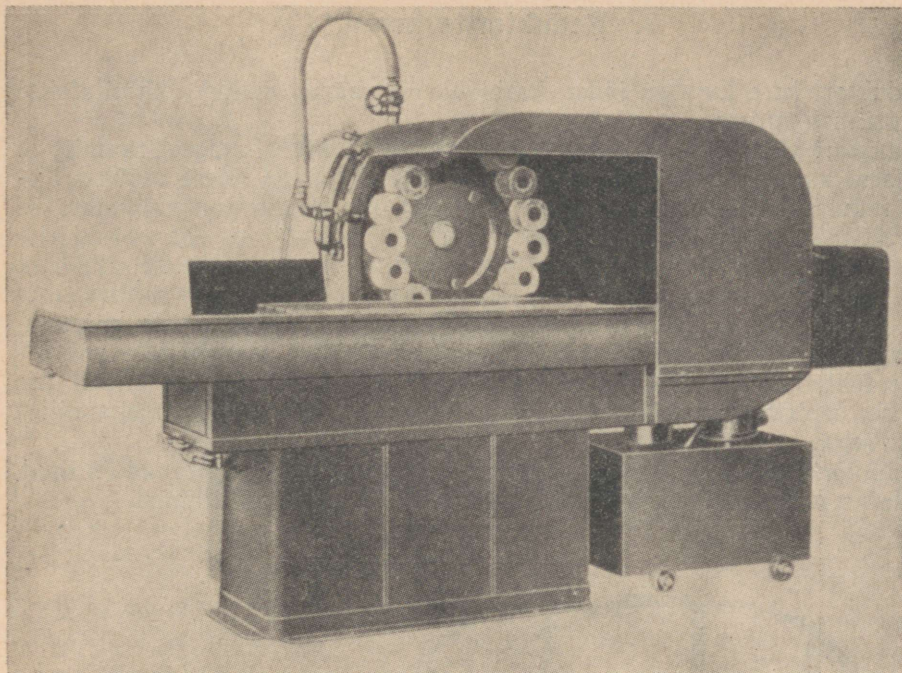
Joon. 144.

Joonisel 144 on esitatud hüdraulilise pressi alus. Joonisel 145 keeviskonstruktsioonina kujundatud giljotiinpress. Joonisel 146 on toodud keevitatud konstruktsiooniga lihvimispink. Suurema jäikuse saavutamiseks on aluse pukk seestpoolt tugevdatud diafragmadega ja nurkplekkidega, millised on liidetud punktkeevituse abil.

Väga laialt on levinud keeviskonstruktsioonid ka diiselmootorite ehitustehnikas.



Joon. 145.



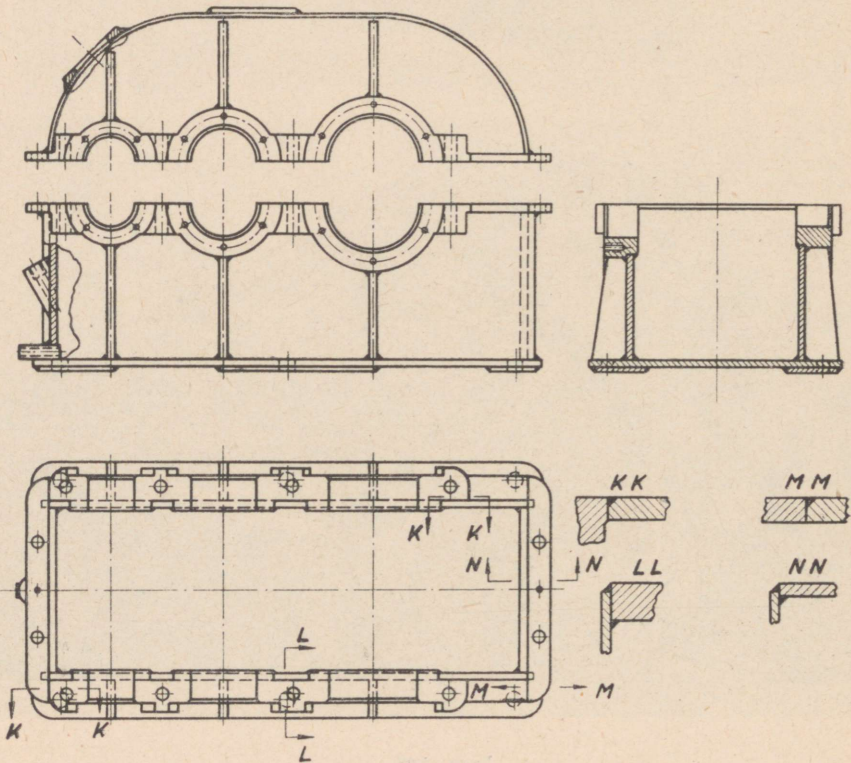
Joon. 146.

3. Reduktorite kered.

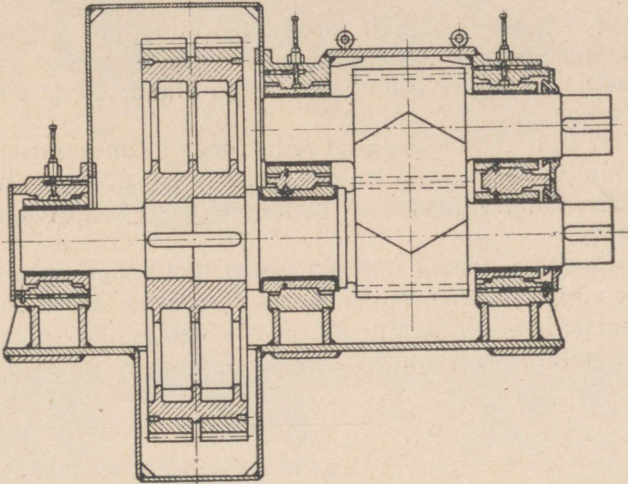
Reduktori kere kujutab jäika, karbikujulist raami, millele kinnitatakse reduktori mehhanism.

Reduktori kere koosneb enamal juhul kahest osast, alumisest raamist ja pealmisest kaanest, mis omavahel on liidetud poltidega. Kere mõõted ole-
nevad reduktori võimsusest ja astmete arvust. Konstruktsioon kujundatakse vastavalt mõjuvatele jõududele. Nii leiame väikese võimsusega reduktorite kerede kujundust üheseinalisena, tugevdatusena laagrite kohalt ribidega (joon. 147). Suuremate reduktorite kered valmistatakse sageli mitmeseina-
lisena (joon. 148) või suurendatakse alusraami jäikust sammaste kujunda-
misega laagrite kohal (joon. 149). Enamus reduktori kere detaile valmis-
tatakse lehtterasest, väljaarvatud laagrite pesad, millised valmistatakse valamise, sepistamise või hapnikuga lõikamise teel hilisema mehaanilise
töötlemisega.

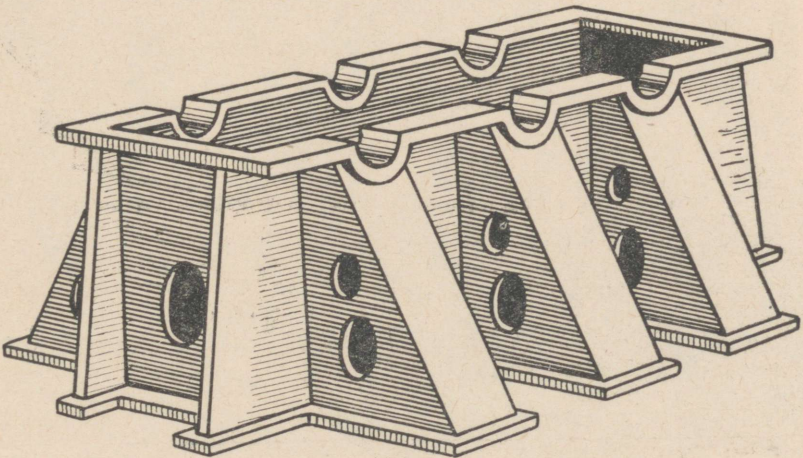
Reduktori kere raami ja kaane liitmiseks kujundatakse vastavad äärikud, mille laius peab võimaldama poldi paigutust ja vaba kinnitamist.



Joon. 147.



Joon. 148.



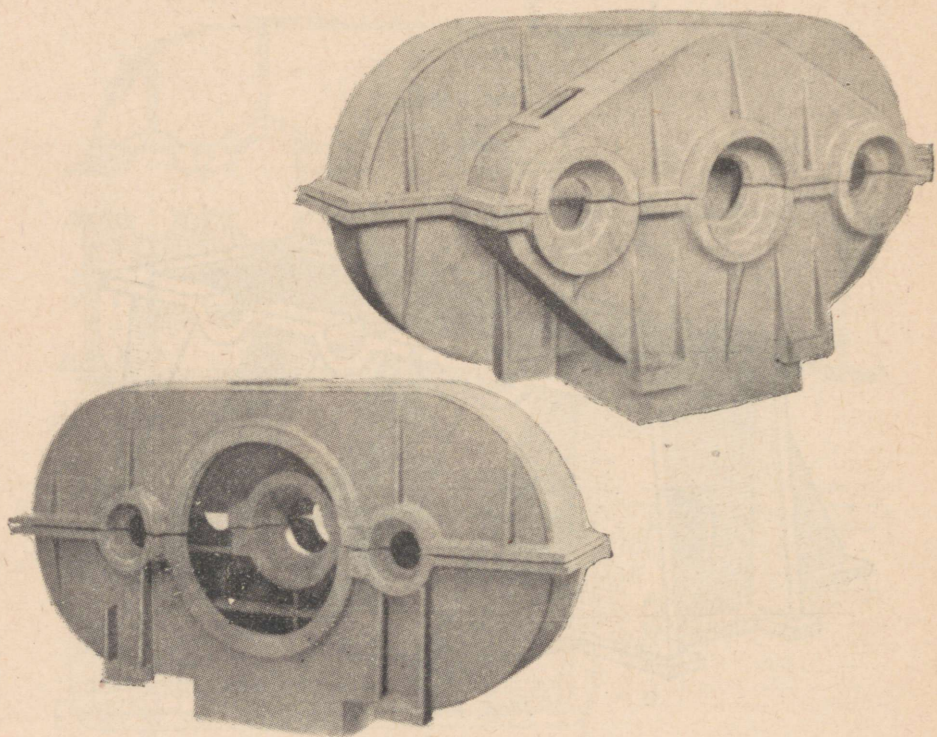
Joon. 149.

Raami ja kaane seinapaksused valitakse erinevad. Nii on raami seinapaksuseks, olenevalt koormusest, 6 kuni 12 mm ja kaane seinapaksuseks 0,6 kuni 0,75 raami seinapaksusest. Ribide paksus valitakse võrdne raami seinapaksusega, äärikute oma aga suurem, tavaliselt 1,5 kuni 2 raami seinapaksusest.

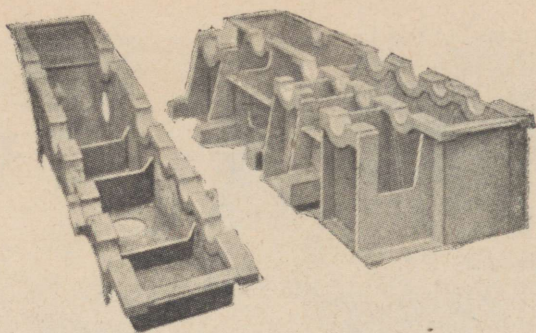
Raami põhi tehakse enamal juhul tasapinnaline. Põhja paksus on 1,2 raami seinapaksusest. Mehaanilise töötlemise mahu vähendamiseks keevitatakse põhja alla kuni 5 mm paksusega plaadikesed, asukohaga vundamendipoltide kohal.

Jooniseil 150 kuni 155 on esitatud reduktorite mitmesuguseid kere konstruktsioone. Peamist tähelepanu antud juhul tuleb pöörata laagri pesade konstruktsioonile, kuna viimased on tehnoloogiliselt kõige enam tööd nõudvaks detailideks.

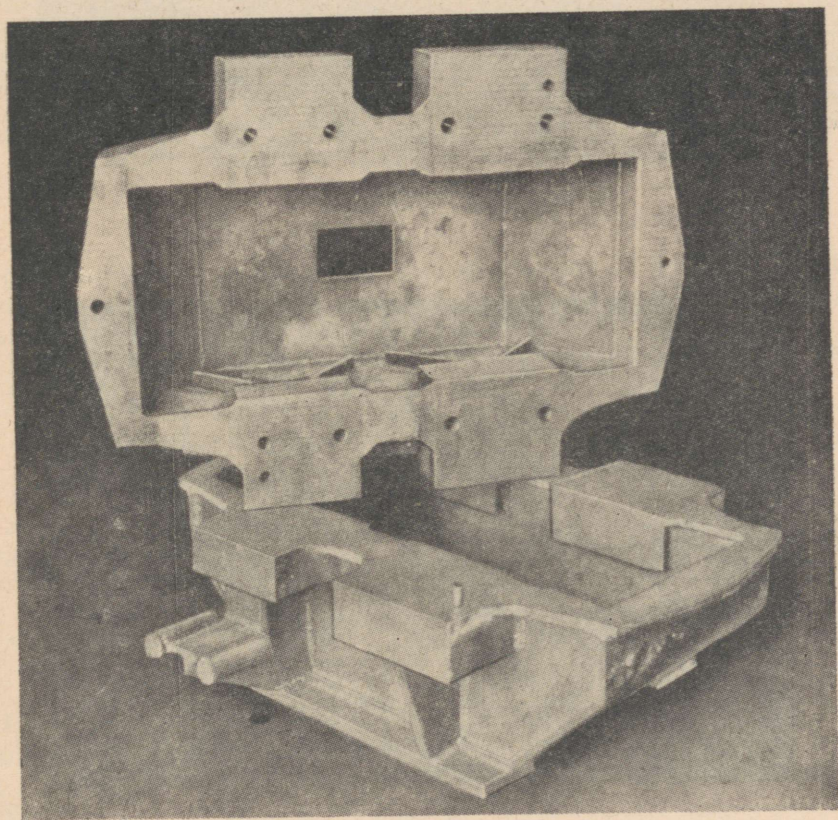
Reduktorite kered nõuavad üldiselt täpset töötlemist. Igati tuleb vältida jääkpingete ja võimalike deformatsioonide olemasolu, kuna selle tagajärjel rikutakse hammasajami normaalne töö ja väheneb ajami eluiga. Reduktorite kered enne mehaanilist töötlemist lõõmutatakse.



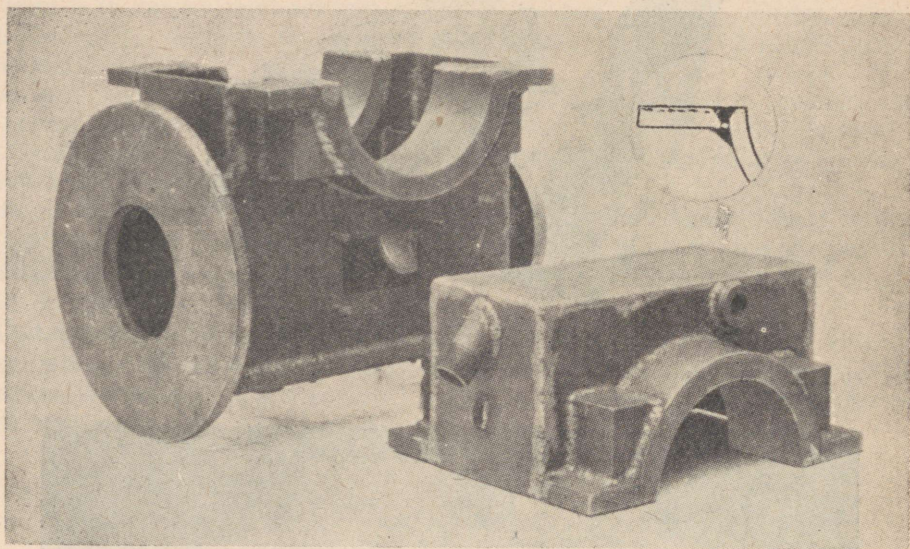
Joon. 150.



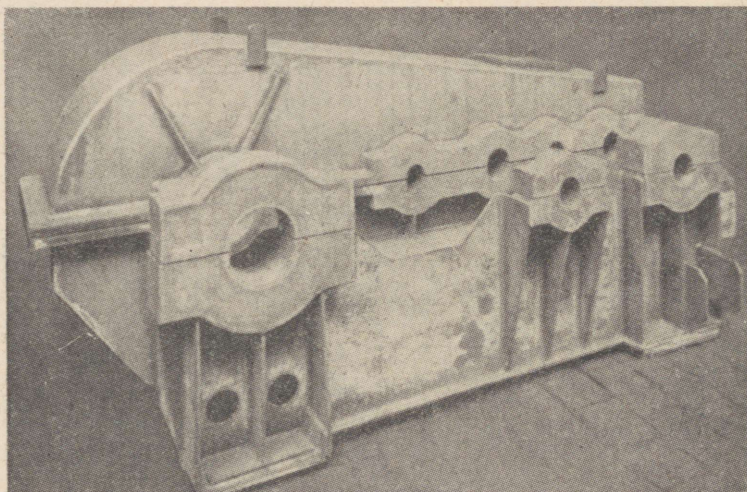
Joon. 151.



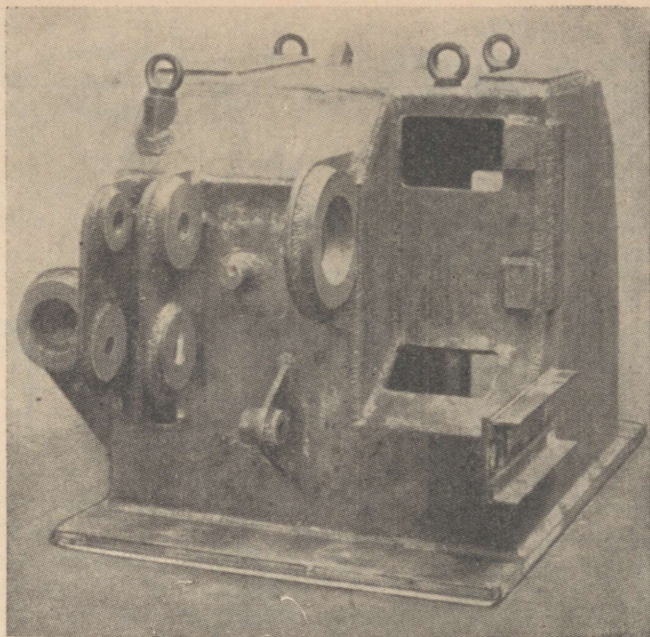
Joon. 152.



Joon. 153.



Joon. 154.



Joon. 155.

Redukti kere arvutus toimub lähendusmeetodil. Vähendades lubatavaid pingeid, viiakse läbi arvutus, arvestamata täpset koormuse jaotust. Lähendusarvutus toimub järgmiselt.

Olenevalt reduktori võimsusest arvutatakse väändemoment vedaval võllil

$$M_1 = 71\,620 \frac{N}{n},$$

kus N on mootori võimsus HJ,
 n — mootori pöörete arv minutis.

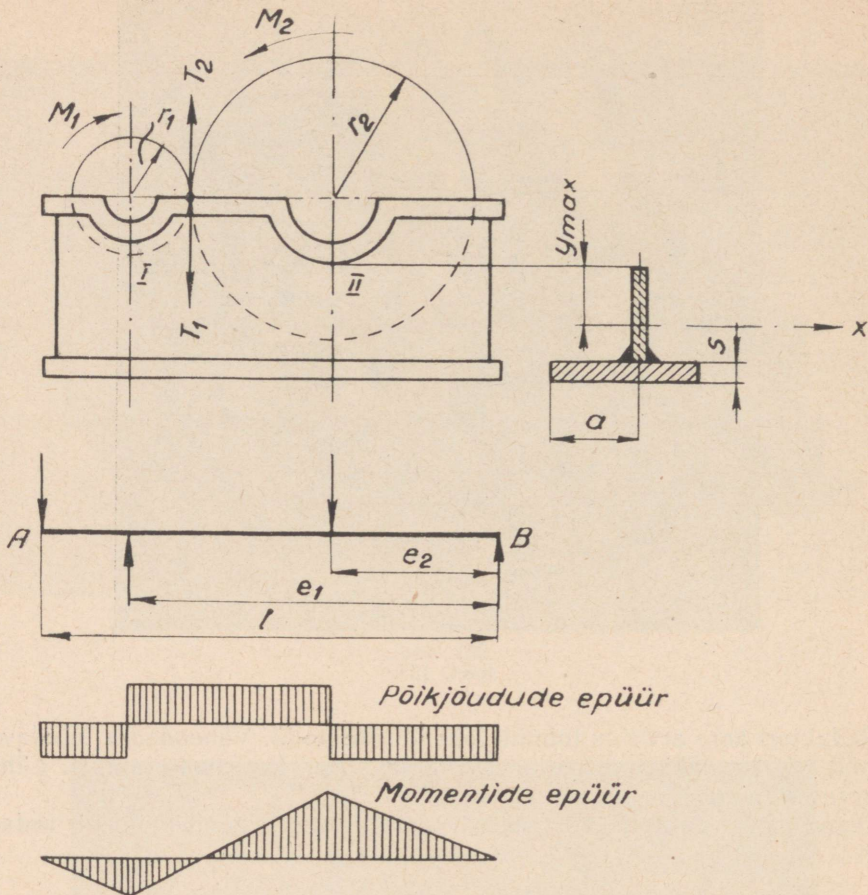
Oletame, et reduktor on üheastmeline (joon. 156). Perifeerne jõud hammasrataste jaotusringjoonel $T_1 = -T_2$ on

$$T_1 = \frac{M_1}{r_1}.$$

Jõud T_2 tekitab veetaval võllil momendi $M_2 = T_2 r_2$. Jõud T_1 ja T_2 tekitavad laagrite koormuse. Kui oletada hammasrataste sümmeetrilist paigutust reduktori kere suhtes, siis kere kummalegi poolele mõjuvad jõud on võrdsed.

Laagri koormus vedaval võllil

$$A_1 = + \frac{T_1}{2}$$



Joon. 156.

ja veetaval võllil

$$A_2 = -\frac{T_2}{2}.$$

Redukti kere ühte poolt võib vaadelda talana kahel toel (arvutuskeem on esitatud joonisel 156).

Arvutame tuge reaktioonid:

$$A = \frac{A_1 e_1 - A_2 e_2}{l};$$

$$B = \frac{A_2 (l - e_2) - A_1 (l - e_1)}{l}.$$

Vastavad jõudude ja momentide epüürid on esitatud joonisel 156.

Kere ristlõike vastupidavusmomendi määramisel arvestame vertikaalse

seina minimaalsema kõrgusega laagripesa poolt nõrgestatud löikes. Kere põhi võetakse arvesse ainult osaliselt, pikkuses $15s$, kus s on põhja paksus. Edasi määrame arvutusliku ristlõike raskuskeskme ja arvutame inertsmomenti. Vastupidavusmoment on sellest määratav tuntud viisil.

$$W = \frac{I}{y_{max}}$$

Nüüd leiame arvutusliku pinge

$$\sigma_t = \frac{M}{W} \leq R_t.$$

Vertikaalseina ja põhja liitvas keevisõmbluses mõjuvad nihkepinged:

1) pötkliite korral

$$\tau = \frac{QS}{I s'}$$

kus

Q on pöikjõud,

S — kere põhja osa staatiline moment kere ristlõike raskuskeskme suhtes,

I — kere ristlõike inertsmoment,

s' — vertikaalse seina paksus;

2) vallõmbluste korral kaateti kõrgusega k

$$\tau = \frac{QS}{I \cdot 1,4 k}$$

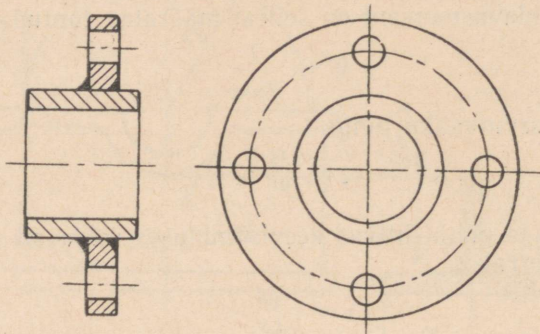
Laagrite alla keevitatud tugevdusribisid, millede ülesandeks on suurendada seina jäikust ja ühtlustada jõudude jagunemist laagris, jäetakse arvesse tamata. Samuti ei arvutata ka ribide ja seina vahelist keevisõmblust.

4. Laagrikered.

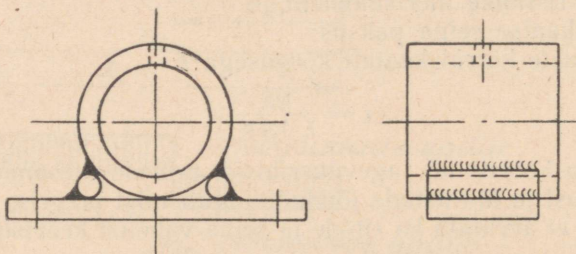
Laagrikerede kujundamine keeviskonstruktsioonina ei ole keeruline ülesanne, kuigi mõningal juhul, nagu komplitseeritud õlikanalite süsteemi olemasolul, on valmistamine aegaviitev ja ebaökoonoomne. Lihtsamate laagrikerede valmistamine keeviskonstruktsioonina on soovitatav eriti individuaal- tootmises. Keeviskonstruktsiooni ei ole otstarbekohane ja ökonoomne rakendada normitud laagrite valmistamisel, eriti juhul, kui tehases on olemas valmis mudeleid. Sama kehtib ka laagritele, millede valmistamiseks on võimalik kasutada olemasolevaid mudeleid väheste muudatustega.

Üldiselt peab laagrikerede kujundamisel keeviskonstruktsioonina silmas pidama kahte põhinõuet ja nimelt: üksikute elementide lihtsust, nende vähest arvu ja laagrikonstruktsiooni kui terviku jäikust, kuid seejuures ei tohi unustada laagri väliskuju nägusust. Viimatinimetatu ei tingi mingil määral keerukamat konstruktsiooni, vaid otstarbekohast materjali valikut ja paigutust.

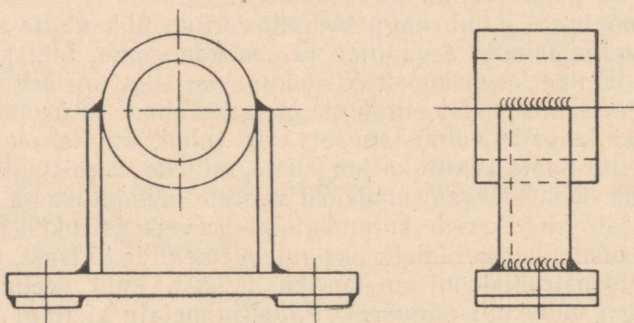
Lihtsamate, väiksemõõteliste laagrite kujundamisel tuleb kasutada peamiselt jääkmaterjale mitmesugustest profiilterastest, näiteks paksuseinalist toru, ribaterast, nurk-, karp- ja kaksik T teraseid, plekijäätmeid jt.



Joon. 157.



Joon. 158.

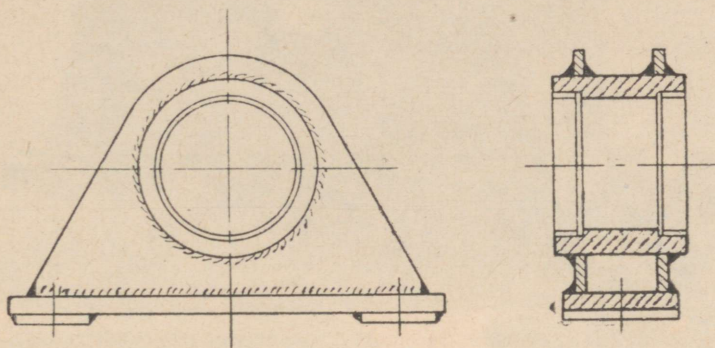


Joon. 159.

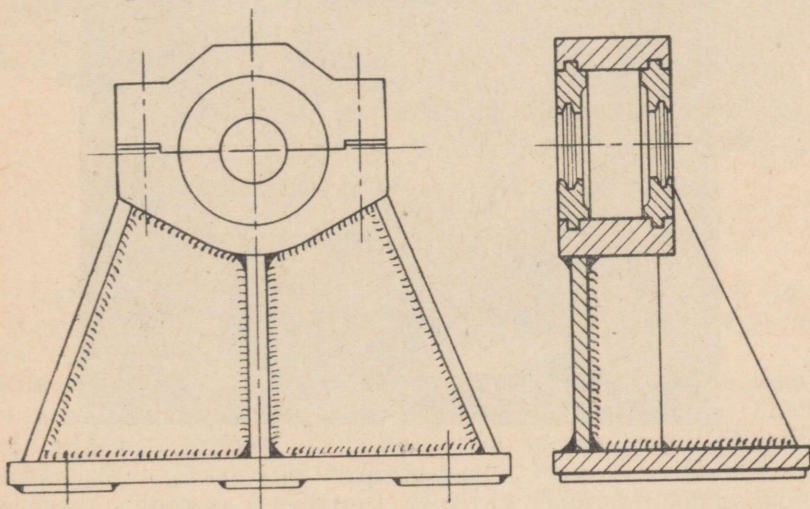
Joonistel 157 kuni 159 on toodud mõningaid lihtsaid poolitamata laagrikerede konstruktsioone. Laagri rummuks on antud juhtudel kasutatud paksuseinalist toru. Viimase puudumisel tuleb rümm valmistada ribaterasest või kasutada selleks sepist.

Rummu keevitamisel tugielementide külge ringõmblusega, tuleb silmas pidada rummu mõõdete võimalikku muutust peale keevitamist. Tekkivate deformatsioonide mõju vähendamiseks tuleb rummu seina paksus valida suurem, et oleks võimalik rummu sisepinna mehaaniline ületöötlemine.

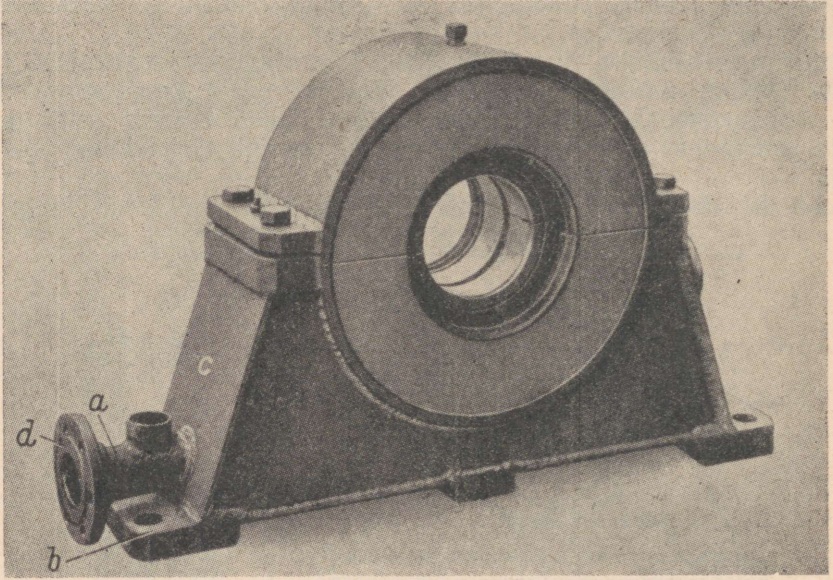
Joonistel 160 ja 161 on toodud poolitamata ja poolitatud laagrikered



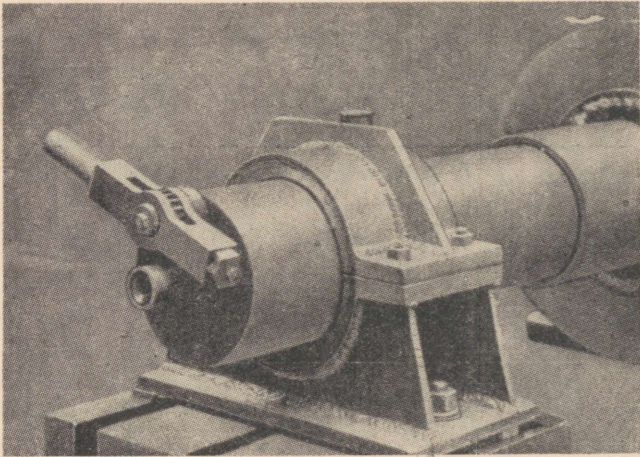
Joon. 160.



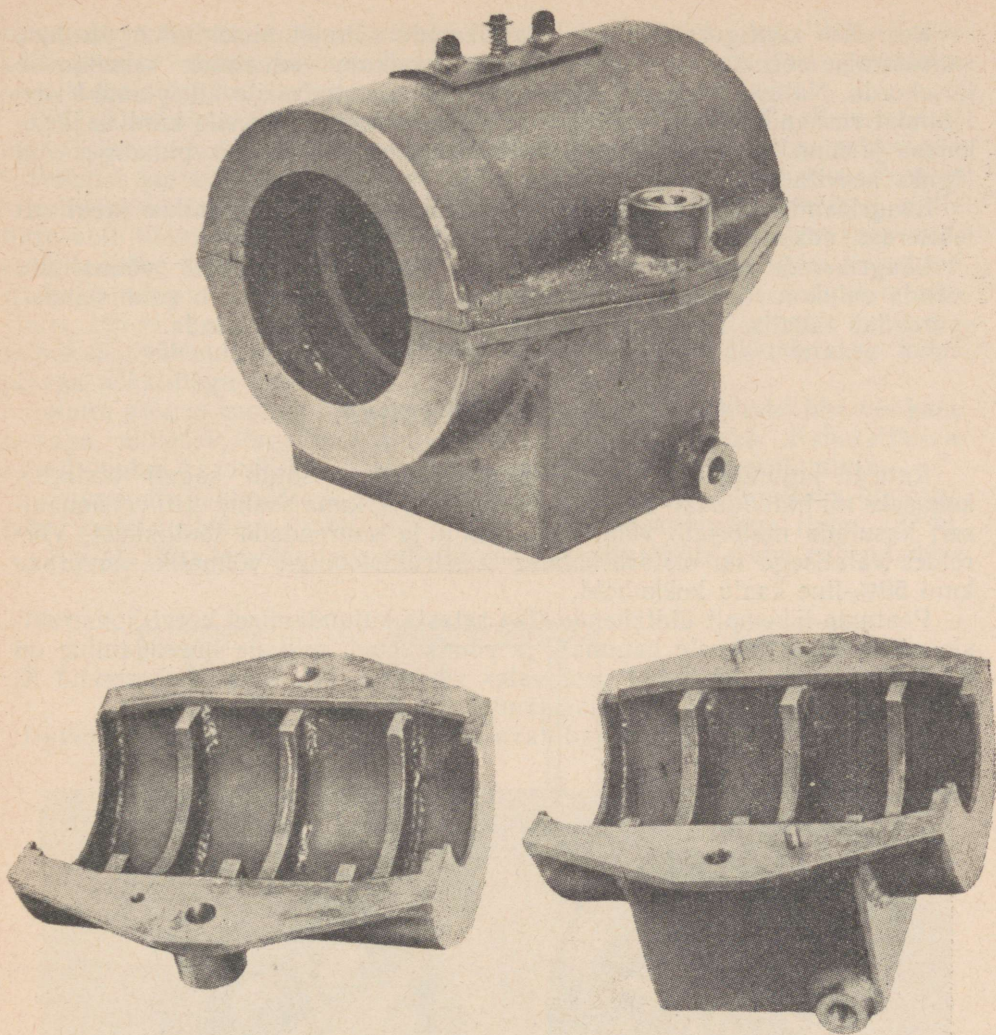
Joon. 161.



Joon. 162.



Joon. 163.



Joon. 164.

veerelaagrite kinnitamiseks. Konstruktsiooni jäikus, samal ajal aga ka lihtsus ja nägusus, on saavutatud tugisamba kujundamisega karpkonstruktsioonina.

Suuremamõõteliste liugelaagrite kerde konstruktsiooni näiteid on esitatud joonistel 162 kuni 164. Nagu joonistelt nähtub, on enamal juhul rakendatud karpkonstruktsiooni. Talla aluspinna mehaanilise töötlemise mahu vähendamiseks on kasutatud üksikuid plaate. Peale mainitu on viimane ots-tarbekohane abinõu ka keevitamisel tekkivate deformatsioonide mõju vähendamiseks.

Keerulise konfiguratsiooniga laagrikerede valmistamisel tuleb tiheduse saavutamise seisukohalt silmas pidada üksikute elementide keevitamise järjekorda. Näiteks joonisel 162 on toru *a* keevitamine peale alusplaadi *b* keevitamist raskendatud. Antud juhul tuleb keevitamine läbi viia kindlas järjekorras ja nimelt: esmalt liita äärik *d* toruga *a*, siis toru *a* plaadiga *c* ja lõpuks keevitada alusplaat *b*.

Laagrisamba kujundamisel karpkonstruktsioonina kasutatakse tavaliselt lehtterast, paksusega 4 kuni 10 mm, olenevalt koormusest.

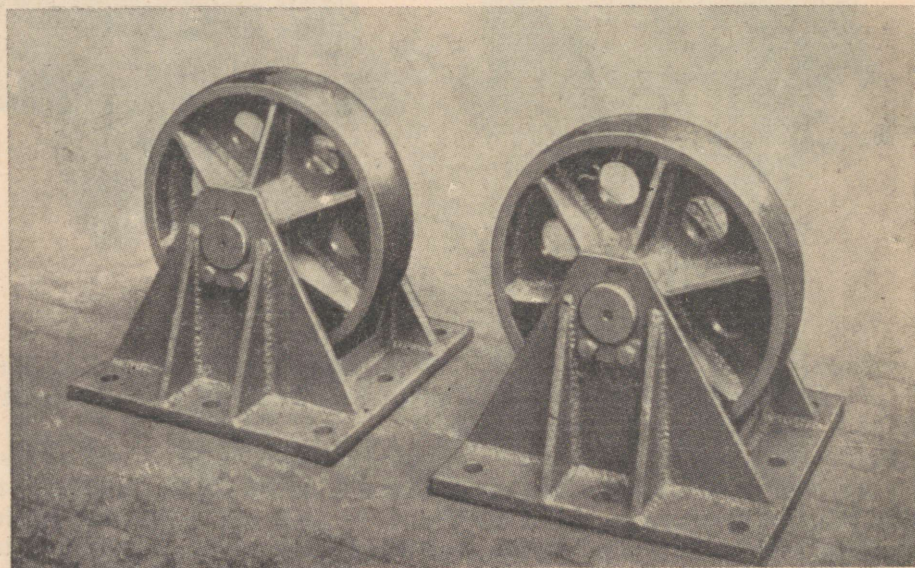
Laagrikerede keeviskonstruktsioonina kujundamisel tuleb võimalikult vältida valukonstruktsiooni jäljendamist, kuna see raskendab valmistamist, suurendab tavaliselt üksikelementide arvu ja tõstab toote hinda.

5. Keevitatud rattad.

Rataste kujundamine keeviskonstruktsioonina osutub sageli otstarbekohaseks nii individuaal- kui ka seeriatootmises, kuna saame eriti ratsionaalselt kasutada materjali, vähendada kaalu ja suurendada tootlikkust. Võrreldes valatiselega on otstarbekohase konstruktsiooniga võimalik saavutada kuni 50%-line kaalu kokkuhoid.

Peatume lähemalt üldtähenduslike rataste kujundamisel keeviskonstruktsioonina, jättes kõrvale hammas- ja rihmarattad, milliste kujundamine on üksikasjalikumalt käsitatud vastavates vihikutes (vt. Masina-elementid X, „Rihmajamid” ja XII „Hammasajamid”).

Keevitatud rattad koosnevad tavaliselt kolmest põhielemendist: põiast,



Joon. 165.

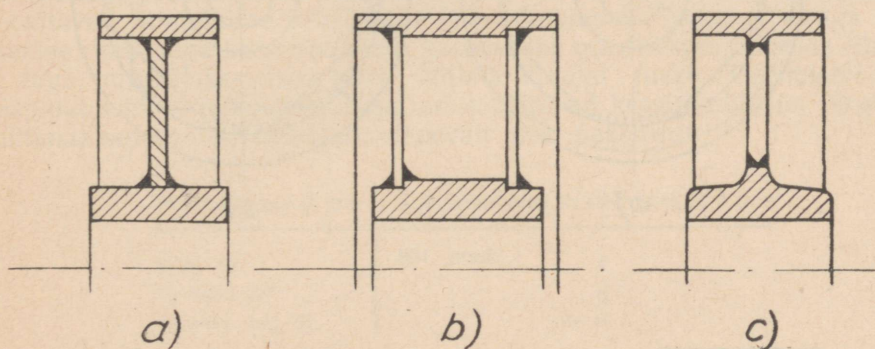
rummust ja kodaraist või viimaseid asendavaist kettaist (joon. 165). Kaalu vähendamise mõttes kujundatakse sageli konstruktsioon ilma rummuta, keevitades sel juhul kettad otseselt võlli külge.

Pöiad valmistatakse vastavast materjalist sepistamise või valtsimise teel otste hilisema kokkukeevitamisega. Üldiselt on otstarbekohasem rakendada valtsimist kui odavamast moodust silindrilise elemendi saamiseks. Pealegi saavutame valtsimise teel elemendi täpsemad geomeetrilised mõõted, mille tõttu võib üldjuhul ära jääda pöia sisepinna mehaanilise töötlemisega ettevalmistamine keevitamiseks (joon. 166 a). Täpse tsentreerimise vajadusel treitakse sisepind üle ja jäetakse vastavad astmed ketaste paigutamiseks (joon. 166 b). Raskete, paksuseinaliste rattapöidade korral pingete kontsentratsiooni vähendamiseks üleminekul pöiast kettale ühendatakse ketas pöiaga põkkliitega (joon. 166 c).

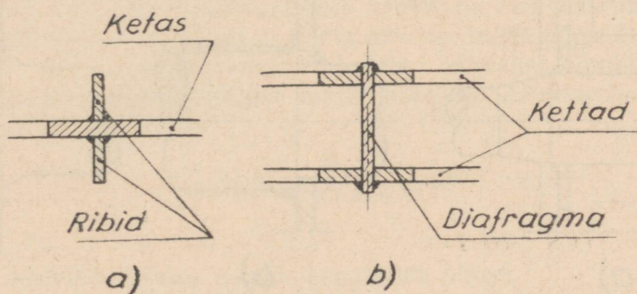
Ratta pöia ja rummu ühendamine toimub enamikel juhtudel ühe või kahe kettaga, millesse lõigatakse augud kaalu vähendamiseks. Kahekettaliste rataste puhul kasutatakse avasid ka sisemiste õmbluste keevitamiseks.

Suuremate läbimõõtude korral vajaliku jäikuse saavutamiseks tugevdatakse kettaid ribidega (joon. 165 ja 167 a) ja diafragmadega (joon. 167 b).

Küllalt jäikade pöidadega ratastel võib keevitustööde mahu vähendamise



Joon. 166.



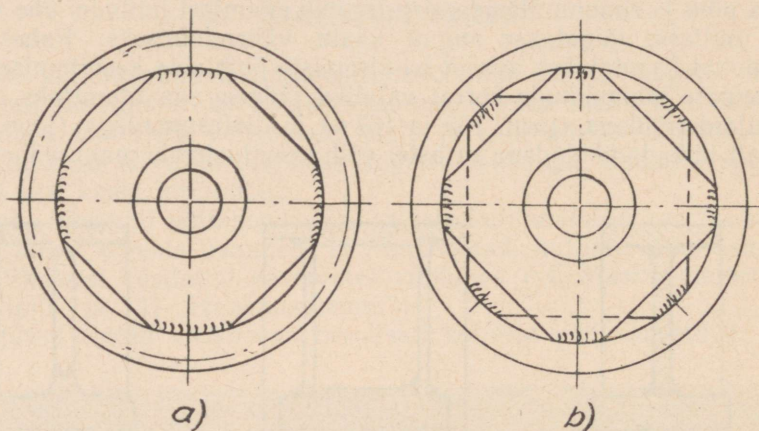
Joon. 167.

ja materjali kokkuhoiu mõttes valmistada kettad ruudukujulised, mahalõigatud nurkadega. Tähtendatud konstruktsiooni näited on esitatud joonisel 168 a ja b.

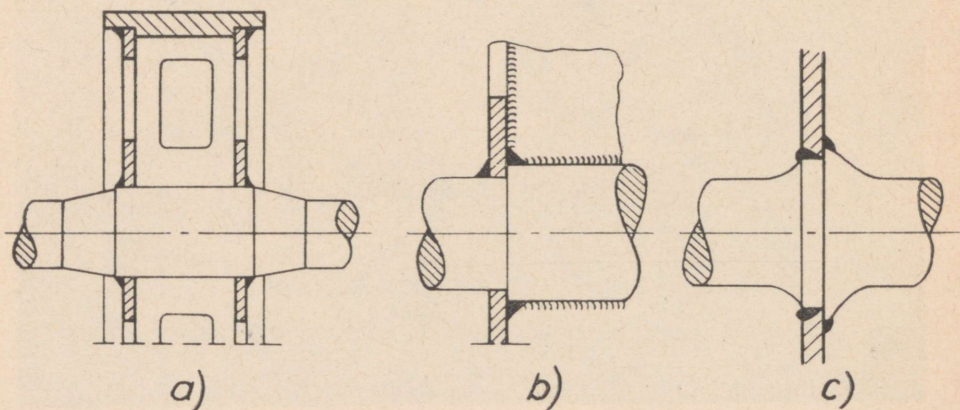
Ketaste paksus valitakse olenevalt rattale mõjuvast koormusest ja tugevuselementide iseloomust 5 kuni 30 mm.

Hea läbikõõrituse saamiseks käsikeevitamisel, tuleb ketta välisläbimõõt võtta 3 kuni 4 mm väiksem pöia siseläbimõõdust ja ketta siseläbimõõt 3 kuni 4 mm suurem rummu välisläbimõõdust. Automaatkeevitamise korral on tähtendatud arvud väiksemad ja kõiguvad piires 1,5 kuni 2 mm.

Rummudeks kasutatakse valatist, sepist või profiilterast. Viimasel juhul on eeliseks asjaolu, et jääb ära rummu välispinna mehaaniline töötlemine. Sama on maksev ka valatud väikse läbimõõduga rummudele, kui valatise



Joon. 168



Joon. 169.

välisläbimõõt vastab täpsusklassile B 7 kuni B 9. Sel juhul tuleb ainult keevitusalusene pind puhastada käiaga. Kahekettaliste rataste rummudele on sageli soovitatav valmistada astmed ketaste täpsemaks paigutamiseks. Võimalikud rummude konstruktsioonid on esitatud joonisel 166. Valatud rummu välisläbimõõduks valitakse $1,8d$ (kus d on võlli läbimõõt) sepistatud ja profiilterasest valmistatud rummuldel aga 1,6 kuni 1,8 d .

Ilma rummuta rataste konstruktsioon on antud joonisel 169. Siinkohal peab aga tähendama, et ketaste otsene keevitamine võlli külge mõjutab märgatavalt võlli mehaanilist tugevust. Ringõmblustega tekitatud kohalikud pingete kontsentratsioonid võivad esile kutsuda materjali enneaegse väsimise ja vähendada seega võlli iga. Pingete kontsentratsioonide mõju vähendamiseks on otstarbekohane rakendada joonisel 169 c toodud konstruktsiooni.

Keevitatud rataste arvutus.

Rataste keevisõmbluste projekteerimisel tuleb silmas pidada, et keevisõmbluste mõõted ei määrata mitte üksnes arvutuse teel, vaid võetakse arvesse ka konstruktiivsed ja tehnoloogilised tegurid. Keevitamisel ja pärast keevitamist esinevate sisepingete ja deformatsioonide vähendamiseks on soovitatavad minimaalse ristlõikega keevisõmblused. Samal ajal aga minimaalse ristlõikega keevisõmbluste kasutamine massiivsete detailide liitmisel ei taga mitteläbikeevituse tõttu küllalt kindlat liidet. Uurimistööde ja eksploatatsiooni tulemuste alusel on soovitatavad keevisõmblustel järgmised minimaalsed kaateti suurused, olenevalt pleki paksusest:

Pleki paksus δ mm	Keevisõmbluse kaateti kõrgus k mm
kuni 10	4
10 kuni 20	6
suurem kui 20	üle 8

Põhiliste õmbluste keevitamine toimugu elektrootodidega mark Θ -42, või Θ -42 A, kusjuures viimast on otstarbekohasem kasutada vähelegeeritud teraste korral. Ülejäänud õmblusi võib keevitada elektrootodidega Θ -34.

Keevisõmbluse arvutamisel ei võeta arvesse mitte kogu õmbluse pikkust, vaid ainult osa. Analooogiliselt taladele, võetakse õmbluse pikkuseks $L = 30k$ (kus k on keevisõmbluse kaateti kõrgus). Arvutamisel eeldatakse, et keevisõmblus töötab lõikele.

$$\tau_1 = \frac{M_v}{R \cdot 0,7 k L n} \leq R_1,$$

kus

- τ_1 on keevisõmbluses esinev arvutatud pinge,
- M_v — rattale mõjuv väändemoment,
- k — keevisõmbluse kaateti kõrgus,

- L — keevisõmbuse arvutuslik pikkus,
 n — keevisõmbuste arv, $n = 2$ ühekettalisel rattal ja
 $n = 2$ kuni 4 kahekettalisel rattal,
 R — ratta raadius.

Kuna pinge ratta põia ja ketta liites on tavaliselt väike, siis võib edukalt rakendada ka vahedega õmblust, vahe pikkusega 80 kuni 100 mm ja samuga 200 kuni 250 mm. Ühekettalise ratta korral on otstarbekohane vahede asetus male korras, mõlemale poole kettast.

Ketta ja rummu vahelise liite arvutamisel oletatakse, et rattale mõjuva momendi ülekandmisest rummult kettale võtab osa ainult üks kolmandik keevisõmbuse pikkusest. Esinev pinge arvutatakse valemiga

$$\tau_2' = \frac{3M_v}{r \cdot 0,7 \cdot 2\pi rkn} = \frac{3M_v}{1,4r^2\pi kn} \leq R_t',$$

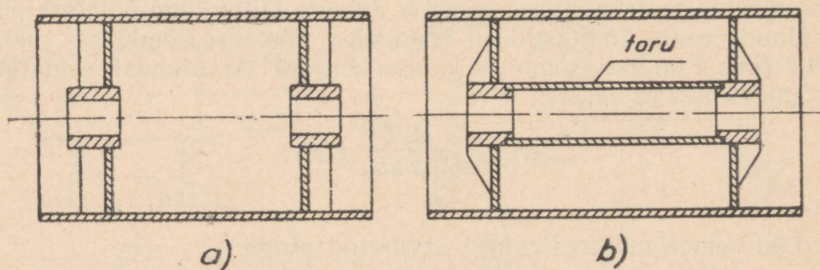
kus r on rummu välisraadius.

6. Keevitatud trumlid ja rullid.

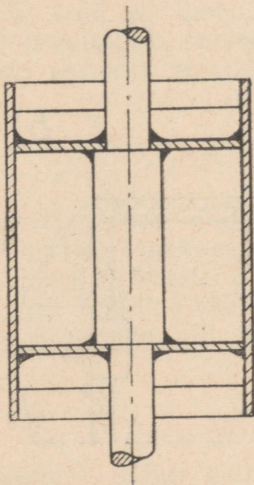
Üldises masinaehituses sageli esinevaks detailiks on mitmesugused trumlid ja rullid, mida kasutame tõstemehhanismides tõsteabinõuna, transporteerivais masinais linti kandva, käitava ja juhtiva elemendina jne. Olenevalt trumli ülesandest kujuneb selle konstruktsioon ja arvutuse viis.

Analoogiliselt ratastele, koosnevad ka trumlid põiast (silindrist), koda-raid asendavaist ketastest ja rummusest (joon. 170). Väiksemate trumlite korral on otstarbekohane liita kettad otseselt võlliga (joon. 171) ja õõnsa trumli puhul tappidega (joon. 172), jättes ära võlli keskosa. Viimatitähendatud moodus omab rida eeliseid, kuid valmistamise tehnoloogia on raskendatud suurendatud täpsuse tõttu. Kergkonstruktsiooni kujunduse ja trumli jäikuse suurendamise eesmärgil asendatakse sageli võlli keskosa toruga (joon. 170 *b* ja 173). Sama moodust kasutatakse ka rullide valmistamisel (joon. 174).

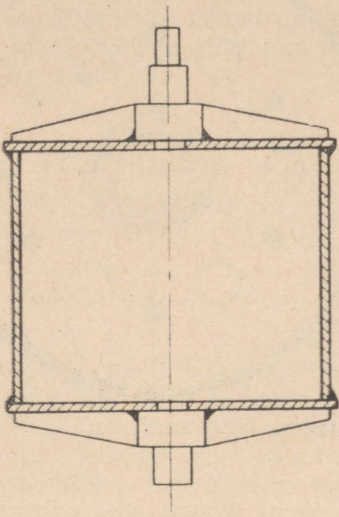
Trumli põiaks (silindriks) kasutatakse valatist, lehtterasest valtsitud elementi või vastava läbimõõduga ja seinapaksusega tõmmatud toru.



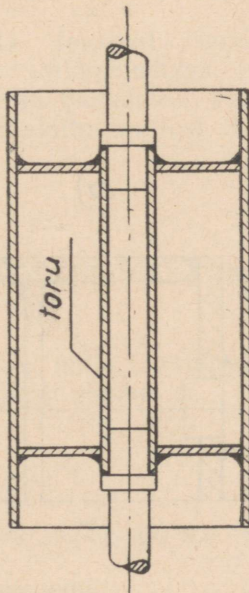
Joon. 170.



Joon. 171.

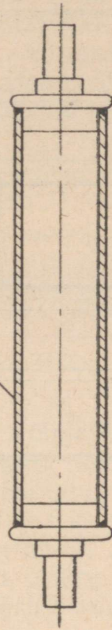


Joon. 172.

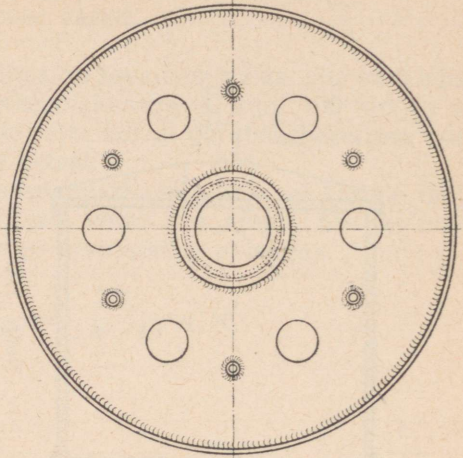
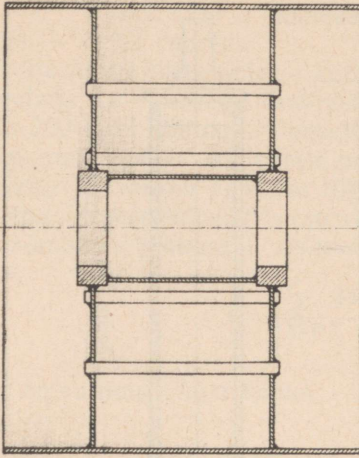


Joon. 173.

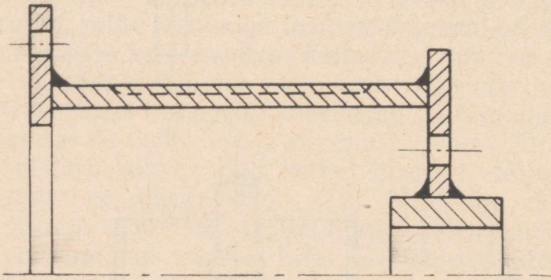
toru



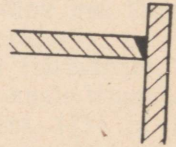
Joon. 174.



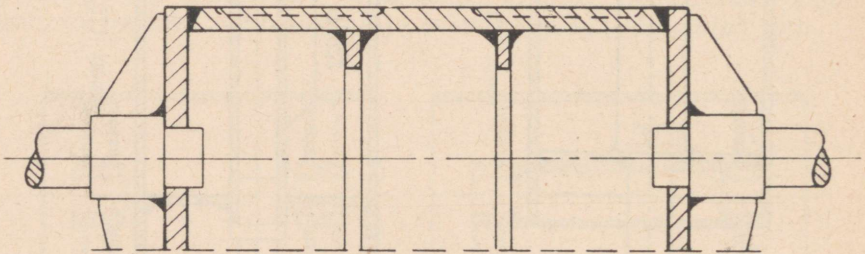
Joon. 175.



a)



b)



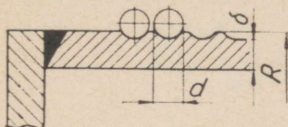
c)

Joon. 176.

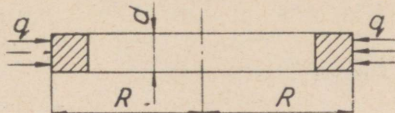
Kettad valmistatakse lehtterasest lõikamise teel või kasutatakse selleks stantsitud (pressitud) kettaid lainelise pinnaga, mis suurendab ketta jäikust. Stantsitud kettaid rakendatakse rohkelt rullide valmistamisel.

Tasapinnaliste ketaste jäikuse suurendamiseks kasutatakse ribisid (joon. 170) või liidetakse kettad omavahel torudega (joon. 175).

Trumlite keevisõmbluste vajaliku ristlõikepinna määramine toimub analoogiliselt ratastele.



Joon. 177.



Joon. 178.

Trossitrumlitel (joon. 176) tuleb kontrollida veel võimalikke deformatsioone ja nende tagajärjel esineda võivaid lisapingeid keevisõmblustes. Deformatsioonid on võimalikud kui trossi tõmbest tekitatud survepinged ületavad teatavat kriitilist piiri. Deformatsioonide vältimiseks suurendatakse silindri jäikust ribide keevitamise teel silindri sisepinna (joon. 176 c). Ribide kasutamist võib lubada ainult silindri küllalt suure seinapaksuse korral. Vastasel juhul võib ribide keevitamise tagajärjel esinev deformatsioon vähendada silindri jäikust.

Trossitrumli silindri ja otsplaatide vastutusrikkaid liiteid kujutab joonis 176.

Soovitavamaks liiteks tuleb lugeda faasitud servadega liidet (joon. 176 c), kuid on lubatud liited ka vallõmblustega (joon. 176 a).

Trummel arvutatakse survele, paindele ja väände. Vaatleme trossitrumli silindri elemente trossi all. Tasakaalutingimusest lähtudes saame survepingeks

$$\sigma_s = \frac{P}{d\delta},$$

kus d on silindri pikkus, võrdne trossi läbimõõdule (joon. 177),

δ — silindri seinapaksus,

P — tõmbejõud trossis.

Edasi leiame kriitilise välissurve suuruse, mille tagajärjel võib esineda silindri kaju muutumine. Elastsusteooria järgi saame, et

$$q_{kr} = \frac{3EI}{R^3},$$

kus q on silindrile mõjuv välissurve (joon. 178) ja q_{kr} selle kriitiline suurus,

E — trumli silindri materjali elastsusmoodul,

I — silindri inertsmoment,

R — trumli välisraadius.

Kui võtta toru pikkuseks d ja seinapaksuseks δ , siis

$$l = \frac{d \cdot \delta^3}{12}$$

ja

$$q_{kr} = \frac{Ed}{4} \left(\frac{\delta}{R} \right)^3.$$

Määrame vahekorra P ja q vahel. Silindriliste anumate teooriast teame, et silindris, mis on välispidiselt surutud intensiivsusega q , tekib tangent-siaalne jõud N , mis on võrdne intensiivsuse q ja silindri raadiuse korrutisega. Seega

$$N = q \cdot R = P.$$

Asendame q väärtuse $q = q_{kr}$, siis ka $P = P_{kr}$

$$\frac{P_{kr}}{R} = \frac{Ed}{4} \left(\frac{\delta}{R} \right)^3,$$

millest

$$P_{kr} = \frac{EdR}{4} \left(\frac{\delta}{R} \right)^3.$$

Kui valida püsivustegur võrdseks kahega, siis lubatav jõud trossis trumli silindri püsivuse seisukohalt on

$$P_{lub} = \frac{EdR}{8} \left(\frac{\delta}{R} \right)^3.$$

Juhul kui $P_{arv} > P_{kr}$, siis tuleb trumli silindrit tugevdada kas seinapak-suse suurendamisega või ribide keevitamisega sisepinnale.

Peale püsivuse arvutust kontrollime vastupidavust paindele ja väände.

Toimetaja A. Korba.

Tehniline toimetaja I. Vahre.

Korrektor J. Rammi.

Ladumisele antud 5. VIII 1953. Trükkimisele antud 22. X 1953. Trükiarv 2000. Paber 67×95, 1/16. Trüki-poognaid 10. Formaadile 60×92 kohaldatud trükipoognaid 11,5. Arvutuspoognaid 9,52. MB-12492.

Hans Heidemanni nimeline trükikoda, Tartu, Vallikraavi 4. Tellimise nr. 3056.

На эстонском языке.

Р. Крийс и Э. Соонвальд. Детали машин IV.

Hind rbl. 4.80

3—7

TKO

Rbl. 4.80

A-1853

TÜ RAAMATUKOGU



1 0300 00454210 8