

33-34



**GRADBENI
VESTNIK**

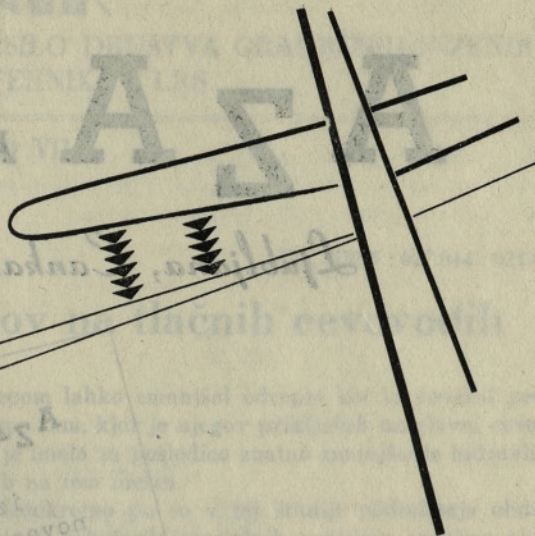
1954

VSEBINA

Dr. ing. Milo Goljevšček: PRISPEVEK K HIDRAVLIKI ODCEPOV NA TLACNIH CEVOVODIH — Ing. Branko Ozvald: SKRAJŠAN POSTOPEK TABELARIČNEGA DIMENZIONIRANJA OPEČNIH TOVARNIŠKIH DIMNIKOV — Ing. Ivan Sovinc: NAPETOSTI, PREMIKI IN ZASUKI TOGE PRAVOKOTNE TEMELJNE PLOŠČE NA ELASTIČNEM POLPROSTORU PRI POLJUBNI EKSCENTRIČNI OBREMENTIVI — Ing. Janko Bleiweis: PRISPEVEK K HIDRAVLIČNEMU RAČUNU USEDALNIKOV S KONTINUIRNIM IZPIRANJEM — Dr. ing. Luj Šuklje: POROČILO O EVROPSKI KONFERENCI ZA PROBLEME STABILNOSTI POBOČIJ V STOCKHOLMU SEPTEMBRA 1954

ELES

Ljubljana



ELEKTROGOSPODARSKA SKUPNOST SLOVENIJE

S SVOJIMI ENOTAMI

ELEKTROGOSPODARSKA SKUPNOST SLOVENIJE

— uprava LJUBLJANA, Hajdrihova ulica 2/II —
Telefon: 32-801

ELEKTRARNA BRESTANICA, tel. Brestanica 15

ELEKTRARNA DRAVOGRAD, tel. Dravograd 14

ELEKTRARNA FALA, p. Selnica ob Dravi, tel. Maribor 24-50

ELEKTRARNA LOBNICA — INVESTICIJSKO NADZORSTVO SKUPNOSTI, Maribor, Heroja Tomšiča 2, tel. 24-06

ELEKTRARNA MARIBORSKI OTOK, p. Kamnica, tel. Maribor 23-33

ELEKTRARNA MEDVODE, tel. Medvode 16 in Ljubljana 20-038

ELEKTRARNA MOSTE, p. Žirovnica, tel. Bled 260

ELEKTRARNA SAVA — KRANJ, Kranj, Stara cesta 5, tel. 266

SOSKE ELEKTRARNE, Nova Gorica, Blok XIV/B, tel. Nova Gorica 60

ELEKTRARNA ŠOŠTANJ V GRADNJI, tel. Šoštanj 25

ELEKTRARNA TRBOVLJE, tel. Trbovlje 13

ELEKTRARNA VELENJE, tel. Velenje 13

ELEKTRARNA VUHRED V GRADNJI, Maribor, Heroja Tomšiča 2, tel. 24-06

ELEKTRARNA VUZENICA, tel. Vuzenica 11

ELEKTRO-CELJE, Celje, Mariborska 2, tel. 23-21

ELEKTRO-GORICA, Nova Gorica, Cesta IX. korpusa 98, tel. Nova Gorica 55

ELEKTRO-KOČEVJE, tel. Kočevje 289

ELEKTRO-KRANJ, Kranj, Stara cesta 5, tel. 338

ELEKTRO-KRSKO, Videm-Krško, tel. Videm-Krško 8

ELEKTRO-LJUBLJANA MESTO, Ljubljana, Krekov trg 10, tel. 30-096

ELEKTRO-LJUBLJANA OKOLICA, Ljubljana, Parmova 33, tel. 39-141

ELEKTRO-MARIBOR MESTO, Maribor, Vita Kraigerja 8, tel. 23-23

ELEKTRO-MARIBOR OKOLICA, Maribor, Heroja Tomšiča 2, tel. 23-21

ELEKTRO-NOVO MESTO, tel. Novo mesto 157

ELEKTRO-SEŽANA, tel. Sežana 13

ELEKTRO-SLOVENJ GRADEC, tel. Slovenj Gradec 24

ELEKTRO-TOLMIN, tel. Tolmin 47

ELEKTRO-TRBOVLJE, tel. Trbovlje 32

ELEKTRO-ŽIROVNICA, tel. Žirovnica 3

ELEKTROGOSPODARSKA ŠOLA CERKNO, tel. Cerkno 4

ELEKTROGOSPODARSKA ŠOLA MARIBOR, Maribor, Vodovodna 28, tel. 23-94

A Z A ATELJE ZA ARHITEKTURO

Ljubljana, Cankarjeva cesta 5 III TELEFON 22-274 DO 22-276

A Z A

izdeluje načrte za šole, stano-
vanjske zgradbe, industrijske
zgradbe, zdravstvene domove, kul-
turne domove itd., kakor tudi
načrte za vzdano in ostalo opremo

Opekarne Ljubljana, Titova cesta 14
(bivše Mestne opekarne). Obveščamo gradbena
podjetja, projektivne biroje, združna podjetja in
vse naše odjemalce ter dobavitelje, da smo se
preimenovali v

G

Opekarne

R

A

LJUBLJANA

D

Titova cesta 14. Telefon št. 22-754, 22-997

Dovoljujemo si ob tej priliki obvestiti vse
cenjene interese, da proizvajamo
zidake, votlake, drenažne cevi in ostale
opečne proizvode ter šamotne izdelke
tudi po naročilu

LJUBLJANSKE OPEKARNE Ljubljana

Direkcija, Emonska cesta 2

Telefon 20-733 in 20-965

OBRATI: Brdo, Cesta na Brdo 96
telefon 20-886 — Opeka, Cesta na Br-
do 108, telefon 22-842 — Vič, Bokališka
cesta 18, telefon 22-833

IZDELUJEMO: zidake, votlake,
strešnike, porolit, plošče monta, strop-
njake, drenažne cevi itd.

Dr. ing. Milo Goljevšček

DK 532.5 : 627.844 : 621.645.4

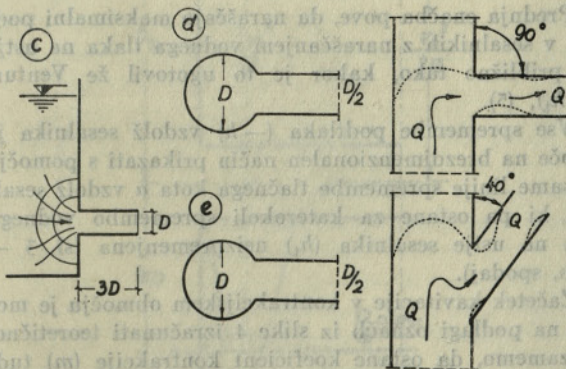
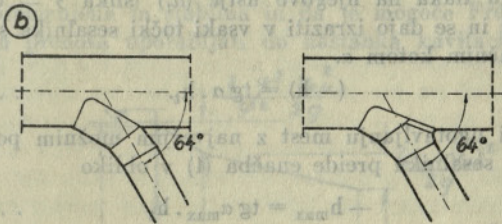
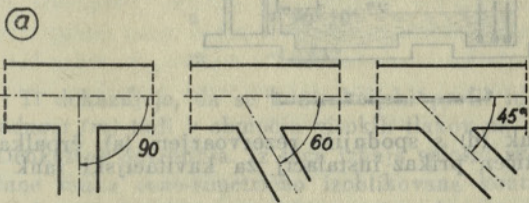
Prispevek k hidravliki odcepov na tlačnih cevovodih

1. UVOD

Prve sistematične preiskave cevnih odcepov so bile izvršene v laboratoriju profesorja Thoma v Monakovem (1) in so pokazale (sl. 1 a), da je za zmanjšanje izgub v odcepu predvsem potrebno povečati njegov premer in zmanjšati njegov odcepni kot.

ukrepom lahko zmanjšal odcepni kot in povečal premer odcepa tam, kjer je njegov priključek na glavni cevovod, kar je imelo za posledico znatno zmanjšanje hidravličnih izgub na tem mestu.

Konkretno pa so v tej študiji podrobneje obdelani rezultati nekaterih specialnih preiskav različno oblikovanih odcepov (sl. 1, c—e), ki jih je izvršil avtor tega članka do zdaj z namenom, da razjasni vprašanje, kako so nastali in naraščali podtlaki v ostrorobih odcepih vse do takrat, ko pride do kavitacije na teh mestih.



Slika 1. Preiskave raznih oblik odcepov na tlačnih cevovodih:

- a) preiskave v Monakovem,
- b) preiskave v Ljubljani,
- c—e) od avtorja preiskani ostrorobi odcepi

Izmed raznih preiskav, ki so jih pozneje še izvršili v svetu, se omenjajo edino le preiskave ing. Grčića v vodogradbenem laboratoriju v Ljubljani leta 1953/54 (sl. 1—6). V teh primerih je bila raziskana možnost vgradnje enojnih ali dvojnih koničnih segmentov na začetku odcepa. Pri tem je bilo ugotovljeno, da se je s tem

2. EKSPERIMENTALNI PRIPOMOČKI IN IZVRŠITEV PREISKAV

Vse preiskave so bile izvršene v visokotlačnem delu vodogradbenega laboratorija v Ljubljani ter so bile tamkaj uporabljene naslednje instalacije.

Na univerzalnem tanku so bili preiskani odcepi pri vodnih pritiskih na njih ustje do 13 m višine vodnega stebra, kavitacijske preiskave pa so bile izvršene na posebnem kavitacijskem tanku. Obe instalaciji sta shematično prikazani na sliki 2 in sta podrobneje opisani v publikaciji, omenjeni pod (3) in (4).

Preiskani modeli odcepov so bili deloma iz medenine deloma iz prozornega polivinila in opremljeni vzdolž osi z gosto razvrščenimi piezometri s priključnimi odprtini 2 mm premera. Vsi ti piezometri so bili priključeni na živosrebrni manometer, na katerem so se zaporedoma odčitali. Vsi piezometrični stiki s harfo oziroma manometrom so bili zaliti z vodo, njihovi zgornji priključki na piezometre odcepa pa so bili vsak dan na novo premazani s polivinilnim lepilom; tako je bilo poskrbljeno za neprodušnost priključkov v območju velikih podtlakov. Prav tako so bile glede podtlaka preizkušene vse za povezavo piezometrov z manometrom uporabljene gumijaste cevi.

Meritev je bila pri manjših pritiskih vode na ustje odcepov zaradi stabilnosti mejnega sloja do centimetra natančna, pri večjih pritiskih nastajajoča labilnost mejnega sloja pa je zlasti v začetni fazi svojega nastanka povzročila precejšnje razločke; ti pa so se pri nadaljnjem večanju pritiska na ustje spet zmanjšali na decimetrsko velikost.

3. REZULTATI PREISKAV

A) Preiskave na ostrorobem odcepu Φ 38 mm, dolžine $L = 3D$, nameščenem pod kotom odcepa 90° v tanki steni

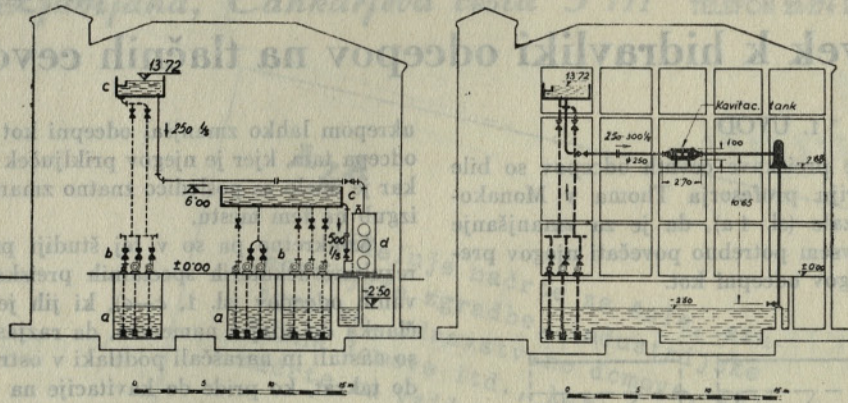
Za preiskavo je bil uporabljen medeninasti odcep, ki je bil vdolan v univerzalni tank in preiskan do 12 m pritiska vode na ustje. Preiskani sesalnik je imel dolžino

$L = 3D$ in bil do kavitacijskega območja enakovreden popolnem sesalniku. V območju največjih pritiskov je bil zavarovan pred nevarnostjo, da bi prodirale majhne količine zraka skozi iztočni profil v njegovo podtlačno cono še s podaljškom, dolgim $1,5D$, ki se je nataknil pri teh poizkusih na njegov izliv.

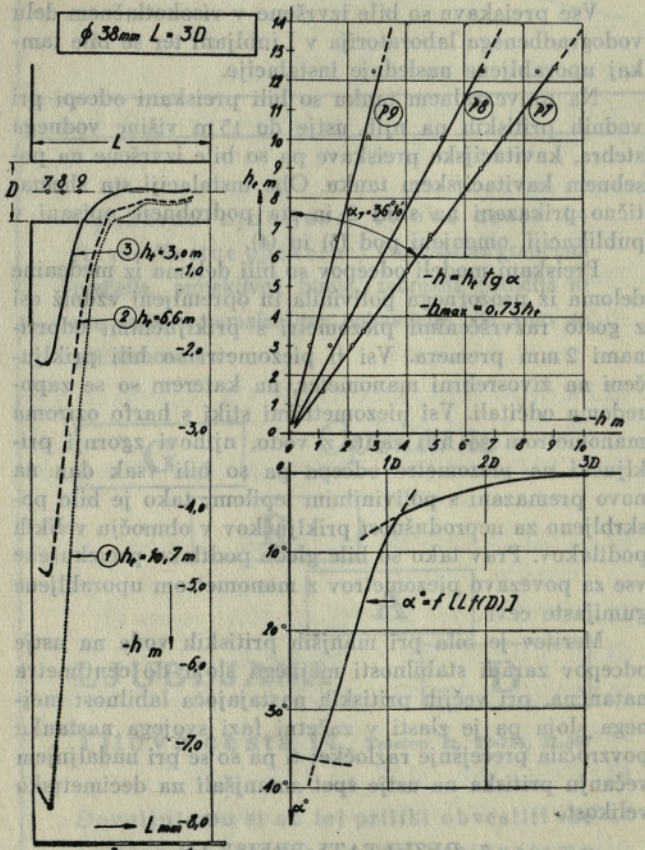
Ta preiskava je pripomogla do tega, da so se lahko podrobneje dognale odtočne razmere v popolnem sesalniku, v katerem ostaja vpliv trenja neopazen.

Preiskava, kako so porazdeljeni tlaki (+h) oziroma podtlaki (-h) na ostenje sesalnika, je pripomogla, da so se nekatera sicer že znana dognanja pravilneje interpretirala oziroma izpopolnila in posplošila. Poglejmo!

Največji podtlaki nastanejo v sesalniku v območju konvergentnega dela kontrahiranega dela pramena do razdalje $0,5D$ od njegovega ustja, nakar se do razdalje $1,5D$ spet reducirajo na ničlo (sl. 3 — levo).



Slika 2. Levo: Shematičen prikaz instalacij za univerzalni tank (d) s spodnjim rezervoarjem (a), črpalkami (b) in stabilizacijskim rezervoarjem (c) — Desno: Shematičen prikaz instalacij za kavitacijski tank



Slika 3. Odcep $\phi 38 \text{ mm}$, z dolžino $3D$

Leva stran: porazdelitev podtlaka (-h) vzdolž odsepa

Desno zgoraj: odvisnost podtlakov (-h) od pritiska zgornje vode (h_t)

Desno spodaj: brezdimenzionalni prikaz porazdelitve podtlakov vzdolž sesalnika s pomočjo tlačnega kota α

Ti podtlaki (-h) rastejo linearno z naraščanjem vodnega tlaka na njegovo ustje (h_t) (slika 3 — desno zgoraj) in se dajo izraziti v vsaki točki sesalnika s svojim tlačnim kotom α .

$$(-h) = \text{tg } \alpha \cdot h_t \quad \dots (1)$$

Pri ugotavljanju mest z največjim možnim podtlakom v sesalniku preide enačba (1) v obliko

$$-h_{\text{max}} = \text{tg } \alpha_{\text{max}} \cdot h_t \quad \dots (2)$$

ter znaša

$$\alpha_{\text{max}} = 36^\circ 10'; \text{ tg } \alpha_{\text{max}} = 0,73.$$

Prednja enačba pove, da naraščajo maksimalni podtlaki v sesalnikih z naraščanjem vodnega tlaka na ustje (h_t) približno tako, kakor je to ugotovil že Venturi ($0,75 h_t$), (5).

Vse spremembe podtlaka (-h) vzdolž sesalnika je mogoče na brezdimenzionalen način prikazati s pomočjo ene same linije spremembe tlačnega kota α vzdolž sesalnika, ki pa ostane za katerokoli spremembo vodnega tlaka na ustje sesalnika (h_t) neizpremenjena (sl. 3 — desno, spodaj).

Začetek kavitacije v kontrakcijskem območju je mogoče na podlagi označb iz slike 4 izračunati teoretično, če vzamemo, da ostane koeficient kontrakcije (m) tudi v kavitacijskem območju konstantna vrednost,

$$m = \frac{v_k}{v_{ek}} = 0,62, \quad \dots (3)$$

ki pomeni razmerje kritične srednje hitrosti v sesalniku

$$v_k = 0,815 \sqrt{2 g h_{tk}} \quad \dots (4)$$

nasproti kritični srednji hitrosti v kontrakcijskem prerezu

$$v_{ek} = \sqrt{\frac{2 g (10,0 + h_{tk})}{1 + \frac{\varphi^2}{\varphi^2}}} \quad \dots (5)$$

Kritični tlak na ustje odcepa, ko nastane kavitacija, znaša na podlagi (3) in pri koeficientu odpora na vtoku $\varphi = 0,98$

$$h_{tk} = \frac{10 \times m^2}{0,815^2 \left(1 + \frac{1 - \varphi^2}{\varphi^2}\right) - m^2} = \dots 12,42 \text{ m.}$$

Temu sledijo vsi drugi parametri:

$$v_k = 12,75 \text{ m/s}$$

$$v_{ek} = 20,55 \text{ m/s}$$

$$\text{tg} \alpha_{\max} = \frac{10,0}{h_{tk}} = 0,805 \quad \alpha_{\max} = 38^\circ 50'$$

Na univerzalnem tanku ugotovljeni eksperimentalni rezultati pa so dali:

$$h_{tk} = 13,7 \text{ m}$$

$$v_k = 13,35 \text{ m/s}$$

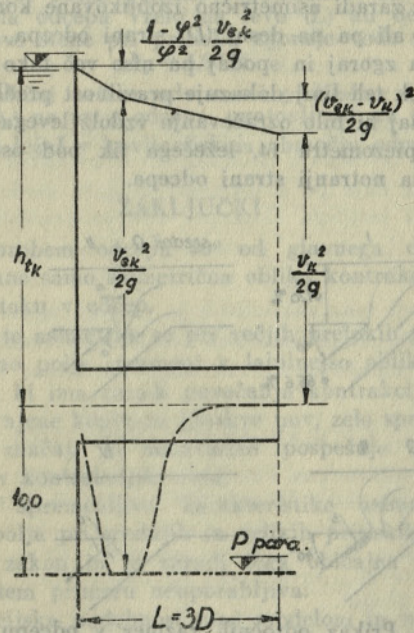
$$v_{ek} = 21,55 \text{ m/s}$$

$$\text{tg} \alpha_{\max} = 0,75$$

$$\alpha = 36^\circ 10'$$

$$m = 0,632.$$

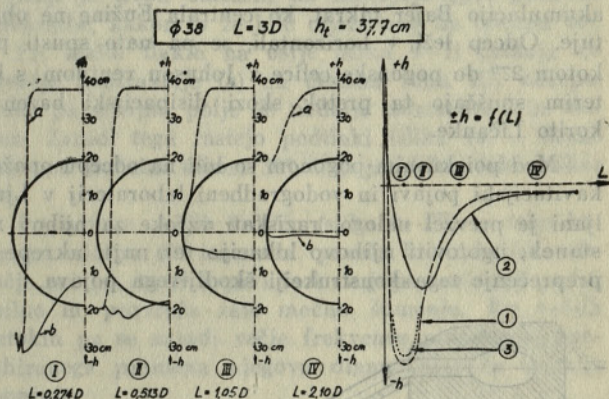
Ti dokazujejo, da se kontrakcijski profil in s tem vrednost (m) tudi v območju visokih tlakov na ustje le malenkostno spreminja. Iz tega izhaja splošni sklep, da ostane vsaka osno-simetrično izoblikovana kontrakcija v primeru kroglasto izoblikovanih ekvipotencialnih ploskev na vtoku v odcep tudi pri največjih pritiskih neizpremenjena in stabilna in da je mogoče Froudejev zakon prenosa uporabljati do nastanka kavitacije.



Slika 4. Kritični parametri vodnega gibanja v sesalniku $\phi 38$ mm, z dolžino $3D$, ko se začneja kavitacija

Analiza spremenljivosti podpritisov v notranjosti odcepa je bila izvršena s pomočjo merjenja hidravličnih tlakov s tanko 3 mm debelo Pitotovo cevjo v posameznih prerezih sesalnika. Te meritve so bile izvršene samo za primer minimalnega pritiska na ustje odcepa $h_t = 0,377$ m, vendar pa je bilo že v tem primeru mogoče dokazati, da bo kavitacija v vrtničasti coni vode nastala

nekoliko prej kakor ob steni sami. Na sliki 5 (levo) vidimo potek linije energije (a) in linije hidravličnega tlaka (b) v posameznih prerezih sesalnika, in sicer v območju največje kontrakcije (prerez I), v območju divergirajočega pramena pod kontrakcijo (prerez II, III), in na koncu sesalnika (prerez IV). Na isti sliki (desno) vidimo potek podpritisov na stene sesalnika, linija (1), potek podpritisov v osi sesalnika, linija (2), in potek podpritisov v vrtničastem delu kontrakcije, linija (3); ki potrjujejo prej omenjeno trditev, da nastane kavitacija najprej v notranjem območju vrtničaste cone ob kontrahiranem prerezu.



Slika 5. Porazdelitev podtlakov (b) v notranjosti sesalnika $\phi 38$ mm, z dolžino $3D$

SKLEP

Vsi podtlaki ($-h$) ali tlaki ($+h$), ki nastanejo na kateremkoli mestu ostenja odcepa, rastejo linearno s pritiskom vode na ustje odcepa, in sicer ne glede na to, kako dolg je odcep.

Pri osno-simetričnem vtekanju vode v odcep ostane ne glede na njegovo dolžino kontrakcija pramena konstantna in stabilna tudi pri velikih tlakih vode na ustje vse do nastanka kavitacije, do katere velja Froudejev zakon prenosa pri uporabi modelne metode.

Ker ostane kontrakcijski pojav stabilen in neizpremenjen tudi pri velikih pritiskih na ustje odcepa, je mogoče podtlak ali tlak v vsaki poljubno izbrani točki ostenja izraziti s pomočjo konstantnega tlačnega kota α , katerega oklepa premica, ki kaže odvisnost podtlaka ($-h$) in pritiska vode na ustje (h_t) na tistem mestu, z ordinato dvodimenzionalnega sistema.

Tudi pri največjih pritiskih se sesalnik dolžine $3D$ še ne ozrači. Prvi pojav kavitacije pa sproži mahoma njegovo popolno ozračenje in odtok se vrši od tu dalje s trajnim ozračenjem kontrakcijske cone. Stalen pojav kavitacije je mogoče tedaj doseči samo v odcepih, ki so znatno daljši kakor sesalnik.

Kavitacija se začneja najprej v rotacijskih jedrih vrtničaste vode, in sicer v območju največjih podtlakov, ki nastajajo na začetku odcepa do oddaljenosti $0,5D$ od vtoka.

Pri nadaljnjem povečanju vodnega tlaka na ustje odcepa začne kavitirati celotna med steno in odtočnim pramenom zaprta vrtničasta voda do oddaljenosti $0,5D$.

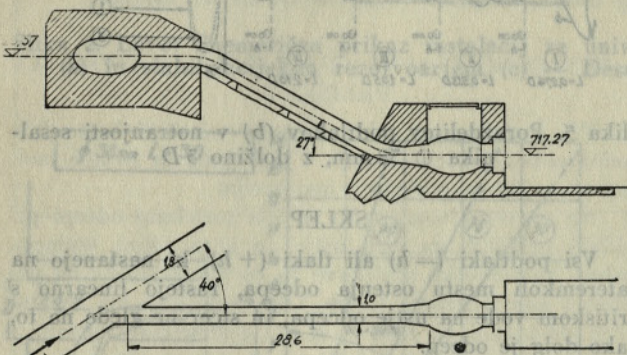
Pri še nadaljnjem povečanju tega tlaka se območje kavitirajoče vode poveča predvsem v nizvodni smeri.

B) Preiskave na ostrorobem odcepu $\Phi 66,6$ mm, z dolžino $L = nD$, priključenem pod kotom 40° na glavni cevovod $\Phi 120$ mm

Pri preiskavi je bil uporabljen odcep iz polprozornega polivinila, ki je bil priključen na kavitacijski tank in tamkaj preizkušen do nastanka kavitacije.

To ponazoruje model 1 : 15 izpraznjevalnega izpusta Vrelo na tlačnem cevovodu HE Fužine—Vinodol (slika 6), ki se pod kotom 40° odcepi od glavne cevi. Odcep ima nalogo, odvajati iz akumulacijskega prostora Lokvarka prihajajoči pretok do $10 \text{ m}^3/\text{s}$ s hitrostjo $12,75 \text{ m/s}$ po $28,6 \text{ m}$ dolgem železnem cevovodu premera $1,0 \text{ m}$ v akumulacijo Bajer takrat, ko centrala Fužine ne obratuje. Odcep leži v horizontali, se pa nato spusti pod kotom 27° do pogonske celice z Johnson ventilom, s katerim spuščajo ta pretok skozi dispacijski bazen v korito Ličanke.

Med poizkusnim pogonom so bili na odcepu opaženi kavitacijski pojavi in vodogradbeni laboratorij v Ljubljani je prevzel nalogo, raziskati vzroke za njihov nastanek, ugotoviti njihovo lokacijo ter najti ukrepe za preprečenje tega konstrukciji škodljivega pojava.



Slika 6. Izpraznjevalni izpust Vrelo na tlačnem cevovodu HE Fužine hidroenergetskega sistema Vinodol

Glede modelne metode je treba pripomniti, da je bilo za kavitacijsko podobnost med modelom in naravo poskrbljeno s tem, da je bilo doseženo enako kavitacijsko število σ v modelu in naravi kakor ga podaja Ackeretova enačba

$$\sigma = \frac{2g(P_0 - P_{\text{para}})}{v^2} \dots (6)$$

V tej enačbi so vse mere prikazane v m vodnega stebra in pomenijo:

P_0 ... absolutni pritisk pred mestom kavitacije,

P_{para} ... pritisk vodne pare v kavitirajočem prostoru,

$\frac{v^2}{2g}$... hitrostno višino izpred kavitacijskega mesta.

Modelne preiskave so pokazale, da se pri osnosimetričnem dotoku vode razvije asimetrično izoblikovana kontrakcija pramena na ostrorobem vtoku odcepa, katera z naraščanjem tlaka na vtoku spreminja svojo obliko in dinamični karakter (slika 7), na naslednji način:

Pri malem tlaku (slika 7—I) se izoblikuje asimetrična in stabilna kontrakcijska oblika vtočnega pramena, ki je na levem ostrem vtočnem robu nenavadno močna, na desnem topem kotu pa minimalna.

Pri večjem tlaku (slika 7—II) se kontrakcija začne večati in izgublja zaradi nihanja mejnega sloja svojo stabilnost. Nihanje tega sloja ima že tolikšno frekvenco, da lahko sproži močnejše šumenje vode in vibracije odcepa na tem mestu.

Pri velikih tlakih (slika 7—III) se frekvenca in moč nihanja mejnega sloja kontrakcije še nadalje stopnjuje, kar povečuje jakost spremljajočih akustičnih in vibracijskih pojavov. Začetek kavitacije se pokaže v obliki belega oblaka v točki (b), ki se pri nadaljnjem zvečanju tlaka na ustju odcepa razširi vzdolž cele leve strani odcepa.

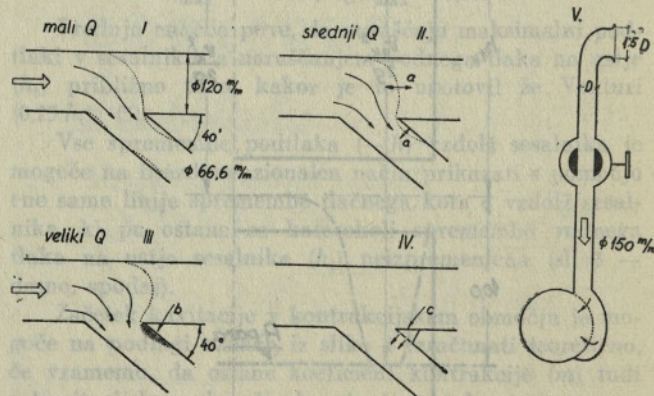
Na sliki 7—IV in V je shematično prikazan laboratorijski predlog za odstranitev kavitacije na tem mestu. Kaže ga ventilacija $\Phi 150$ mm, po kateri zrak s hitrostjo do 60 m/s doteka k $1,0 \text{ m}$ dolgemu perforiranemu pasu cevovoda, ležečemu v območju kavitacije.

Odstotek dovedenega zraka znaša $10,6\% Q_{\text{max}}$, ki preseže vrednost 7% , kolikor ga je po najnovejših preiskavah Bureau of Reclamation (4) potrebno za zanesljivo preprečenje kavitacijske erozije. Povečanje odstotka gre v našem primeru na račun manj intenzivnega premešanja kavitirajoče vode z zrakom, ki mora biti v mestu kolapsa že čim enakomerneje primešan vodi v obliki čim drobnejših mehurčkov.

Skrajna dovoljena hitrost za zrak 60 m/s pa je bila izbrana zato, da se preprečijo prehudi — zaradi raztegljivosti zraka pri večjih hitrostih nastajajoči — vibracijski in akustični pojavi v ventilacijskem sistemu.

Pritiski (+h) oziroma podpritiski (-h), ki nastajajo na steni odcepa, potekajo (slika 8 — levo) zelo različno zaradi asimetrično izoblikovane kontrakcije na levi (L) ali pa na desni (D) strani odcepa, difference v pritiskih zgoraj in spodaj pa niso več tako izrazite.

Potek teh linij dokazuje pravilnost predloga laboratorija, naj bi bilo ozračevanje vzdolž levega roba v območju piezometra 14, ležečega tik pod ostrim robom vtoka na notranji strani odcepa.



Slika 7. Prikaz odtočnih razmer v odcepu pri malih, srednjih in velikih tlakih s predlogom za ozračevanje kavitacijskega mesta (b)

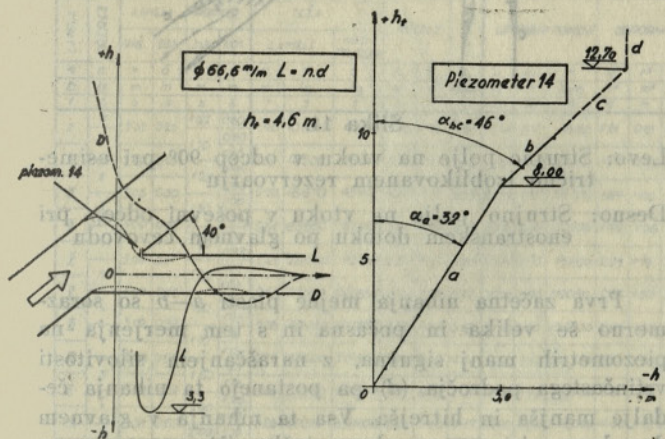
Na sliki 8 — desno prikazani potek odvisnosti $(-h) = f(h_t)$ v coni največjega podtlaka ima poligonalno obliko, ki jo povzroča sprememba dinamike strujnega polja v vtočnem območju odcepa.

Z linijo (a) definirana razmerja $\frac{h_t}{h}$ ostanejo v veljavi le pri malih pretokih, pri katerih kaže strujno polje (slika 7—I) še popolno stabilnost. Prehod iz te za-

konitosti v novo, po premici bc definirano zakonitost pa povzroči nenadno in sunkovito povečanje kontrakcije vtočnega pramena, brž ko je dosežena vrednost $h_t = 8$ m. Iz raztresenih merskih točk v tem območju je razvidno, da je ta sprememba strujnega polja v prvi fazi nastanka še precej labilna in da se stabilizira šele med nadaljnjim povečanjem pretoka.

Iz nenavadno velikega povečanja tlačnega kota α od 32° na 46° je razvidno, da začenja zaradi kontrakcije pramena, stopnjevane do skrajnosti, podtlak v kontrakcijski coni pri piezometru 14 naglo naraščati in da so s tem podani pogoji za pospešen nastanek kavitacije na tem mestu.

Zadnji del (d) pravkar obravnavane linije leži v območju kavitacije.



Slika 8. Levo: Potek pritiskov (podtlakov) na zunanji strani sten modela odcepa Vrelo na levo (L) ali desno (D) stran njegove stene pri pritisku zgornje vode na ustje $h_t = 4,60$ m

Desno: Grafični prikaz odvisnosti podtlakov ($-h$) od pritiskov (h_t) na ustje odcepa, ugotovljenih za piezometer 14, ležeč v kavitacijskem območju odcepa

ZAKLJUČKI

V ostrirobovem odcepu 40° od glavnega cevovoda lahko nastane samo asimetrična oblika kontrakcije pramena, na vtoku v odcep.

Zaradi te asimetrije se pri večjih pretokih prej stabilno strujno polje spremeni v labilnejšo obliko strujnega polja, ki ima zaradi povečanja kontrakcije in pa plapolanja njene konturne ploskve nov, zelo spremenjen dinamični značaj, ki nenavadno pospešuje nastanek kavitacije v kontrakcijski coni.

Zaradi spremenljive karakteristike asimetričnega strujnega polja pri srednjih in velikih pritiskih odpove Froudejev zakon in je zaradi tega običajna modelna metoda v tem primeru neuporabljiva.

Kavitacijska podobnost med modelom in naravo je dosežena v kavitacijski postaji takrat, ko postane gradient hidravličnega tlaka v kavitacijskem področju za model in naravo enak.

Eno najuspešnejših sredstev za preprečenje kavitacijske erozije je zadostno ozračevanje kavitacijskega področja. V takem primeru je treba s pomočjo pravilno razvrščene perforacije poskrbeti, da se zrak čim popolneje in v obliki čim manjših mehurjev premeša z vodo še pred mestom implozije. V takem primeru je mogoče pri dovajanju zraka v količini $7\% Q_{\max}$ že popolnoma preprečiti kavitacijsko erozijo.

C) Preiskava pravokotnega cevnega odcepa $\phi 66,6$ mm in dolžine 3,50

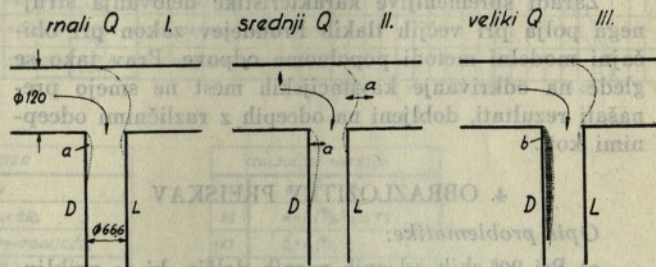
Da bi se nadalje proučevala vprašanja, ki nastanejo glede nastanka kavitacijskih območij v odcepih z asimetrično izoblikovano kontrakcijo, je bil v laboratoriju preiskan isti model kakor v primeru odcepa Vrelo v modelnem merilu 1 : 15 s to spremembo, da je imel v tem primeru kot odcepa 90° .

Eksperimenti so izvršeni na kavitacijski postaji vse do območja pretokov, pri katerih je nastala kavitacija. Kakšni so glavni rezultati teh preiskav?

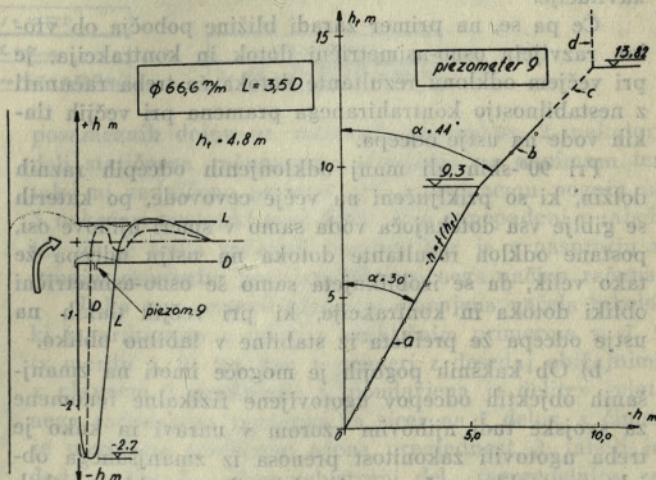
Glede oblikovanja strujnega polja v območju vtoka v odcep je treba omeniti, da nastajajo spet podobne spremembe, kakor so že bile opazovane na odcepu 40° .

Pri malih tlakih na ustje (slika 9—I) prihaja do največje kontrakcije (a) na desnem robu (D) odcepa, ostane pa strujno polje še nadalje asimetrično in stabilno. Zaradi tega rastejo podtlaki (slika 10 — desno — a) pod tlačnim kotom 30° , t. j. približno tako kakor prej.

Pri odtoku večjih količin (slika 9—IV) se tako kakor pri odcepu 40° iznenada poveča kontrakcijsko območje pri (a), ki je v prvi fazi svojega nastanka precej labilno in povzroča zato močno šumenje. Pri večjih pretokih pa se zaradi večje frekvence plapolanja kontrahiranega pramena njegova dinamičnost še nadalje stopnjuje.



Slika 9. Prikaz odtočnih razmer v odcepu I, pri malih, II, pri srednjih, III, pri velikih tlakih na ustje odcepa, a glavna kontrakcija, b mesto prve kavitacije



Slika 10. Levo: Potek podtlakov na zunanji strani sten modela odcepa Vrelo na levo (L) ali desno (D) stran njegove stene pri pritisku zgornje vode na ustju $h_t = 4,8$ m

Desno: Odvisnost podtlakov ($-h$) od pritiskov na ustje odcepa (h_t), ugotovljenih za piezometer 9, ležeč v kavitacijskem območju odcepa

Pri kavitirajočih odtokih (slika 9—III) pride do kavitacije najprej na desni strani in v taki meri, da se zaradi tega kontrahirani pramen popolnoma odloči od desne konture.

Glede poteka hidravličnih podtlakov na levem (L) in desnem (D) obrisu ostenja odcepa je treba pripomniti (slika 10 — levo), da nastanejo na obeh ostrih robovih vtoka skoraj enako veliki podtlaki v območju kontrakcije, vendar pa je obseg teh podtlakov na desni strani nenavadno majhen.

Najmanjše spremembe kaže odcep 90° nasproti odcepu 40° , če primerjamo potek obeh funkcij $(-h) = f(h_t)$, ki ostaneta s tlačnimi koti vred skoraj neizpremenjeni. S tem je doprinešen dokaz, da se karakteristika strujnih polj v obeh primerih le malo spreminja.

Največjo razliko med obema odcepoma pa ustvarja popolnoma različna oblika obeh kontrahiranih pramenov in docela različno situiranje mest, v katerih začenja nastajati kavitacija najprej.

ZAKLJUČEK

V ostrorobem odcepu 90° nastane samo asimetrična oblika kontrakcije, ki se po obliki bistveno razlikuje od tiste, ki je bila ugotovljena za odcep 40° , po značaju strujnega polja pa samo nebitveno. Zaradi tega se kavitacija začenja pri obeh na popolnoma različnih mestih.

Zaradi spremenljive karakteristike delovanja strujnega polja pri večjih tlakih Froudejev zakon pri običajni modelni metodi popolnoma odpove. Prav tako se glede na odkrivanje kavitacijskih mest ne smejo prenašati rezultati, dobljeni na odcepkih z različnimi odcepnimi koti.

4. OBRAZLOŽITEV PREISKAV

Opis problematike:

a) Pri 90° -skih odcepkih raznih dolžin, ki so priključeni na tanko steno bazena z mirujočo vodo, se razvija samo osno-simetrični dotok in kontrakcija. V takem primeru ostane kontrahirani pramen stabilen do meje kavitacije.

Če pa se, na primer zaradi bližine pobočja ob vtoku, razvija osno-asimetrični dotok in kontrakcija, je pri večjem odklonu rezultante dotoka že treba računati z nestabilnostjo kontrahiranega pramena pri večjih tlakih vode na ustje odcepa.

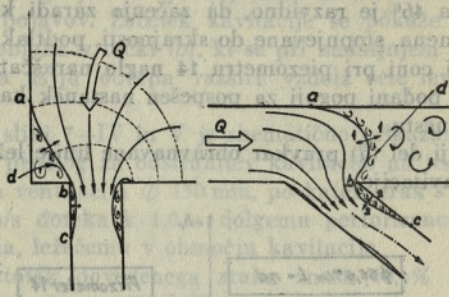
Pri 90° -skih ali manj odklonjenih odcepkih raznih dolžin, ki so priključeni na večje cevovode, po katerih se giblje vsa dotekajoča voda samo v smeri njihove osi, postane odklon rezultante dotoka na ustju odcepa že tako velik, da se izoblikujeta samo še osno-asimetrični obliki dotoka in kontrakcije, ki pri večjih tlakih na ustju odcepa že preideta iz stabilne v labilno obliko.

b) Ob kakšnih pogojih je mogoče imeti na zmanjšanih objektih odcepov ugotovljene fizikalne fenomene za svojske tudi njihovim vzorom v naravi in kako je treba ugotoviti zakonitost prenosa iz zmanjšanega objekta na velikega, če se pri poizkusih uporablja v obeh primerih hitrost, ki je enaka hitrosti v naravi.

Rešitev problematike:

a) Kakor je iz slike 11 razvidno, povzroča začetek labilnosti mejnega sloja $a-b-c$ v prostoru d zaprta voda takrat, ko postanejo z naraščanjem pretoka Q vrtniča-

ste skupine ob tem sloju zadostno aktivne. Zaradi stalnega nastajanja, dislokacije in izginjanja posameznih vrtničastih individuumov dobi mejni sloj $a-b$ različne bočne impulze; zaradi njih začenja nihati v smeri 1—1 okrog srednje lege. Čim večji je pretok, tem hitreje in močnejše so transformacije v vrtničastem področju in tem bolj raste frekvenca tega nihanja.



Slika 11.

Levo: Strujno polje na vtoku v odcep 90° pri asimetrično izoblikovanem rezervoarju

Desno: Strujno polje na vtoku v poševni odcep pri enostranskem dotoku po glavnem cevovodu

Prva začetna nihanja mejne plasti $a-b$ so sorazmerno še velika in počasna in s tem merjenja na piezometrih manj sigurna, z naraščanjem silovitosti vrtničastega področja (d) pa postanejo ta nihanja čedalje manjša in hitrejša. Vsa ta nihanja v glavnem dovodnem sistemu se okrog točke (b) prenesejo na mejno plast ($b-c$), kjer nastajajo ob istočasnem povečanju akustičnih pojavov tudi znatno večje izgube energije v kontrakcijski coni, kar pospešuje nastanek kavitacije na tem mestu.

b) Preiskava hidrodinamičnih pojavov na modelih odcepov, izvršena z enakimi hitrostmi kakor na objektu v naravi, daje po avtorjevem mnenju glede opazovane labilnosti mejnega sloja pri osno-asimetričnem pritoku in glede kavitacije pretirane rezultate, ni pa mogoče napovedati za zdaj še nobene zakonite povezanosti.

Obstoj take zakonitosti je mogoče ugotoviti samo s sistematičnimi preiskavami objekta, izvršenimi za razna modelna merila in z istimi hitrostmi kakor v naravi.

UPORABLJENA LITERATURA

1. Mitteilungen des hydraul. Institutes der technischen Hochschule München, številki 2 in 3, letnik 1929.
2. Ing. Grčić Josip: Gubitci tlaka u račvama pri razdvajanju vodnih tokova na višje turbine (Referat sa III. savetovanja stručnjaka za visoke brane 7. do 10. X. 1954 na Bledu).
3. Dr. ing. Goljevšček Milo: Osnivanje opitne stanice za hidromehansku opremo u hidrotehničkoj laboratoriji TVŠ u Ljubljani, glej publikacijo »Saopštenje sa II. savetovanja stručnjaka Jugoslavije o visokim branama«, 25. do 28. IX. 1952 u Jablanici, stran 147.
4. Dr. ing. Goljevšček Milo: Opasnost kavitacije visoko opterećenih zatvorenih evakuacionih organa na visokim branama i njihove hidromehaničke opreme, i osnivanje opitne kavitacione stanice u Ljubljani, glej isto publikacijo kakor pod (3), stran 119.
5. Kozeny: Hydraulik, Wien 1953, stran 495.
6. Proceedings Minnesota internac. hydraulics Convention, referat Peterka, stran 507.

Od tabel z različnim številom kolon oz. računskih postopkov sem sestavil ter uredil kot osnovo za predmetno razmotrivanje tabelo, ki ima skupno 42 kolon (brez diagramov), kar je nekak minimum pri upoštevanju dosedanjih načinov in obeh prej omenjenih načel. Z ozirom na posamezne dele celotne tabele oz. računa so poenostavitve in spremembe naslednje, pri čemer je upoštevana najpogostejša, to je krožna oblika prereza dimnika:

1. Med tem, ko nastopata pri starejšem načinu računa v posameznih obrazcih oba polmera (zunanji in notranji) in oba premera prereza dimnika, so pri novem načinu izpeljani vsi obrazci tako, da nastopata v njih le oba polmera, s čimer smo skrajšali tabelo za 2 koloni in sicer v II. delu, ki obsega osnovne dimenzije (glej sl. 1!).

2. V III. delu tabele (lastna teža) je po starem načinu računana lastna teža lamele po naslednjih obrazcih

$$g = \pi/4 \Delta_1 v \gamma$$

$$\Delta_1 = D_p^2 - d_p^2$$

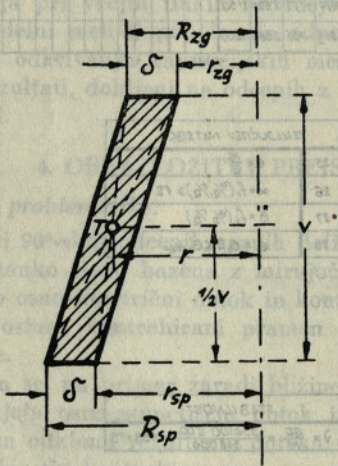
$$D_p = \frac{1}{2} (D_{sp} + D_{zg})$$

$$d_p = \frac{1}{2} (d_{sp} + d_{zg})$$

kar zahteva v tabeli ob upoštevanju osnovnih pogojev 6 kolon. Zato navajam naslednji krajši postopek:

Teža lamele pri prostorninski teži gradiva γ je

$$g = V \gamma$$



Slika 2

kjer pomeni V njeno prostornino ter je slednja z ozirom na sl. 2 po Guldinovem načelu

$$V = F o$$

pri čemer je F ploščina navpičnega prereza lamele, o pa pot težišča T pri rotiranju okoli dimnične osi. Nadalje je z oz. na zadevno sliko

$$F = \delta v$$

$$o = 2\pi r$$

$$r = \frac{1}{2} (R_{sp} + r_{zg})$$

Tako je pot težišča in prostornina lamele

$$V = \delta v \pi (R_{sp} + r_{zg})$$

Če uvedemo glede na prej omenjena načela za tabelo pomožni izraz

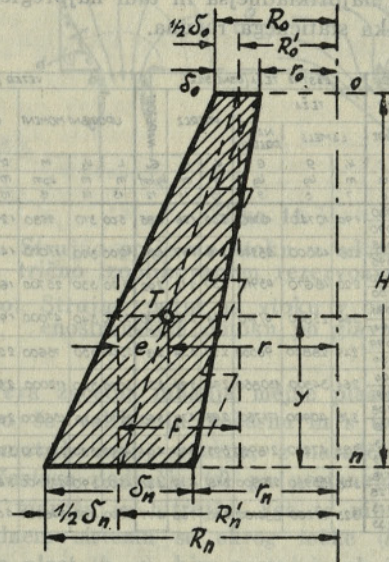
$$K_1 = R_{sp} + r_{zg} \dots (7)$$

(številka za obrazcem pomeni štev. ustrezne kolone v tabeli po sl. 1), je teža lamele

$$g = \pi \gamma v \delta K_1 \dots (8)$$

Ta oblika je zlasti ugodna, ker je vrednost $\pi \gamma v$ za vse prereze dimnika pri enakih višinah lamel v konstantna in nastopajo tako v računu obrazca le 3 faktorji.

Z uporabo obrazcev 7 in 8 smo zmanjšali število zadevnih kolon v tabeli od prej omenjenih 6 na 2, torej za 4 kolone, poenostavitve pa je v tem, da nam pri tej obliki ni treba kvadrirati.



Slika 3

Čprav je navedeni postopek zelo enostaven, pride v poštev predvsem pri dokončnem računu, v katerem moramo določiti vrednost g oz. težo vseh lamel nad določenim prerezem $G = \Sigma g$ (glej sl. 1!) za vsak označeni prerez dimnika. Pri predhodnem poizkusnem dimenzioniranju pa nas zanima le najnižji prerez, v katerem nastopajo običajno največje napetosti in je torej merodajen tudi za dimenzije ostalih prerezov. V tem primeru bi predstavljal prej navedeni postopek nepotrebno zamudo ter navajam zato še, sicer približni, a za ta namen vseskozi dovolj natančen postopek direktne določitve teže G za poljuben odsek vsaj približno enakih višin lamel dimnika (napaka okrog 1/2%):

Stopničasti navpični dimnični prerez pretvorimo po sl. 3 v ploščinsko enak trapez. Tako je teža odseka

$$G = V \gamma$$

Dalje je po Guldinovem načelu

$$V = F o$$

$$F = H/2 (\delta_n + \delta_o)$$

$$o = 2\pi r$$

Polmer poti težišča T je

$$r = R'_n - e$$

ter

$$\frac{e}{y} = \frac{f}{H}$$

oziroma

$$e = \frac{fy}{H}$$

Višinska lega težišča T je

$$y = \frac{H (\delta_n + 2 \delta_o)}{3 (\delta_n + \delta_o)} = H \frac{1 + 2 \delta_o / \delta_n}{3 (1 + \delta_o / \delta_n)}$$

Če uvedemo izraz

$$a = \delta_o / \delta_n$$

in

$$b = \frac{1 + 2a}{3(1 + a)}$$

za kar sem sestavil tudi spodnjo tabelo, dobimo

$$y = Hb$$

in

$$e = fb$$

oziroma polmer

$$r = R'_n - fb.$$

Tako je teža odseka G z oz. na zgoraj navedene izraze

$$G = \pi \gamma H (\delta_n + \delta_o) (R'_n - fb)$$

pri čemer je

$$\begin{aligned} R'_n &= R_n - \delta_n/2 \\ R'_o &= R_o - \delta_o/2 \\ f &= R'_n - R'_o \end{aligned}$$

V kolikor se n. pr. najnižja lamela dimnika po višini znatno razlikuje od ostalih, računamo pri zahtevi večje natančnosti njeno težo g po obrazcu 8, težo ostalih G pa po pravkar navedenem načinu.

3. Slično okrajšavo kakor za račun teže lamele g izvedemo v istem delu tabele (III) tudi pri določitvi ploščine vodoravnega prereza lamele F. Običajno se slednja računa po obrazcih

$$F = \pi/4 \Delta_2$$

$$\Delta_2 = D^2 - d^2$$

kar zahteva v tabeli 4 kolone oz. računске postopke. Krajši način pa je naslednji:

Po sl. 4 je po Guldinovem načelu ploščina vodoravnega reza lamele, to je kolobarja, ki nastane pri rotiranju daljice δ (debelina lamele) okoli osi dimnika

$$F = \delta o$$

Dalje je obseg

$$o = 2\pi r_s$$

in srednji polmer

$$r_s = \frac{1}{2} (R + r).$$

Tako dobimo ploščino

$$F = \pi \delta (R + r).$$

Za tabelo uvedemo zopet pomožni izraz

$$K_2 = R + r$$

... (10)

TABELA ZA KOEFICIENT »b«
(Direktna določitev teže dimnika)

$a = \frac{\delta_o}{\delta_n}$	$b = \frac{1 + 2a}{3(1 + a)}$									
	0	1	2	3	4	5	6	7	8	9
0,0	0,333	0,337	0,340	0,343	0,346	0,349	0,352	0,355	0,358	0,361
0,1	0,364	0,366	0,369	0,372	0,374	0,377	0,379	0,382	0,384	0,387
0,2	0,389	0,391	0,393	0,396	0,398	0,400	0,402	0,404	0,406	0,408
0,3	0,410	0,412	0,414	0,416	0,418	0,420	0,422	0,423	0,425	0,427
0,4	0,429	0,430	0,432	0,434	0,435	0,437	0,438	0,440	0,441	0,443
0,5	0,444	0,446	0,447	0,449	0,450	0,452	0,453	0,454	0,456	0,457
0,6	0,458	0,460	0,461	0,462	0,463	0,465	0,466	0,467	0,468	0,469
0,7	0,471	0,472	0,473	0,474	0,475	0,476	0,477	0,478	0,479	0,480
0,8	0,481	0,483	0,484	0,485	0,486	0,486	0,487	0,488	0,489	0,490
0,9	0,491	0,492	0,493	0,494	0,495	0,496	0,497	0,497	0,498	0,499
1,0	0,500	—	—	—	—	—	—	—	—	—

in je torej ploščina prereza lamele

$$F = \pi \delta K_2 \dots (11)$$

Na ta način smo skrčili število kolon tega postopka od 4 na 2, torej za 2 koloni, poenostavljen pa je račun tudi tukaj s tem, da odpade kvadriranje.

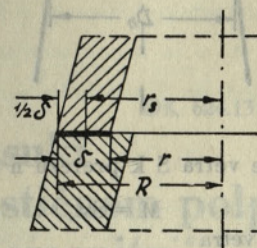
4. Glavno vprašanje predstavlja pri dosedanjih tabelah račun upogibnega momenta k določenemu prerezu dimnika v IV. delu tabele (veter). V večini primerov se uporablja za to količino izraz

$$M_n = \Sigma (Sy)$$

kjer pomeni S silo vetra na posamezno lamelo, y pa ustrezno ročico te sile k določenemu prerezu n. Ker sta tako sila, kakor tudi ročica, za vsako lamelo oz. prerez različni, računa momenta M_n ni mogoče zajeti v tabelarično obliko. Število kolon bi namreč bilo zelo veliko, poleg tega pa tudi odvisno od števila lamel dimnika. Za določitev omenjene vrednosti (ΣSy) pride tako v poštev le prost račun ali grafična metoda, kar pa zavlačuje postopek in zmanjšuje preglednost. V tabelo vpisujejo kot nekaj kompromis le vrednosti za silo S, lego težišča projekcije lamele (trapez) y ter vrednost momenta M_n , pri čemer pa so potrebne n. pr. že samo z oz. na obrazec

$$y = \frac{v (D_{sp} + 2 D_{zg})}{3 (D_{sp} + D_{zg})}$$

4 kolone oz. postopki.

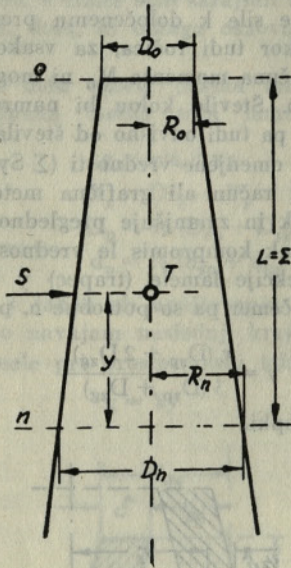


Slika 4

Med praktičnimi primeri sem sicer opazil način, s pomočjo katerega je mogoče ob zadostitvi osnovnima načeloma tabelaričnega računa določiti moment v nekem prerezu s pomočjo 6 kolon. Postopek pa sloni na približni predpostavki, da je prijemališče sile na lamelo v polovici višine in torej ne v težišču prereznega tra-

peca, njega večji nedostatek pa je v tem, da je računani moment k poljubnemu prerezu s pomočjo postopnega upoštevanja momentov višjih prerezov. To nam onemogoča direktni preizkus nekega poljubnega prereza, kar je zlasti važno pri začetni poizkusni določitvi osnovnih dimenzij (najnižji prerez), poleg tega pa vpliva tudi morebitna računaska napaka nekega prereza na vse nadaljnje.

Tako sem sestavil postopek, ki je v primeri z obema navedenima znatno krajši, v primeri z drugim približnim pa tudi popolnoma natančen in, kar je najvažnejše, račun nekega prereza ni odvisen od ostalih ter nam je tako omogočeno direktno dimenzioniranje poljubnega prereza:



Slika 5

Moment sile vetra S k prerezu n je po sl. 5

$$M = Sy.$$

Nadalje je sila vetra

$$S = p\eta F$$

pri čemer je po jugoslovanskih predpisih za tovarniške dimnike iz l. 1932 (novejših še nimamo) pritisk vetra za višino dimnika nad terenom H podan z izrazom

$$p = C (125 + 0,6 H) \quad H \dots m, p \dots \text{kg/m}^2$$

ter zmanjševalni koeficient za krožni prerez

$$\eta = 0,67.$$

Koeficient C, v katerem je zapopadna jakost vetra, je določen po predpisih iz l. 1932 za cone z najšibkejšim vetrom z vrednostjo 1,00, za cone z jačjim vetrom pa z vrednostjo 1,25 do 1,50. Ker so bile geografske cone jakosti vetra za našo državo točneje določene šele s predpisi za obremenitev zgradb iz l. 1948, pri čemer pa obremenitve same za dimnike ne veljajo, predlagam vskladitev obeh omenjenih predpisov v obliki naslednje tabele za odnos med koeficientom C in vetrno cono:

TABELA ZA KOEFICIENT $\eta > C <$

Cona	C
I	1,00
II	1,25
III	1,50

Nemški predpisi za tovarniške dimnike, ki jih pri nas sicer včasih uporabljajo, se mi ne zdijo primerni, ker ne predvidevajo različnih con z ozirom na jakost vetra, kar pa je v naši državi vsekakor aktualno.

Ploščina trapeca je po sl. 5

$$F = L/2 (D_n + D_0)$$

momentna ročica sile S z ozirom na njeno prijemališče v težišču trapeca T pa je podana z izrazom

$$y = \frac{L (D_n + 2 D_0)}{3 (D_n + D_0)}.$$

Tako je moment

$$M = CL^2 (13,95 + 0,067 H) (D_n + 2 D_0).$$

Če izrazimo z ozirom na točko 1 tega razmotrivanja (osnovne dimenzije) premera (D) s polmeri (R) oziroma

$$D_n = 2 \cdot R_n, \quad D_0 = 2 R_0$$

je

$$D_n + 2 D_0 = 2 (R_n + 2 R_0)$$

in

$$M = CL^2 (27,9 + 0,134 H) (R_n + 2 R_0).$$

Za tabelo uvedemo pomožni vrednosti

$$L = \Sigma v \quad \dots (13)$$

in

$$K_3 = R_n + 2 R_0 \quad \dots (14)$$

ter dobimo tako moment M v obliki

$$M = (27,9 + 0,134 H) CL^2 K_3 \quad \dots (15)$$

pri čemer je izraz $(27,9 + 0,134 H)C$ konstanten za vse prereze dimnika.

Število kolon smo na ta način zmanjšali od najmanj 6 na 3, torej vsaj z 3 kolone. Poenostavitev, ki je omejenjena že v uvodu tega poglavja, pa je še posebno pomembna v zvezi s postopkom za direktno določitev teže odseka G, ki je naveden v točki 2, ker smo na ta način omejili ponavljanje računa na 1 sam, navadno najnižji prerez dimnika.

5. Ob zaključku IV. dela tabele računamo vrednosti za vztrajnostni moment vodoravnega prereza lamele I oziroma odporni moment W, za kar so bili doslej običajni obrazci

$$W = I/R$$

$$I = \pi/64 J_3$$

$$J_3 = D^4 - d^4$$

ter je bilo za to potrebno v tabeli 5 kolon. Postopek sem skrajšal in poenostavil, kakor sledi:

Odporni moment izrazimo v obliki

$$W = Fj.$$

Ploščino prereza F imamo že izračunano v kol. 11, polmer jedra prereza j pa je

$$j = \frac{D^2 + d^2}{8D} = \frac{R^2 + r^2}{4R}.$$

Če uvedemo pomožni izraz

$$K_4 = R^2 + r^2 \quad \dots (18)$$

dobimo odporni moment v obliki

$$W = \frac{FK_4}{4R} \quad \dots (19)$$

Za gornji izraz potrebujemo 4 kolone, skrajšanje znaša torej 1 kolono, enostavnejši pa je ta način predvsem zato, ker ni treba računati četrtih potenc kakor pri prejšnjem. Nadalje nastopa pri prvem primeru v izrazu za A_3 odštevanje, pri čemer se relativna napaka celotnega izraza zaradi eventualne netočnosti sumandov poveča medtem, ko nastopa v našem primeru seštevanje ki analogno napako zmanjša.

6. V VI. delu tabele (izključitev nategov) je običajno izveden preizkus lege nastopajoče nevtralne osi z ozirom na dopustno v 3 kolonah in sicer za vrednost α ter za izraza

$$z = R\alpha \geq z_{\min}$$

in

$$z_{\min} = 0,6 D.$$

Gornji kriterij ($z \geq z_{\min}$) pa lahko določimo v krajši obliki:

Ker je

$$D = 2 R$$

lahko pišemo izraz

$$R\alpha \geq 0,6 D$$

v obliki

$$R\alpha \geq 1,2 R$$

iz česar sledi

$$\alpha \geq 1,2 \quad \dots (26)$$

in s čimer je že podan kriterij za zahtevano lego nevtralne osi pri izključitvi nategov.

Ing. Ivan Sovinc

DK 624.131.522 : 624.131.542

Napetosti, premiki in zasuki toge pravokotne temeljne plošče na elastičnem polprostoru pri poljubni ekscentrični obremenitvi*

Pri presoji stabilnosti centrično ali ekscentrično obremenjenih togih temeljnih plošč in togih blokovnih temeljev nas zanima absolutna velikost usedkov temeljnih tal, kot zasuka plošče (pri ekscentrični obtežbi) ter razdelitev reaktivnih pritiskov na dnu plošče. Od velikosti usedkov oziroma zasukov je odvisna v veliki meri varnost zgradbe, od razdelitve reaktivnih pritiskov pa debelina betonske plošče in količina armature v njej.

V tej razpravi bomo podali kratek pregled analitičnega postopka za ocenjevanje usedkov, zasukov in reaktivnih pritiskov togih kvadratnih in pravokotnih plošč z aplikacijami na nekaterih primerih. Ko bomo obravnavali ekscentrično obremenjene plošče, bomo ekscentrično zunanjo obtežbo razstavili na enakomerno razdeljeno obtežbo p in na upogibni moment M , ki da linearno potekajoče napetosti z robnimi vrednostmi $\pm p_R$. Reaktivne pritiske zaradi obtežbe p in $\pm p_R$ pa bomo označili s q .

Suponirali bomo, da so tla elastičnostno izotropen polprostor, da je razmerje med napetostmi in deformacijami premo, dalje, da so plošče povsem toge ter da

* Referat s 5. letne skupščine Jugoslovanskega društva za mehaniko tal in fundiranje (Ilidža pri Sarajevu, 2.—5. 6. 1954).

Število zadevnih kolon se je torej zmanjšalo od 5 na 1 ter se je s tem tabela skrajšala za 2 koloni.

Kar se tiče VII., to je dodatnega dela tabele, ki služi vrisavanju diagramov napetosti, ki predstavljajo rezultate celotnega računa, bi bilo opozoriti še na naslednje: Njega namen je poleg splošnega pregleda olajšati tudi pregled nad eventualnimi računskimi napakami, ki so navadno tam, kjer nastopajo motnje v enakomernosti poteka ustreznega diagrama. Upoštevati pa morimo, da bo v primeru neenakih višin posameznih lamel dimnika omenjeni namen dosežen le, če bodo tudi prerezom pripadajoče horizontale v diagramu narisane v medsebojnih razdaljah, ki ustrezajo razmerju višin pripadajočih lamel.

Tako smo z navedenimi 6 poenostavitvami skrajšali uvodoma omenjeno tabelo za skupno 14 kolon, to je od 42 na 28. Skrajšanje po tem kriteriju znaša 33%. Če upoštevamo, da odpade od tega na računske postopke same pri starem načinu 35, pri novem skrajšanem pa 21 kolon, znaša tozadevno skrajšanje 40%. Ker pa smo z opisanim postopkom omogočili neposredno preizkus oz. dimenzioniranje poljubnega prereza, smo zreducirali ponavljanje računa na 1 sam prerez tako, da izvršimo preračun vseh ostalih prerezov v večini primerov le enkrat in še to več ali manj zgolj kot formalnost. Ob upoštevanju tega dejstva pa znaša skrajšanje celotnega računskega postopka tudi 80%, kar je zlasti pri nas, kjer so tovrstne gradnje zaradi nagle industrializacije razmeroma pogoste, še posebne pomena.

je pri ekscentrično obremenjenih ploščah vpliv enakomerno razdeljene obtežbe tako velik, da ne nastopijo ob skupnem učinku obtežb p in M v tleh natezne napetosti.

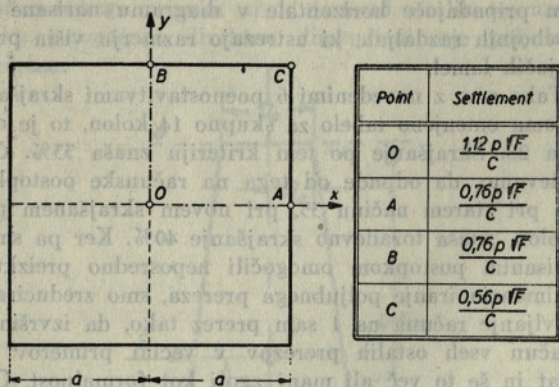
1. CENTRIČNA OBREMENITEV

Z integracijo enačb za deformacije in napetosti za točkovno obremenitev polprostora se dobe tudi rešitve za ploskovne gibe obremenitve. Za primer enakomerno razdeljene obtežbe $p = \text{konst.}$ v območju kvadratne ali pravokotne bremenske ploskve se izkaže, da so najmanjši usedki v vogalnih točkah ploskve enaki polovični vrednosti največjih usedkov v središčni točki bremenske ploskve. *Schleicher*¹ (1935) podaja tabelarično velikosti usedkov elastične podlage (w) različnih točk za kvadratne in pravokotne enakomerno obremenjene gibe ploskve različnih razmerij stranic a . Na sliki 1 so reproducirani njegovi podatki za kvadratne bremenske ploskve. V teh izrazih je p specifični tlak v dnu bremenske ploskve ($p = \frac{P}{F}$), $\sqrt{F} = 2a$; $2a$ je stranica kvadrata, $C = \frac{m^2 E}{m^2 - 1}$, kjer pomeni m Poissonovo šte-

¹ *F. Schleicher, Zur Theorie des Baugrundes, Der Bauingenieur 1926, s. 931—935.*

vilo in E modul stisljivosti tal, ki izraža razmerje med napetostmi in deformacijami.

Toga plošča tem teoretično izračunanim usedom tal ne more slediti. Usedla se bo za neko srednjo vrednost (u), reaktivni pritiski pa se bodo koncentrirali bolj ob robovih. Naša naloga obstoji prav v tem, da ocenimo ta povprečni usdek u ter da ocenimo razdelitev in velikost reaktivnih pritiskov tal q za kvadratne plošče in za pravokotne plošče različnih razmerij daljše proti krajši stranici ($\alpha = \frac{2a}{2b}$).



Slika 1

Volimo sledeči postopek: Ploščo razdelimo na majhne kvadratne bremenske elemente s stranicami c ($c = \frac{2a}{n_1} = \frac{2b}{n_2}$, če sta a in b polovični stranici plošče). Za tak element k sledi po Schleicherju povprečni usdek

$$w_k = \frac{0,95 p_k \sqrt{F}}{C} \quad \dots (1)$$

Zaradi obremenitve podajne podlage na bremenskem elementu k se usedejo tudi ostali kvadratni elementi, na katere smo ploščo razdelili. Velikost povprečnih usdkov teh elementov, ki so od elementa k različno oddaljeni, dobimo s slike 2. Na njej so prikazane črte enakih usdkov in pripisane velikosti povprečnih usdkov kvadratnih elementov i do oddaljenosti $10c$ od elementa k . Da dobimo prave vrednosti usdkov teh elementov, je treba številke, vpisane v posameznih kvadratih, pomnožiti s faktorjem $\frac{p\sqrt{F}}{C}$.

Po tem principu ugotovimo postopoma usedke vseh kvadratnih elementov zaradi obremenitve vse plošče oziroma vseh elementov. Najprimerneje je, da izrišemo ploščo, razdeljeno na manjše elemente, na prozoren papir in jo polagamo na sliko 2, — ki predstavlja neke vrste vplivnico za deformacijo, — zaporedoma za vse bremenske elemente. Zaradi simetrije zadostuje pri pravokotnih ploščah račun za $\frac{1}{4}$ plošče ($m_1 = 4$), pri kvadratnih ploščah pa za $\frac{1}{8}$ plošče ($m_1 = 8$). Za vsako pozicijo plošče si zapišemo vplivne koeficiente a_{ik} , ki predstavljajo velikost povprečnega usdka elementa i zaradi obtežbe $X_k = 1$, ki deluje na ploskvi k .

Usdek površine podajne podlage mora biti enak pomiku plošče. Postavimo pogoj

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} \cdot \frac{q_k \sqrt{F}}{C} = u = \text{konst.} \quad \dots (2)$$

Upoštevamo, da je $\sqrt{F} = c$, če je c stranica kvadratnih elementov, na katero smo ploščo razdelili ($c = \frac{2a}{n_1} = \frac{2b}{n_2}$), in da je reaktivni pritisk na elementu k podan z izrazom

$$q_k = \frac{X_k}{c^2} \quad \dots (3)$$

Tedaj dobi enačba (2) obliko

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} \frac{X_k}{c^2} = u = \text{konst.} \quad \dots (4)$$

Uvedemo količnike

$$x_k = \frac{X_k}{P} \quad \dots (5)$$

Tedaj je po enačbi (4)

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} x_k = u \frac{c^2}{P} = u' = \text{konst.} \quad \dots (6)$$

Za n elementov k dobimo tako n enačb z n neznankami x_k . Za ugotovitev nadaljnje neznanke u' lahko uporabimo še pogoj

$$\sum_{k=1}^n x_k = 1, \quad \dots (7)$$

ki se dobi iz ravnovesne enačbe

$$\sum_{k=1}^n X_k = P. \quad \dots (7')$$

Po enačbi (6) je pravi usdek u

$$u = u' \frac{P}{c^2} \quad \dots (6')$$

Za reševanje enačb uporabimo Gaussovo metodo. Kakor smo že omenili, se lahko število enačb in neznank x_k zmanjša pri kvadratnih ploščah na osmino ($m_1 = 8$), pri pravokotnih ploščah pa na četrtino ($m_1 = 4$).

V enačbo (6') vstavimo (slika 3)

$$P = p A B = p A n_2 c \quad \dots (8)$$

in dobimo izraz

$$u = n_2 u' \frac{pA}{C} = \beta \frac{pA}{C}, \quad \dots (9)$$

če je

$$\beta = n_2 u'.$$

Za $n_2 = 4$ in za različna razmerja $a = \frac{A}{B}$ so količniki β podani v diagramu na sliki 3. Tako lahko po enačbi (9) izračunamo usdek toge plošče u , če vstavimo vrednosti za

$$p = \frac{P}{F} = \text{enakomerno razdeljena obremenitev,}$$

A = daljša stranica plošče,

$$C = \frac{m^2}{m^2 - 1} \cdot E$$

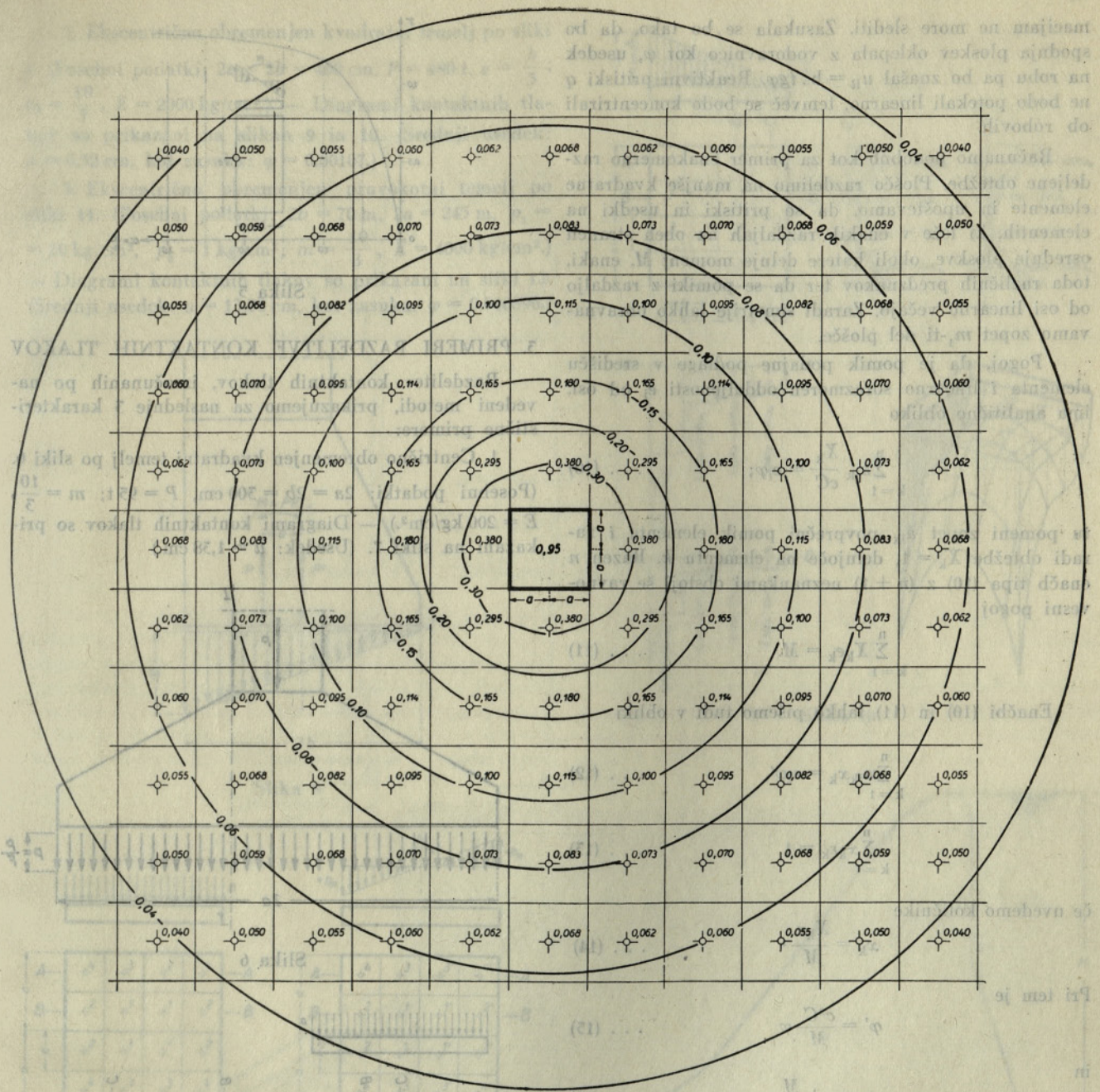
(m = Poissonovo število, E = deformacijski modul).

Enačbo (3) lahko zapišemo z upoštevanjem izraza (5) tudi v obliki

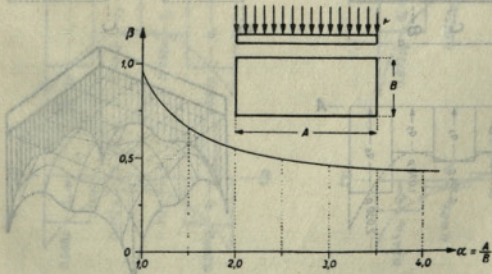
$$q_k = \frac{x_k P}{c^2} = \frac{x_k p F}{c^2} \quad \dots (3')$$

2. EKSCENTRICNA OBREMNITEV

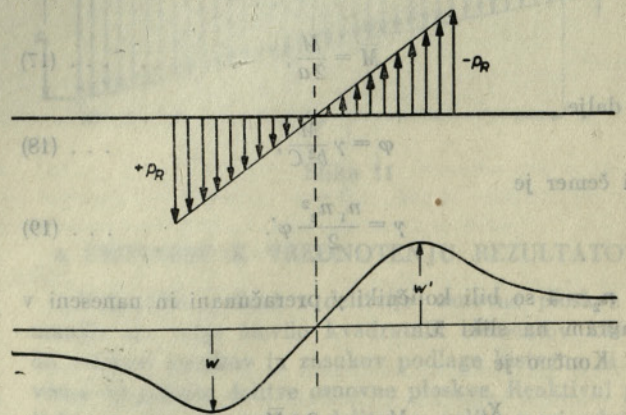
Površina polprostora, obremenjena na kvadratni ali pravokotni gibki površini z momentom M , se deformira približno v obliki, kot je prikazana na sliki 4. Toga plošča tudi za ta obtežni primer tako različnim defor-



Slika 2



Slika 3



Slika 4

macijam ne more slediti. Zasukala se bo tako, da bo spodnja ploskev oklepala z vodoravnico kot φ , usdek na robu pa bo znašal $u_R = b \cdot \operatorname{tg} \varphi$. Reaktivni pritiski q ne bodo potekali linearno, temveč se bodo koncentrirali ob robovih.

Računamo podobno kot za primer enakomerno razdeljene obtežbe. Ploščo razdelimo na manjše kvadratne elemente in upoštevamo, da so pritiski in usdki na elementih, ki leže v enakih razdaljah na obeh straneh osrednje ploskve, okoli katere deluje moment M , enaki, toda različnih predznakov ter da se pomiki z razdaljo od osi linearno večajo. Zaradi simetrije lahko obravnava zopet m_1 -ti del plošče.

Pogoj, da je pomik podajne podlage v središču elementa i linearno sorazmeren oddaljenosti e_i od osi, ima analitično obliko

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} \frac{X_k}{cC} = e_i \varphi; \quad \dots (10)$$

tu pomeni zopet a_{ik} povprečni pomik elementa i zaradi obtežbe $X_k = 1$, delujoče na elementu k . Razen n enačb tipa (10) z $(n+1)$ neznankami obstoji še ravnovesni pogoj

$$\sum_{k=1}^n X_k e_k = M. \quad \dots (11)$$

Enačbi (10) in (11) lahko pišemo tudi v obliki

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} x_k = \varepsilon_i \varphi', \quad \dots (12)$$

$$\sum_{k=1}^n x_k \varepsilon_k = 1, \quad \dots (15)$$

če uvedemo količnike

$$x_k = \frac{X_k c}{M}. \quad \dots (14)$$

Pri tem je

$$\varphi' = \frac{c^3 C}{M} \varphi \quad \dots (15)$$

in

$$\varphi = \varphi' \frac{M}{c^3 C}. \quad \dots (16)$$

Če uvedemo momente \bar{M} na enoto dolžine $2a$

$$\bar{M} = \frac{M}{2a}, \quad \dots (17)$$

je dalje

$$\varphi = \gamma \frac{\bar{M}}{b^2 C}, \quad \dots (18)$$

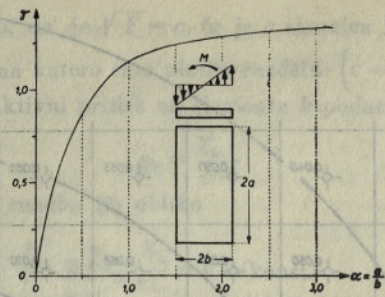
pri čemer je

$$\gamma = \frac{n_1 n_2^2}{2} \varphi'. \quad \dots (19)$$

Za $n_2 = 4$ so bili količniki γ preračunani in naneseni v diagram na sliki 5.

Končno je

$$q = \frac{X_k}{c^2} = x_k \frac{M}{c^3} = x_k \frac{2a \bar{M}}{c^3}. \quad \dots (20)$$



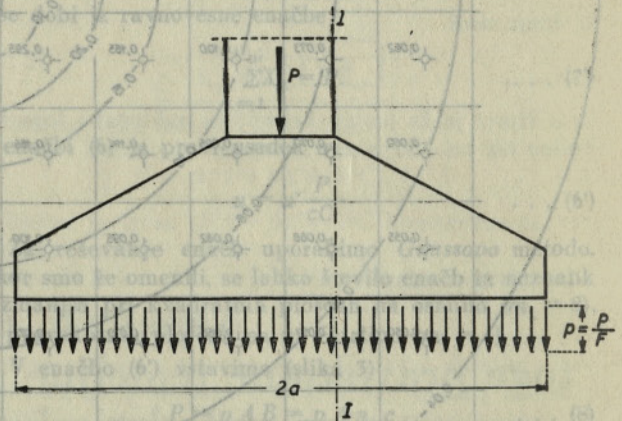
Slika 5

3. PRIMERI RAZDELITVE KONTAKTNIH TLAKOV

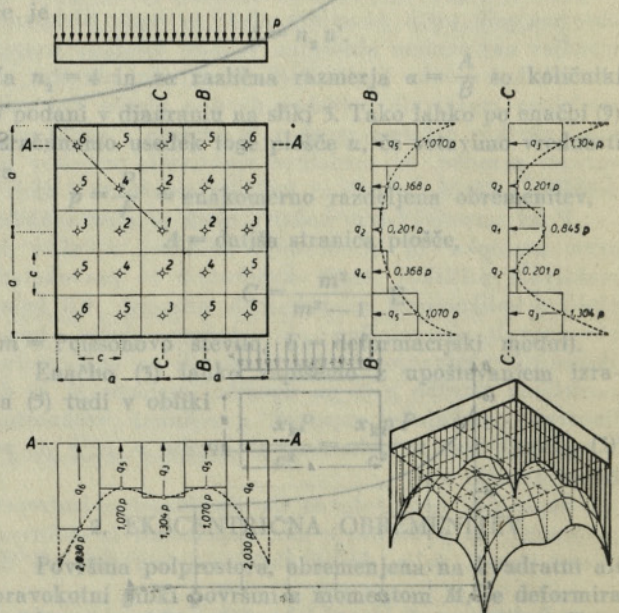
Razdelitev kontaktnih tlakov, izračunanih po uvedeni metodi, prikazujemo za naslednje 3 karakteristične primere:

1. Centrično obremenjen kvadraten temelj po sliki 6.

(Posebni podatki: $2a = 2b = 300$ cm, $P = 95$ t; $m = \frac{10}{3}$, $E = 200$ kg/cm²). — Diagrami kontaktnih tlakov so prikazani na sliki 7. (Usdek: $u = 1,58$ cm.)



Slika 6

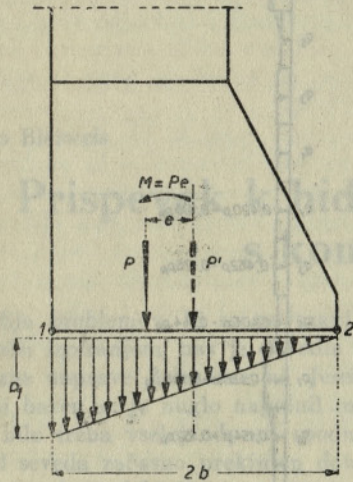


Slika 7

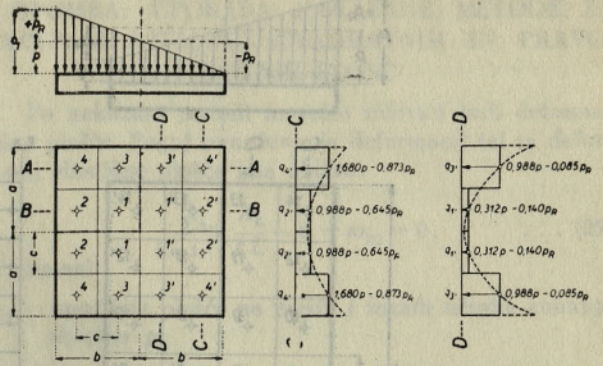
2. Ekscentrično obremenjen kvadratni temelj po sliki

8. (Posebni podatki: $2a = 2b = 400$ cm, $P = 480$ t, $e = \frac{b}{3}$; $m = \frac{10}{3}$, $E = 2000$ kg/cm².) — Diagrami kontaktnih tlakov so prikazani na slikah 9 in 10. (Srednji usdek: $u = 0,52$ cm, kot zasuka: $\varphi = 0,00107$.)

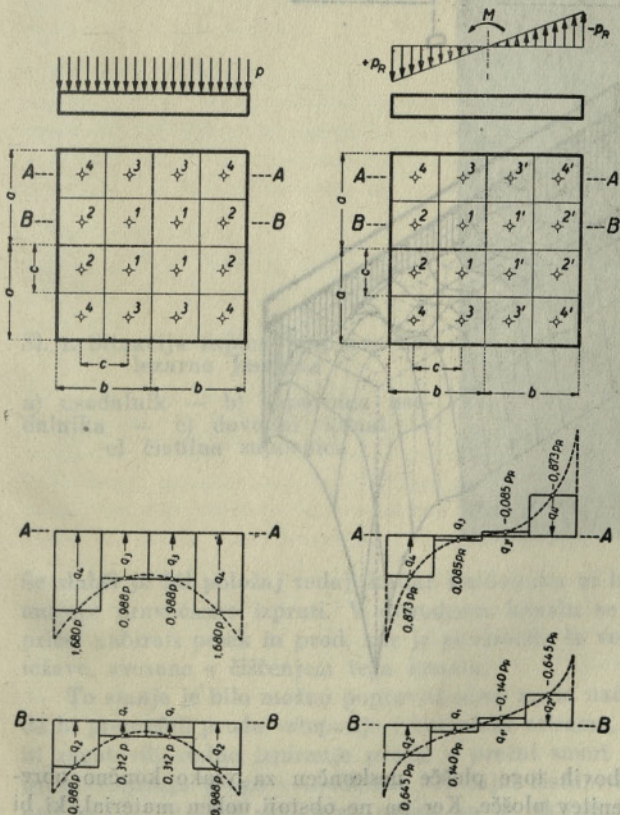
3. Ekscentrično obremenjen pravokotni temelj po sliki 11. (Posebni podatki: $2b = 70$ m, $2a = 245$ m, $p_1 = 10$ kg/cm², $p_2 = 1$ kg/cm²; $m = \frac{10}{3}$, $E = 4000$ kg/cm².) — Diagrami kontaktnih tlakov so prikazani na sliki 12. (Srednji usdek: $u = 13,78$ cm, kot zasuka: $\varphi = 0,000896$.)



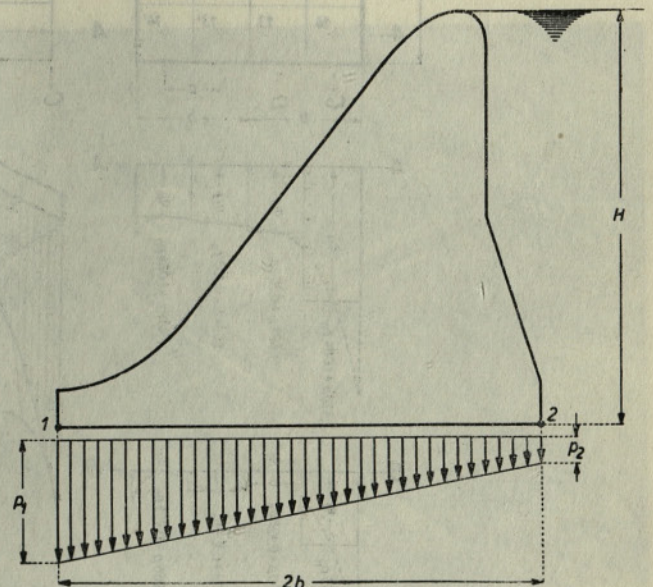
Slika 8



Slika 10



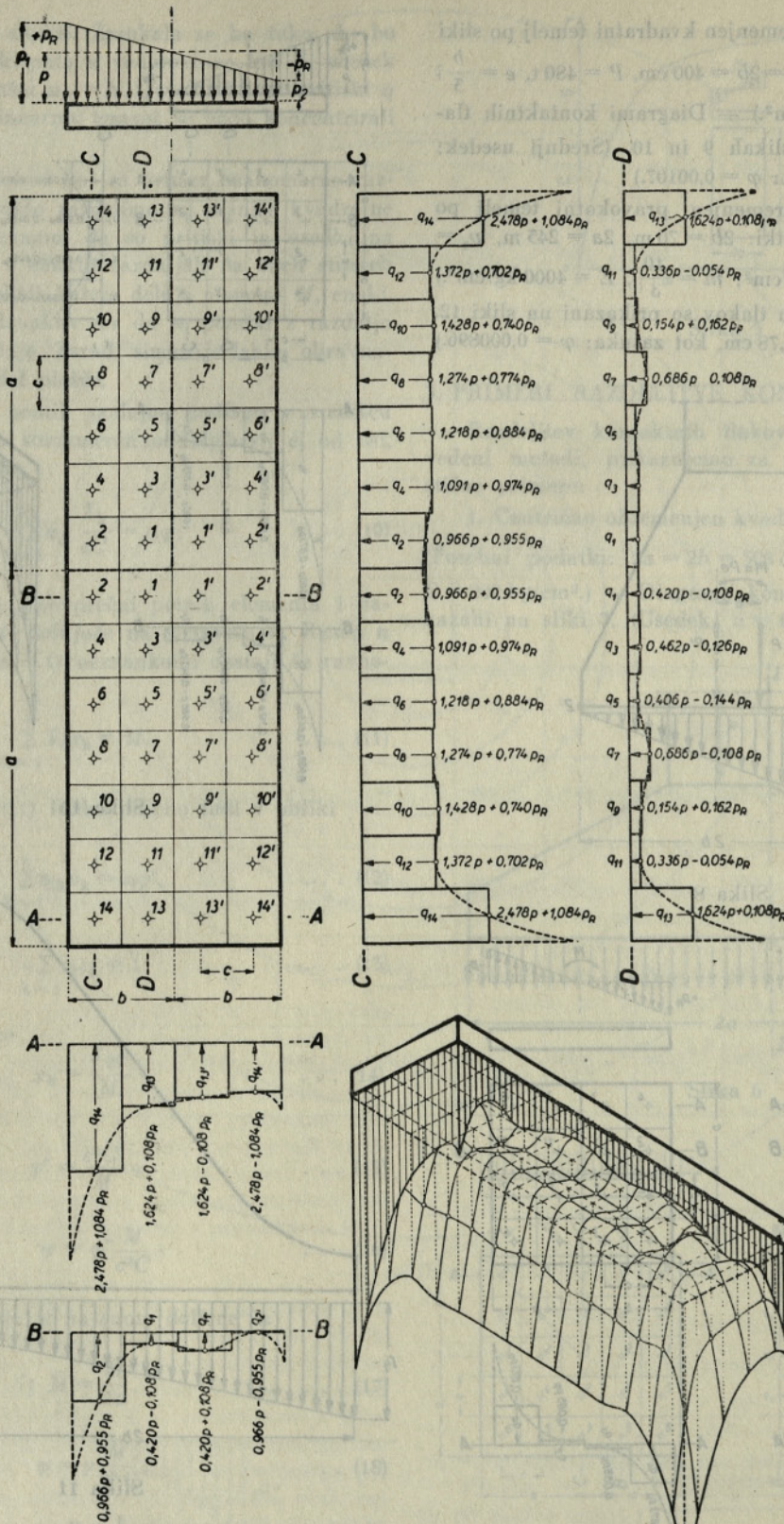
Slika 9



Slika 11

4. PRIPOMBE K VREDNOTENJU REZULTATOV

Vzporedni računi z delitvijo osnovne ploskve na manjše ali večje število kvadratnih elementov kažejo, da velikost usdkov in zasukov podlage bistveno ni odvisna od gostote delitve osnovne ploskve. Reaktivni pritiski pa so od gostote delitve v veliki meri odvisni. Vendar želimo poudariti, da se napetostne razmere pri-



Slika 12

bližujejo računsko ugotovljenim samo toliko časa, dokler moremo vzeti tla še kot elastično podlago. Točne teorije o razdelitvi kontaktnih reaktivnih pritiskov vodijo namreč do zaključka, da je kontaktni pritisk na

rovovih toge plošče neskončen za vsako končno obremenitev plošče. Ker pa ne obstoji noben material, ki bi lahko prenesel takšno napetostno stanje, se pojavijo pod robovi plošče plastična izrivanja takoj, čim prične

učinkovati obtežba. Če obtežba narašča, se cona plastičnih izrivanj širi in razlike med teoretično izračunanimi in dejanskimi kontaktnimi pritiski se večajo. Teoretično izračunane neskončno velike napetosti ob robovih plošče se vse bolj zaokrožujejo, tako da pomenijo končni robni reaktivni pritiski, ki sledijo po naših računih, vsaj majhno približevanje resničnemu napetostnemu stanju.

V praktičnih primerih bodo prišla ob primerni globini temeljna plastična izrivanja materiala izpod robov temeljev redkeje v poštev. Zato nudijo izvedeni obrazci za račun usedkov v večini primerov zadovoljiv podatek za presojo pravilnega dimenzioniranja temeljnih objektov.

5. OPOMBA: UPORABA NAKAZANE METODE ZA RAČUN ELASTIČNIH KVADRATNIH IN PRAVOKOTNIH PLOŠČ

Po nakazani metodi moremo reševati tudi deformabilne plošče. Pogoji izenačevanja deformacij tal in deformacij elastične plošče ima obliko:

$$\sum_{k=1}^n a_{ik} \frac{X_k}{cC} - u + w_{ip} = 0, \quad \dots (25)$$

če pomeni

w_{ip} — upogibek plošče na mestu i zaradi učinka zunanje obtežbe p ;

za različne vrste obremenitev p dobimo izraze za w_{ip} v literaturi, ki obravnava teorijo elastičnosti.

Ing. Janko Bleiweis

627.81.034 : 532.5

Prispevek k hidravličnemu računu usedalnikov s kontinuirnim izpiranjem

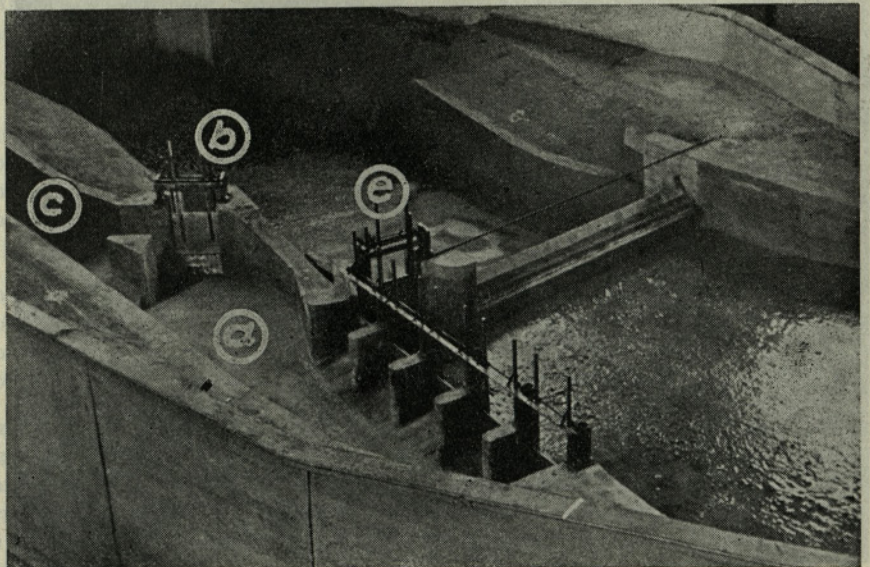
Do študija problemov, ki so povezani z usedalniki s kontinuirnim izpiranjem, nas je dovela modelna preiskava zajezne naprave Železarnice na Jesenicah. Obstoječi usedalni bazen se je naglo napolnil in za izpiranje usedline je bilo treba vselej odpreti spodnjo zapornico. S tem je bil seveda začasno prekinjen dotok v dovodni kanal in proizvodnja električne energije je trpela škodo.

kanala pa ta zapornica ni prav nič delovala in brž ko se je tak izpiralni kanal napolnil, se je v usedalnik zopet pričel nabirati prod.

Hidravlično je vzrok nezadovoljivemu učinku takega izpiralnega kanala v tem, da vzdolž vstopnega praga usedalnika ni nekega prečnega toka, ki bi mogel odplakovati prod izpred njega. Tak tok se tudi ne more po-

Sl. 1. Situacija zajezne naprave Železarnice Jesenice

a) usedalnik — b) zapornica usedalnika — c) dovodni kanal — e) čistilna zapornica



Se slabši je bil položaj tedaj, kadar usedalnika ni bilo mogoče pravočasno izprati. V dovodnem kanalu se je pričel nabirati pesek in prod, kar je povzročilo še večje težave, zvezane s čiščenjem tega kanala.

To stanje je bilo možno popraviti samo na ta način, da bi preprečili produ vstopanje v usedalnik oziroma, da bi zagotovili stalno izpiranje proda v prečni smeri izpred vstopnega praga v usedalnik. Običajni čistilni kanal, položen vzdolž vstopnega praga, se je izkazal kot popolnoma neučinkovit in nizvodna zapornica je lahko izpirala le svojo najbližjo okolico. Na vso ostalo dolžino

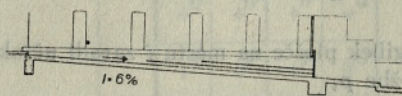
javiti, če na določenem mestu nimamo na razpolago zadostne potencialne razlike, ki je osnovni pogoj za ustvarjanje hitrosti oziroma nekega toka.

Od tega zaključka ni bilo daleč do konstruktivne ureditve, pri kateri smo razdelili čistilni kanal na več odsekov, katerih vsak ima svoj lasten iztok.

Na ta način se v okolici vtoka v vsak odsek ustvarjajo potrebne vtočne hitrosti in tokovi, ki so dovolj veliki za izpiranje proda izpred praga. Prodna zrna padajo tu v posamezne etažne odseke in voda jih stalno izpira.

Na ta način nam je uspelo s pomočjo eksperimenta najti ustrezen — sorazmerno preprost — način sanacije obstoječega stanja.

Pri tem načinu izpiranja se troši verjetno nekaj več vode kot doslej. Ker pa so prodonosni samo višji vodostaji, bi bilo izpiranje potrebno samo v primerih, ko je vode dovolj, in s tem proizvodnja energije ne bi bila oškodovana.



Sl. 2. Vzdolžni prerez skozi čistilni kanal, razdeljen na tri etažne odseke

Pri isti napravi pa je projektiran tudi usedalnik — po Dufourju — z namenom, da se v njem sesede tudi ves fini pesek do premera 0,5 mm. Če je naloga predhodnega usedalnika, da izloči ves prod, ki potuje po dnu, s tem še niso izločene fine frakcije, ki se nahajajo suspendirane v vodi. Te je možno izločiti le v usedalnikih, kjer se vodi hitrost izredno zmanjša, kar daje specifično težjim zrnom dovolj časa, da sedejo na dno.

Usedalniki tipa Dufour delajo po istem principu kot čistilni kanal, ki smo ga popisali zgoraj. Tak usedalnik sestoji v bistvu iz dveh delov: iz glavnega korita, v katerem voda zelo počasi teče in kjer se vrši usedanje, in iz spodnjega čistilnega kanala, ki je nameščen pod glavnim koritom. V čistilnem kanalu, ki ga deli od glavnega korita rešetkasta konstrukcija, pa je hitrost

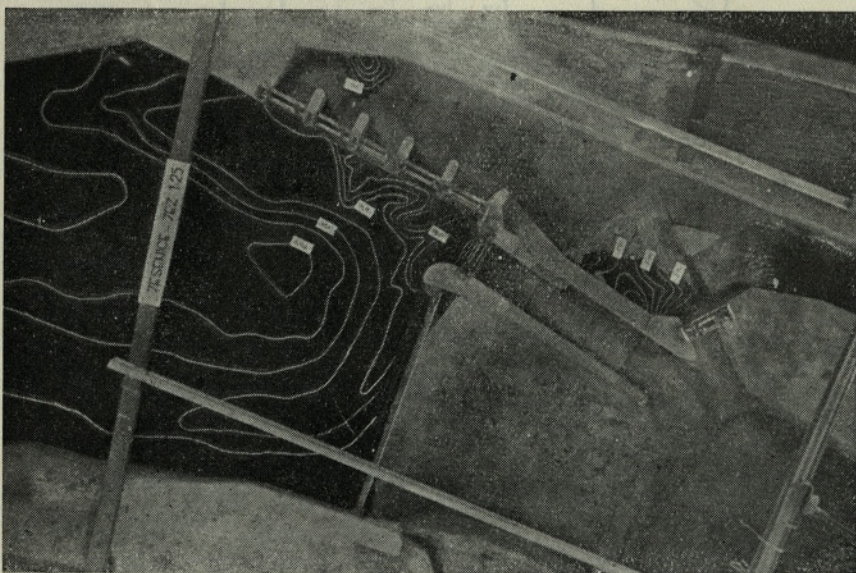
danjo uporabo mnogo predolg in zamotan, pa tudi brez pravega smisla, ker pri projektiranju največkrat nimamo potrebnih osnovnih podatkov niti o lastnostih vode in proda, niti o njihovi odvisnosti od časa. Obrazci, ki služijo za preračun, so največkrat sestavljeni na predpostavki, da so vektorji hitrosti v posameznih prečnih presekih glavnega korita enako veliki in vzporedni vzdolžni osi usedalnika, dalje da je turbulenca v profilu enaka, da imajo zrnca enake oblike ter da so po celem vstopnem preseku enakomerno porazdeljena, da ob vstopu v usedalnik ni nikake motnje, ki bi vplivala na obliko toka, da je temperatura v preseku enaka itd.

Če določimo dolžino usedalnika po enem od znanih obrazcev, napravimo zaradi navedenih predpostavk napako, ki bo pri finejših frakcijah večja; pri bolj grobih frakcijah pa bomo dobili sorazmerno dober rezultat oziroma dolžino, na katero se bodo ta zrna praktično zadovoljivo izločala.

Poleg pozitivnih ocen, ki jih zasledimo sem in tja še danes v strokovni literaturi in ki so dovolj resne in dokumentirane, pa prav tako slišimo pogosto negativne kritike o delovanju usedalnikov tipa Dufour.

Da bi v konkretnem primeru dobili jasno sliko o delovanju takega usedalnika in poleg tega še neke splošno veljavne zaključke, smo v steklenem žlebu laboratorija zgradili improviziran model v merilu 1:5. Na tem modelu smo izvedli potrebne meritve in opazovanja, da bi mogli z njihovo pomočjo dopolniti analitične metode, ki služijo pri računanju teh objektov.

Model je bil dolg nekaj manj kot 5,0 m in je predstavljal po dolgem na polovico prerezan usedalnik, tako



Sl. 3. Floris zajezne naprave z odloženim prodom v usedalniku po eno uro trajajočem poizkusu

dovolj velika, da izpira zrna, ki se izločajo iz zgoraj počasi tekoče vode in padajo skozi rešetko v čistilni kanal.

Ko računamo usedalnike s stalnim izpiranjem po Dufourju, moramo predvsem določiti dolžino, ki je, pri izbrani hitrosti vode v glavnem koritu med 0,10 in 0,40 m/sek., potrebna za izločanje zrn določene velikosti. Seveda tudi ta račun ni preprost, če želimo strogo teoretično upoštevati vse činitelje, ki vplivajo pri določanju zakonitosti padanja zrn v tekoči vodi. Če bi želeli vse te okolnosti upoštevati, bi bil račun za vsak-

da smo skozi stekleno steno, ki je predstavljala rezno ravnino, lahko opazovali, kar je bilo potrebno. V to polovico modeliranega objekta je vtekala brez večjih motenj koristna konstantna količina — 10,2 l/sek — to je tista količina, ki naj očiščena zapušča usedalnik, in vsa dodatna spremenljiva količina, ki odteka skozi čistilni kanal. Odtok koristne količine 10,2 l/sek je bil — ne glede na pravi objekt — v modelu urejen tako, da je voda na koncu modela iztekala skozi dve odprtini z enako odvodno sposobnostjo in tako nameščeni, da so bile vzdolž celega modela v posameznih prečnih pre-

sekih glavnega korita hitrosti enake. Tudi v modelu je na dnu glavnega korita rešetka iz komadov tipizirane oblike, skozi katero padajo zrnca in vteka voda v čistilni kanal. Čistilni kanal ima na nizvodnem koncu tablasto zapornico, s katero je možno regulirati pretok in hitrosti v tem kanalu.

Z barvanjem vode smo že po predhodnih poskusih opazili, da hitrosti v čistilnem kanalu na dolgem odseku od vtoka pa skoro do polovice dolžine objekta niso večje od hitrosti v glavnem koritu nad čistilnim kanalom. Razmere se bistveno spremenijo šele na zadnjih dveh metrih modela, kjer pričnejo hitrosti v čistilnem kanalu naglo naraščati, dokler na nizvodnem koncu objekta razlika med hitrostmi v čistilnem kanalu in hitrostmi v glavnem koritu ne doseže svoje maksimalne vrednosti.

Povečanje hitrosti na nizvodnem odseku in povečanje profila čistilnega kanala v smeri toka vode nujno določata tudi povečanje pretoka v isti smeri. Ker mora biti vsota pretoka v glavnem koritu in pretoka v čistilnem kanalu v vsakem prečnem preseku konstantna, se s povečanjem pretoka v čistilnem kanalu nujno mora zmanjševati pretok v glavnem koritu. Zgoraj se pretok toliko bolj zmanjšuje kolikor bolj se bližamo nizvodnemu koncu objekta.

Količine pretoka v posameznih prečnih prerezih, označenih z I—VII, smo izračunali s pomočjo merjenih hitrosti. Dočim smo sorazmerno velike hitrosti v čistilnem kanalu lahko izmerili na običajni način iz različne piezometričnih višin z uporabo fine Pitot-Prandtlove cevke, smo male hitrosti v glavnem koritu lahko izmerili le z novo konstruiranim mikromanometrom.¹ Za koristni pretok 10,2 l/sek + 12,9 l/sek, potrebnih za izpiranje, smo dobili v označenih vertikalah naslednje vrednosti povprečnih hitrosti:

v glavnem koritu

vertikala VII 9 cm uzvodno od zapornice 6,6 cm/sek
vertikala III 156 cm uzvodno od zapornice 11,0 cm/sek
vertikala II 237 cm uzvodno od zapornice 12,1 cm/sek
vertikala I 363 cm uzvodno od zapornice 13,0 cm/sek

v čistilnem kanalu

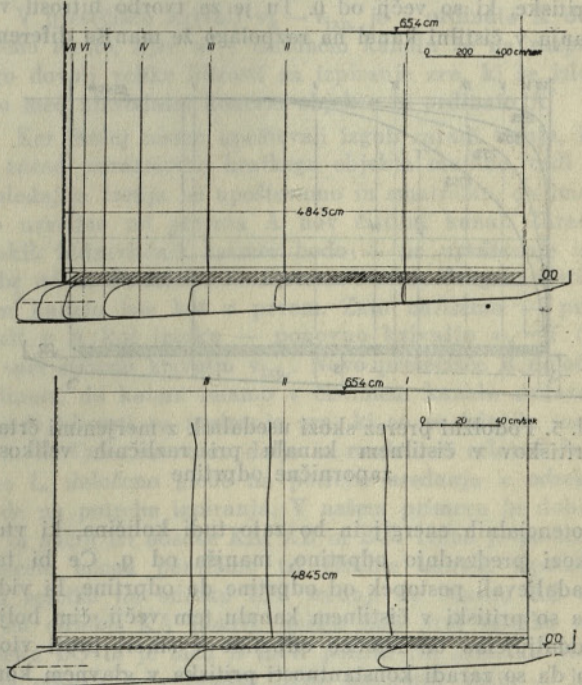
vertikala VII 9 cm uzvodno od zapornice 239,5 cm/sek
vertikala III 156 cm uzvodno od zapornice 88,4 cm/sek
vertikala II 237 cm uzvodno od zapornice 47,6 cm/sek
vertikala I 363 cm uzvodno od zapornice 12,2 cm/sek

Gornji podatki, ki veljajo samo za popolnoma odprto zapornico, kažejo predvsem, kako se male hitrosti v glavnem koritu v smeri toka počasi zmanjšujejo in kako naglo narašča hitrost v isti smeri v čistilnem kanalu. Nadalje vidimo, da na začetni polovici objekta skoro ni razlik med hitrostjo v čistilnem kanalu in hitrostjo v glavnem koritu zgoraj. Iz tega lahko sklepamo, da na prvi polovici objekta voda iz glavnega korita ne vteka skozi odprtine v rešetki v spodnji čistilni kanal in da je v tem delu hitrost v glavnem koritu stalna, da pa to vtekanje narašča, čim bolj se približuje nizvodnemu koncu objekta, kar povzroča nestalnost pretoka v glavnem koritu. Ta lastnost vpliva seveda tudi na trajektorije usedanja zrn. V prvi polovici usedalnika, kjer vplivata nanje samo konstantna lastna teža,

ki učinkuje vertikalno navzdol, in konstantna hitrost toka, ki učinkuje vodoravno v smeri toka, padajo zrnca linearno. Tu je $dh/dt = \text{konst.}$ ter $dl/dt = \text{konst.}$ in zato tudi $dh/dl = \text{konst.}$

V drugi, t. j. nizvodni polovici usedalnika, ostane vpliv konstantne lastne teže zrn isti, dočim se vodoravni vpliv hitrosti toka zmanjšuje od preseka do preseka. Tu je še vedno $dh/dt = \text{konst.}$, toda $dl/dt \neq \text{konst.}$ in s tem $dl/dt = k - l^n$. To pomeni, da se linearne trajektorije usedanja spremenijo v tem delu usedalnika v parabole. Če poznamo zakonitost, po kateri se zmanjšuje hitrost v glavnem koritu, lahko konstruiramo trajektorije usedanja in s tem določimo potrebno dolžino usedalnika — pri vsem tem seveda upoštevamo vse zgoraj navedene predpostavke.

Poleg omenjenega vpliva na potek trajektorij pa prihajajo tu do izraza še vertikalne komponente hitrosti toka, ki so najizrazitejše v bližini rešetke, skozi katero priteka voda v čistilni kanal. Vpliv teh komponent na obliko trajektorij padanja je tem močnejši, čim bliže nizvodnemu koncu objekta se nahajamo, t. j. čim večje postaja vtekanje vode skozi rešetko. Če smatramo, da je tok ravninski, lahko s konstrukcijo tokovne mreže določimo zakonitost, po kateri se spreminjajo velikosti vertikalnih komponent v odvisnosti od položaja. Tako bi lahko upoštevali tudi ta vpliv pri določanju oblike trajektorij padanja zrn.



Sl. 4. Podolžni prezek skozi usedalnik po Dufour-u
4a Merjeni hitrostni diagrami v vertikalah I do VII
4b Merjeni hitrostni diagrami v vertikalah I, II in III z desetkrat povečanimi abscisami

Vsa dosedanja razmotrivanja obravnavajo le činitelje, ki vplivajo na dolžino, potrebno za izločenje, t. j. sedimentiranje zrn. Le mimogrede je bil omenjen prečni presek, ki deli cel objekt na uzvodni del, kjer voda še ne teče iz glavnega korita skozi rešetke v čistilni kanal in nizvodni del, kjer se to že pojavlja in v smeri toka večja. Ker ima prav ta prečni presek pri določ-

¹ E. Kovačič: A simple micromanometer. Journal of Scientific Instruments, Vd 30, sept. 1953.

vanju učinkovitosti usedalnika velik pomen, bomo v nadaljnjem navedli način, kako je možno ta presek analitično določiti.

Kot omenjeno, se ta kritični presek nahaja na mestu, kjer še ni razlik med hitrostjo v glavnem koritu in hitrostjo v čistilnem kanalu. Takoj nizvodno od tega preseka pričenejajo hitrosti v čistilnem kanalu presegati hitrosti v glavnem koritu. Razlika med obema hitrostima narašča v smeri toka vode in jo ustvarja diferenca med potencialno energijo vode v glavnem koritu in vode v čistilnem kanalu. Pri iztoku iz čistilnega kanala ima tok — glede na sredino iztočne odprtine — potencialno energijo $p/\gamma = 0$. Nad to točko pa ima tok v glavnem koritu potencialno energijo $p/\gamma = H$, kjer pomeni H višinsko razliko med sredino zapornične odprtine in gladino vode v usedalniku. Na tem mestu je celokupna energijska višina H na razpolago za ustvaritev hitrosti, s katero vteka voda skozi rešetke v čistilni kanal.

Če si sedaj predstavljamo vtekanje skozi poslednjo odprtino v rešetki, velja zanjo izraz

$$q = \mu a \sqrt{2gH}$$

kjer pomeni a ploščino poslednje odprtine.

Brez večje napače lahko predpostavimo, da so pritiski na kratki dolžini od sredine poslednje odprtine v rešetki do iztočnega preseka čistilnega kanala enaki 0. Če pa krenemo od poslednje odprtine v uzvodni smeri, bomo takoj uzvodno od nje našli v čistilnem kanalu pritiske, ki so večji od 0. Tu je za tvorbo hitrosti vtekanja v čistilni kanal na razpolago že manjša diferenca

Da določimo položaj kritičnega preseka, kjer se dotakne krivulja pritiskov v čistilnem kanalu $p/\gamma = f(l)$, gladine v glavnem koritu, moramo poznati zakon spreminjanja $\frac{d(p/\gamma)}{dl}$.

Če uporabimo zakon dinamičnega ravnotežja za določen prečni presek čistilnega kanala, mora biti

$$pS + mv = \text{konst.}$$

$$p/\gamma + \frac{1}{g} \left(\frac{Q}{S} \right)^2 = \text{konst.},$$

kjer pomeni S ploščino čistilnega kanala.

Ker so v našem primeru p/γ , S in Q spremenljivke, p/γ in Q pa nepoznane količine, odvajamo zgornji izraz po dl in dobimo

$$(p/\gamma)' + \frac{2}{g} \frac{Q}{S} \frac{Q'S - QS'}{S^2} = 0$$

$$\frac{d p/\gamma}{dl} = \frac{2}{g} \frac{Q}{S} \frac{dQ/dl S - dS/dl Q}{S^2} = 0$$

ker je ploščina preseka S v oddaljenosti l od spodnjega konca $S = S_0 + l$ in je $dS/dl = \beta$ in pomeni pri tem S_0 ploščino iztočne, t. j. zapornične odprtine, je

$$\frac{d p/\gamma}{dl} = -\frac{2}{g} \frac{Q}{S^2} \frac{dQ}{dl} + \frac{2}{g} \frac{Q^2}{S^3} \beta.$$

Če vstavimo zgoraj dobljene izraze za Q in $q = dQ/dl$, dobimo

$$\begin{aligned} \frac{d p/\gamma}{dl} &= -\frac{2}{gS^2} \mu s \sqrt{2g} \int_0^l \sqrt{(H-p/\gamma)} dl \mu s 2g \sqrt{(H-p/\gamma)} + \\ &+ \frac{2\beta}{gS^3} \mu^2 s^2 2g \left[\int_0^l \sqrt{(H-p/\gamma)} dl \right]^2 = \\ &= -\frac{4\mu^2 s^2}{(S_0 + \beta l)^2} \sqrt{(H-p/\gamma)} \int_0^l (H-p/\gamma) dl + \\ &+ \frac{4\beta \mu^2 s^2}{(S_0 + \beta l)^3} \left[\int_0^l \sqrt{(H-p/\gamma)} dl \right]^2. \end{aligned}$$

Za račun s končnimi diferenciali spremenimo ta izraz v obliko

$$\begin{aligned} \Delta p/\gamma &= -\frac{4\mu^2 s^2}{(S_0 + \beta l)^2} \sqrt{(H-p/\gamma)} \left[\sum_0^l (H-p/\gamma) \Delta l \right] \Delta l + \\ &+ \frac{4\beta \mu^2 s^2}{(S_0 + \beta l)^3} \left[\sum_0^l (H-p/\gamma) \Delta l \right]^2 \Delta l. \end{aligned}$$

Podrobnega izračuna teh enačb ne navajamo, ker je podoben že objavljenim načinom² in se razlikuje od njih le z dodatnim členom, ki upošteva spremenljivost preseka čistilnega kanala v smislu zgornjih izvajanj.

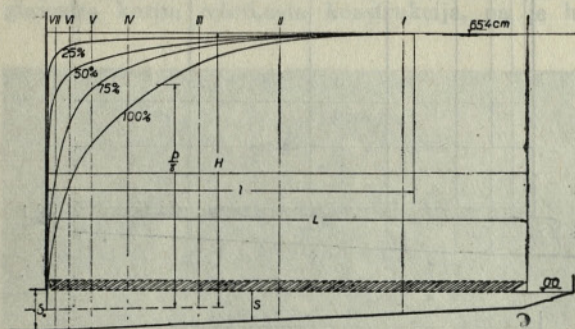
Rezultat tabelaričnega računa, ki ga izvajamo hkrati z grafičnim prikazom poteka krivulje $p/\gamma = f(l)$ je določen, kadar je

$$\sum \Delta p/\gamma = H.$$

Kakor hitro je v našem tabelaričnem računu zadoščeno tej enačbi, je določena tudi oddaljenost l kritičnega preseka, kjer je $q = 0$.

Edina količina, ki jo je pri računu težko pravilno določiti, je pretočni koeficient μ za odprtine v rešetki. To vrednost bi bilo treba za izbrani tip rešetke in za določene hitrosti v čistilnem kanalu pač vedno določiti

² D. Citrini: Correnti in pressione con portata variabile lungo il percorso, L'energia elettrica, Vol XXIX, maj, 1952.



Sl. 5. Podolžni prerez skozi usedalnik z merjenimi črtami pritiskov v čistilnem kanalu pri različnih velikostih zapornične odprtine

potencialnih energij in bo zato tudi količina, ki vteka skozi predzadnjo odprtino, manjša od q . Če bi tako nadaljevali postopek od odprtine do odprtine, bi videli, da so pritiski v čistilnem kanalu tem večji, čim bolj se oddaljujemo od iztočne odprtine v smeri proti vtoku, in da so zaradi konstantnosti pritiska v glavnem koritu na razpolago stalno manjše potencialne difference. S tem je tudi rečeno, da skozi vsako nadaljnjo odprtino v rešetki doteka manj vode v čistilni kanal. Če se pritisk v čistilnem kanalu v določenem preseku izenači z H in je $p/\gamma = H$, potem je na tem mestu

$$q = \mu s \sqrt{2g(H-p/\gamma)} = 0,$$

kjer pomeni s površino odprtin v rešetki v cm^2/cm .

Za celoten pretok skozi rešetke od nizvodnega konca usedalnika pa do kritičnega preseka, kjer je $q = 0$, bo veljal izraz

$$Q = \int_0^l q dl = \mu s \sqrt{2g} \int_0^l \sqrt{(H-p/\gamma)} dl.$$

z modelnim poskusom. V našem primeru smo srednjo vrednost koeficienta μ določili direktno iz merjene krivulje pritiskov $p/\gamma = f(l)$ (glej sliko 5). Ko smo s to vrednostjo izvedli tabelarični račun, smo videli, da se računsko določena krivulja pritiskov dobro ujema z izmerjeno. Ker je celotna količina Q , ki izteka iz čistilnega kanala odvisna samo od oblike krivulje $p/\gamma = f(l)$, se v našem primeru tudi izračunana in izmerjena količina dobro ujemata.

Na odseku od pričetka objekta do kritičnega preseka, ki leži v oddaljenosti l od nizvodnega konca (glej sl. 5), so hitrosti v čistilnem kanalu približno enake hitrostim v glavnem koritu. Znašajo — kot že omenjeno — 0,10—0,40 m/sec in nikakor ne zadoščajo za izpiranje usedlin zrn. Hitrosti v tem odseku čistilnega kanala nikakor ni mogoče povečati. Če bi kakorkoli pgnali vodo v ta del čistilnega kanala, n. pr. s posebnim dovodom iz nekega recipienta z višjo gladino, bi voda iz čistilnega kanala že pri prvih odprtinah v rešetki iztekla iz čistilnega kanala v glavno korito in bi se na ta način izenačili pritiski.

Če upoštevamo, da je erozijska hitrost³ za zrna do premera 0,3 mm

$$v = \sqrt{g(0,65d + 11)} = 0,54 \text{ m/sec}$$

je treba za izpiranje imeti na razpolago 4 do 6 kratno hitrost.⁴ V našem primeru torej najmanj

$$v_{izp} = 4 \times 0,54 = 1,36 \text{ m/sec.}$$

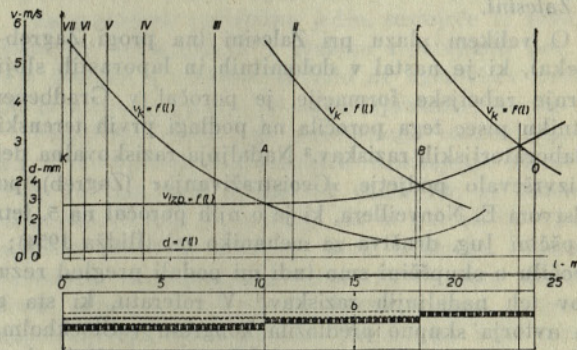
V čistilnem kanalu pa je ta hitrost dosežena (glej sl. 4) šele med vertikalama III in IV.

Če smo torej projektirali usedalnik samo glede na dolžino, potrebno za usedanje, smo upoštevaje vse zgoraj navedene činitelje res pravilno določili dolžino objekta L , nismo pa upoštevali dejstva, da lahko računamo z izpiranjem največ na razdaljo l , to je na odseku od kritičnega preseka do nizvodnega konca objekta. Če je $L > l$ potem je popolnoma sigurno, da se bo ves del dolžine $L - l$ popolnoma zaprodil in je ta del objekta v takem primeru neučinkovit in nepotreben.

Čeprav lahko računamo z določenim povečanjem izpiralnega učinka takoj nizvodno od kritičnega preseka, vendar tam hitrosti še niso dovolj velike, da bi mogle zadovoljivo izpirati. V našem primeru bo pričelo pravilno izpiranje 0,3 mm debelih zrn šele tam, kjer dosežejo hitrosti v čistilnem kanalu 1,36 m/sec.

Če hočemo določiti dolžine odsekov, na katerih bo izpiranje zanesljivo, lahko uporabimo naslednji postopek. Z uporabo znanih obrazcev si določimo dolžine, na katerih se izločijo posamezne frakcije; tako bomo dobili največjo dolžino L za izbrana najfinejša zrna, potem pa za vsako naslednje debelejšo zrno krajše razdalje, računajoč od vtoka v objekt. Najdebelejša zrna bodo padla na dno najbližje vtoku. Nad podolžnim presekom narišemo črto $d = f(l)$, kjer posamezne ordinate določajo debelino zrn, ki se izločijo na dolžini abscise, ustrezne dotičnemu premeru. Nadalje si nanesimo nad izbranimi premeri d na isti ordinati velikost za izpiranje potrebne hitrosti. Tako dobimo krivuljo $v_{izp} = f(l)$. Če si sedaj s pomočjo krivulje $p/\gamma = f(l)$ in navedenih enačb izračunamo za posamezne prečne pre-

seke objekta pretok in hitrost v_k v čistilnem kanalu in nanesimo na istem podolžnem profilu še krivuljo $v_k = f(l)$, kjer pomenijo ordinate izračunane hitrosti v čistilnem kanalu, vidimo, da vrednosti hitrosti potrebnih za izpiranje, v smeri toka padajo, dočim hitrosti v čistilnem kanalu v resnici naraščajo v isti smeri. Na pričetku, kjer bi potrebovali največje hitrosti za izpiranje, so hitrosti v čistilnem kanalu zelo majhne, na nizvodnem koncu pa je položaj obraten; tam bi zadoštovale manjše izpiralne hitrosti, razpolagamo pa v danem primeru z največjimi možnimi hitrostmi.



Sl. 6. Razdelitev usedalnika na odseke z zagotovljenim stalnim izpiranjem

V presečišču krivulj $v_k - v_{izp}$ je z ordinato A določeno mesto, kjer so v čistilnem kanalu že na razpolago dovolj velike hitrosti za izpiranje zrn, ki se izločijo med nizvodnim koncem objekta in ordinato A.

Ker doslej nismo upoštevali izgub zaradi trenja, ki so zaradi sorazmerno kratkega objekta majhne, tudi v naslednjem trenja ne upoštevamo in smatramo, da imamo uzvodno od prereza A nov čistilni kanal. Zaradi enakih hidravličnih razmer bodo — ne upoštevaje izgube od A do iztoka — razmere v tem drugem čistilnem kanalu iste kot v prvem. Zato narišemo — pričeniši v A kot iztoku — ponovno krivuljo $v_k = f(l)$ in spet sečemo krivuljo v_{izp} . Novo presečišče B določa ordinato, do katere imamo v čistilnem kanalu zadovoljujoče hitrosti za izpiranje zrn, ki so se izločila med A in B. Tako ravnamo dalje in razdelimo celotno dolžino L , določeno glede na potrebe usedanja v odseke glede na potrebe izpiranja. V našem primeru bi dobili na ta način tri odseke KA, AB in BO. Treba je položiti namesto enega paralelno tri čistilne kanale. Spodnji ima rešetko na odseku KA, srednji na odseku AB in je na odseku KA pokrit, dočim ima prvi rešetko na odseku BO in je med B in K pokrit. Na pričetku vsakega odseka je v rešetki treba namestiti večjo — hidravlično ugodno — oblikovano odprtino, tako da vtekajoča voda takoj na pričetku odseka ustvari za izpiranje potreben tok.

V konstruktivnem pogledu taka rešitev ne predstavlja posebne težave. Seveda so količine vode, potrebne za izpiranje, večje in bi se zaradi tega nekoliko povečale tudi vodoravne komponente hitrosti, ki učinkujejo na usedanje. Tako bi dobili nekoliko večje dolžine, potrebne za izločanje zrn, in s tem večjo dolžino objekta. Zato pa predstavlja zanesljivost pravilnega delovanja takega objekta moment, ki daleč presega imenovano pomankljivost.

³ Velikanov: Dinamika ruslovih potokov. Gidrometeoizdat, Moskva, 1946.

⁴ Sokolov: Odstoinie basseini. Ogiz-Seljhozgiz, Moskva, 1945.

Poročilo o evropski konferenci za probleme stabilnosti pobočij v Stockholmu septembra 1954

(Nadaljevanje)

5. SEKCIJA: VPLIV PODTALNE VODE NA STABILNOST POBOČIJ (5 razprav)

(5/1) *E. Nonveiller - L. Šuklje* (Jugoslavija): *Plaz pri Zalesini.*

O velikem plazu pri Zalesini (na progi Zagreb—Rijeka), ki je nastal v dolomitnih in laporastih slojih zgornje rabeljske formacije, je poročal v Gradbenem vestniku pisec tega poročila na podlagi prvih terenskih in laboratorijskih raziskav.³ Nadaljnja raziskovalna dela je izvrševalo podjetje »Geoistraživanja« (Zagreb) pod vodstvom E. Nonveillera, ki je o njih poročal na 5. letni skupščini Jug. društva za mehaniko tal (Ilidža 1954); v poročilu o skupščini smo tudi mi podali pregled rezultatov teh nadaljnjih raziskav.⁴ V referatu, ki sta ga oba avtorja skupno predložila kongresu v Stockholmu, podajata rezultate skupne stabilnostne analize plazu. Ta analiza je osnovana na geoloških, topografskih in hidroloških podatkih o plazu, na podatkih o razvoju plazu, na rezultatih sondažnih vrtanj in izkopov (rovov) ter na rezultatih geotehničnih laboratorijskih raziskav. Analiza plazu je vodila avtorja k naslednjim splošnim zaključkom o stabilnosti ali plazljivosti takšnih in podobnih hribinskih gmot:

a) V tektonsko poškodovanih hribinah narekuje pojoge drsenja strižna odpornost zdrobljenih in razkrojenih sestavin, če v dovoljni meri obdajajo sicer prevladujoče trdne gmote.

b) Vzgon in strujni pritisk lahko na stabilnost odločujoče vplivata; zato ju je treba pri stabilnostni analizi vsekakor upoštevati.

c) V tektonsko poškodovanih plasteh je za ocenitev stabilnosti kot notranjega trenja toliko pomembnejši od kohezije, kolikor globokejša je drsina.

d) Stabilnost je treba analizirati na osnovi efektivnih tlakov z uporabo rezultatov strižnih raziskav konsolidiranih vzorcev.

e) Drsenje se lahko vrši v širokem drsnem pasu, toda vsa plazna gmota se lahko pomika po tem pasu kot togo telo.

V diskusiji je pisec tega poročila podprl te zaključke z analognimi zaključki študije *L. Šuklje - A. Grimšičar*: Drsljivost tektonsko poškodovanih hribin z glinastimi sestavinami.⁵

(5/2) *W. H. Ward, A. Penman in R. E. Gibson* (Anglija): *Stabilnost nasipa na tankem šotnem sloju.*

Avtorji raziskujejo vzroke porušitve blizu 6 m visokega obrambnega nasipa. Nasip je postavljen na

³ *L. Šuklje, Plaz pri Zalesini v rabeljskih plasteh. Gradb. vestnik 1953, št. 17-18, str. 138—145.*

⁴ *L. Šuklje, Poročilo o 5. letni skupščini Jugoslovanskega društva za mehaniko tal in fundiranje. Gradb. vestnik 1954, št. 27-28, str. 156—159 (pod B VIII-20).*

⁵ *Gradbeni vestnik VI (1954), št. 27-28, str. 129—134, in št. 29-30, str. 166—169.*

okrog 4 m debel glinast sloj s šotnim vložkom. Pod glinastim slojem sta pesek in prod. Analiza je pokazala, da je prišlo do drsenja po šotnem sloju, ker je povzročila v njem obremenitev z nasipom velike porne tlake in zmanjšanje strižne odpornosti. Avtorji so razvili teorijo za izračun pornih tlakov v šotnem sloju in so računске vrednosti primerjali s pornimi tlaki, ki so jih izmerili v neporušenem delu nasipa; računске in izmerjene vrednosti se skladajo.

Za zmanjšanje pornih tlakov pri nadaljnji konstrukciji so uporabili navpične peščene drenaže.

(5/3) *W. Kjellman* (Švedska): *Raziskovanje glinastih pobočij v dolini reke Göta.*

Veliki plaz pri kraju Surte je opozoril na nevarnost podobnih plazov na drugih mestih v dolini reke Göta. Zaradi nevarnosti, da bi takšni plazovi reko zajezili, so pričeli z razsežnimi raziskavami ogroženih pobočij. Po mnenju Švedskega geotehničnega inštituta igra pri razvoju velikih plazov v švedskih glinah važno vlogo vodni tlak v tankih peščenih ali meljastih slojih, ki nastopajo med glinastimi usedlinami. Zato so uredili na ogroženih pobočjih 20 postaj za stalno merjenje vodnih tlakov v takšnih slojih; njih lego in značaj so predhodno točno ugotovili z izvrtanjem neprekinjenega docela intaktnega stržena, ki ga omogoča vrtalna naprava s kovinskimi trakovi (glej pod C). Na podlagi večletnih opazovanj nameravajo poiskati kritični tlak ob primerjavi razultatov z opazovanji nihanja gladine podtalnice, ki se vrši v dolini že dolgo. — Ker so sondiranja s pripravo na kovinske trakove draga in ker z drugačnim neposrednim sondiranjem tankih peščenih ali meljastih plasti ni mogoče zanesljivo ugotoviti, bodo določili z iskimetrom (naprava bo popisana pod poglavjem C) strižno odpornost tal na več mestih in sicer na vsakem mestu v dveh vrtinah: v eni ob suhem vremenu in v drugi ob dežju, ko se porni tlak v peščenih vložkih dvigne. Ker oscilira porni tlak tudi v glinastih slojih blizu kontakta s peščenimi vložki, se ob tem kontaktu s pornim tlakom menja tudi strižna odpornost, ki jo iskimeter meri. Tako bodo z iskimetrom posredno ugotovili lego peščenih ali meljastih vložkov, obenem pa tudi menjajočo se strižno odpornost kritičnih slojev. Z ekstrapolacijo — uporabivši rezultate prej omenjenih raziskav kritičnega pornega tlaka — bodo ugotovili tudi ustrezne kritične vrednosti strižne odpornosti.

(5/4) *W. Kjellman* (Švedska): *Učinki podzemne vode na stabilnost prirodnih pobočij v švedskih glinastih tleh.*

Po raziskavah, ki jih je napravil švedski geotehnični inštitut, je bil plaz pri Surte (glej tudi pod B) progresivni plaz, ki je nastal v vzglavnem delu vzdolž peščenega sloja (v globini okrog 18 m in na dolžini okrog 100 m), v katerem se je zaradi naraslega pornega tlaka zmanjšala strižna odpornost. Drsina se je nato v spodnjem delu progresivno podaljšala skozi glinaste sloje,

v katerih sondaže niso odkrile peščenih slojev. Po mnenju B. Jakobsona se je visoki porni tlak razširil v tem delu po glinastem sloju, ki je propustnejši od višje ležečih slojev. — Avtor navaja razloge, zaradi katerih po njegovem mnenju ni upravičena razlaga B. Löfquist, da se je razvil plaz simultano vzdolž kontinuirnega peščenega sloja, ki je prišel pod previsok porni tlak.

V diskusiji so švedski strokovnjaki B. Löfquist, C. Caldenius in nekateri drugi podali za nastanek in razvoj tega plazju različna tolmačenja.

(5/5) D. Krsmanović (Jugoslavija): *Nekatera izkustva o stabilnosti pobočij, pridobljena pri gradnji ceste vzdolž akumulacijskega jezera HE Jablanica na Neretvi.*

Avtor opisuje plazove, ki so nastali nad železniško progo in cesto, podrobno zlasti plaz v km 12 + 500. — Plazove je analiziral po »švedski« metodi, aplicirani za privzetek $\varphi = 0$. Strižno odpornost je ugotavljal s triaksialnimi preizkusi in sicer a) za vzorce, vstavljene v prirodno vlagi, ter b) za vzorce, ki so bili pred preiskavo nekaj dni namakani. Preiskave so bile izvršene brez predhodne konsolidacije s konstantno hitrostjo obremenjevanja v navpični smeri (0,35 mm na minuto). V plazini prevladujejo naslednje zemljine: ilovica, meljasta ilovica in peskasta ilovica. Vzorci so bili vzeti ob precej suhem vremenu. — Stabilnostne analize so pokazale ob upoštevanju strižne odpornosti prirodno vlažnih vzorcev precejšnjo varnost, ob upoštevanju trdnosti namočenih vzorcev pa so rezultirani varnostni količniki manjši od 1. — Slične analize za območena pobočja ob jezeru so pokazale dovoljno varnost notranjih gmot, le površino je bilo treba zavarovati zoper izpiranje.

V diskusiji je pisec tega poročila na kratko prikazal izkustva, ki so bila pridobljena pri analizi porušitev prodnatih in meljasto peščenih bregov akumulacijskih bazenov na Dravi, ter konstrukcije in stabilnostne analize obrežnih zavarovanj, ki so bile osnovane na teh izkustvih.⁶ Ta izkustva navajajo k stabilnostni analizi z efektivnimi napetostmi ob upoštevanju sil vzgona in strunega pritiska ter retardacije odtoka vode pri izpraznitvi bazena. Navidežno kohezijo takšnih zemljin je treba pri stabilnostni analizi zanemariti.

6. SEKCIJA: STABILNOST POBOČIJ ZEMELJSKIH PREGRAD (4 razprave).

(6/1) E. Reinius (Švedska): *Stabilnost pobočij zemeljskih pregrad.*

Reinius podaja v tem preglednem referatu splošne metode za stabilnostno analizo pobočij zemeljskih pregrad. Konstrukterjem zemeljskih pregrad bodo vsaj za prvo informacijo dobrodošle sovisnice med potrebnim kotom notranjega trenja in debelino površinskega pobočnega zavarovanja za razne nagibe vzvodnega pobočja zemeljskih pregrad z osrednjim pokončnim jedrom. Reproduciramo jih na sliki 8. Veljajo ob supoziciji naglega znižanja vode v akumulacijskem jezeru, to je za popoln zastoj vode v vzvodnem delu pre-

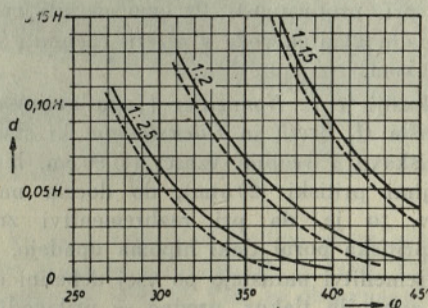
⁶ Popolnejše poročilo so predložili L. Šuklje, A. Stergaršek in I. Sovinc 3. posvetovanju jugoslovanskih strokovnjakov za dolinske pregrade na Bledu oktobra 1954. Pod naslovom »Osiguranja obala akumulacijskih bazena dravskih hidrocentrala« je v tisku za »Saopštenja« tega posvetovanja.

grade (izvzemši v oblogi). Pri izbiri dopustnega drsnega kota φ je seveda treba upoštevati varnostni količnik η ;

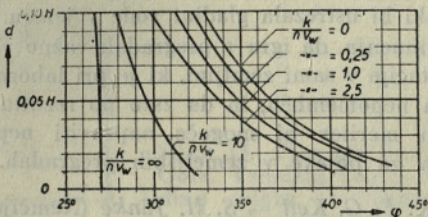
($\text{tg}\varphi = \frac{\text{tg}\varphi_d}{\eta}$, če je φ_d razpoložljivi strižni kot). — Na sliki 9 reproduciramo po Reiniusu za nagib pobočja 1 : 2 še analogne sovisnice za različno stopnjo zastajanja vode v pregradi. Kakor je znano iz neke predhodne Reiniusove študije,⁷ je ta stopnja odvisna od količnika $\frac{k}{n v_w}$, kjer je k = količnik propustnosti, n = pozornost (razmerje med volumnom praznin in volumnom vse zemljine), v_w = hitrost upadanja vode v jezeru.⁸

Za nagnjeno vododržno jedro, sestojče iz zemljine, vsebujoče večje število z zrakom izpolnjenih por, podaja Reinius v referatu metodo za ugotovitev nevtralnih in efektivnih tlakov pri nagli izpraznitvi jezera.

Stabilnost osrednjega pokončnega vododržnega jedra in nizvodnega dela pregrade raziskuje po shemi slik 10 in 11. Išče tisto drsino EA (slika 10), za katero je reakcijski pritisk P_2 največji. Za ta pritisk išče potem največjo potrebno vrednost kota strižnega odpora v nizvodnem delu pregrade (slika 11), ki more aktivirati zdrsni odpor v velikosti P_2 . Razmerje med tangensom razpoložljivega in tangensom potrebnega kota tolmači kot varnostni količnik. Pri tem upošteva tako v jedru kot v nizvodnem delu navzgor usločene drsine (glej pod 6.4), ki dajo najnižje vrednosti varnostnega količnika.



Slika 8 (po Reiniusu): Največji potrebni kot strižnega odpora (φ) med popolno, naglo izpraznitvijo jezera, za različno nagnjena pobočja in za različne debeline (d) pobočnega zavarovanja. Polne črte veljajo za nepropustno podlago pregrade, prekinjene za temeljna tla, ki imajo enako propustnost kot nasipni materiali. H je višina nasipa



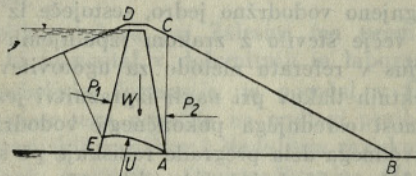
Slika 9. Največji potrebni kot strižnega odpora med popolno, počasno izpraznitvijo jezera, za različne debeline pobočnega zavarovanja. Nepropustna podlaga. Pobočje 1 : 2. H je višina nasipa. $\frac{k}{n v_w} = 0$ ustreza nagli izpraznitvi

⁷ E. Reinius, *The Stability of the Upstream Slope of Earth Dams*, (Swed. State. Comm. Build. Res. Bull. No 12), Stockholm 1949.

⁸ Podatki tudi v H. Breth, *Pojave stabilnosti u tlu*, Beograd 1950.

(6/2) A. Mayer - P. Habib (Francija), *Izpremembe v pornih tlakih v malo propustnih gmotah.*

Avtorja sta raziskovala vpliv nagle izpremembe zunanega vodnega pritiska na porne tlake in sicer na vzorcih dveh zemljin, ki sta prišli v poštev za izgradnjo tesnilnega jedra neke kamnite pregrade: granitnega peska [drobljiv pesek, $\gamma = 56^\circ$; modif. Proctor: $w_{opt} = 13\%$, γ_s (suha teža) = $1,92 \text{ t/m}^3$, $c = 6 \text{ t/m}^2$; $k = 1,5 - 3,10^{-7} \text{ cm/sek}$] in rdeče lateritske gline ($w_1 = 30,3\%$, $I_p = 13,8\%$, $\varphi = 27^\circ$, $c = 1 \text{ t/m}^2$; modif. Proctor: $w_{opt} = 24\%$, $\gamma_s = 1,66$, $k = 1,6 \cdot 10^{-6}$, $c = 10 \text{ t/m}^2$). Vzorci



Slika 10 (po Reiniusu): Določitev reakcijske sile P_2 na nizvodni strani pregrade

so imeli premer 9 cm in so bili 6 cm visoki. Obremenila sta jih z vodnim stebrom višine 150 cm. Porne tlake sta merila v sredini vzorca s Taylorovimi iglami. Rezultati preiskav so ju privedli do naslednjega zaključka: Če je bila zemljina zbita v stanju blizu popolne zasičenosti, je treba pri propustnosti 10^{-7} cm/sek ali manjši po naglem upadu gladine vode v jezeru računati s polnim pornim tlakom.

V diskusiji je E. Nonveiller (Jugoslavija) opozoril, da sta prišla H. Breth in Kückelmann, ki sta izvršila slične preiskave z večjimi vzorci ($\Phi 80 \text{ cm}$, $h = 60 \text{ cm}$) in z večjimi pritiski (20 atm), do docela nasprotnih zaključkov, to je, da pri razbremenitvi zunanega vodnega pritiska porni tlaki hipoma upadejo, medtem ko pri obremenitvi narastejo po vsej debelini do polne vrednosti zunanjih tlakov, predno se prilagodi strujna mreža novim robnim pogojem. — Ne eni ne drugi laboratorijski rezultati pa niso v skladu s meritvami pornih tlakov v nekaterih ameriških pregradnih nasipih (n. pr. Alcova Dam, Anderson Ranch Dam). Analize teh meritev kažejo, da se strujna mreža takoj po razbremenitvi prilagodi novim robnim pogojem; pri polnjenju jezera pa porni tlaki ne narastejo po vsem jedru do velikosti, ki bi ustrezala gladini vode v jezeru. E. Nonveiller je mnenja, da igra v pregradah važno vlogo učinek gravitacije v sami zemljini, ki je pri laboratorijskih preizkusih nepomemben, in da zato po rezultatih laboratorijskih meritev ni mogoče napraviti neposrednih zaključkov za pojave v zemeljskih pregradah.

(6/3) K. F. G. Keil — S. H. Jänke (Nemčija): *Vpliv metode »Hydrathon« na stabilnost vzdvodnega dela zemeljskih pregradnih nasipov.*

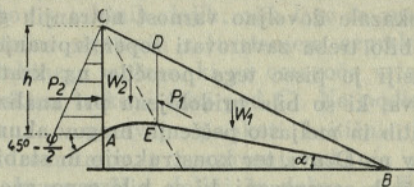
Avtorja prikazujeta ugoden vpliv povečane strižne odpornosti vododržne obloge iz ilovice, stabilizirane po patentni metodi »Hydrathon«, na stabilnost neke 25 m visoke zemeljske pregrade v Oberharzu (Nemčija).

V diskusiji je I. Th. Rosenqvist (Norveška) ostro nastopil proti temu, da se predlagajo nanstvenim kongresom v razpravljanje uspehi patentiranih metod, katerih analiza se čuva v trgovski tajnosti.

(6/4) A. Frey Samsioe (Švedska): *Napetosti v nizvodnem delu zemeljskega ali kamnitega nasipa.*

Avtor izvaja najprej enačbe za napetosti v nasipu trikotnega profila ob supoziciji, da so napetosti linearno sorazmerne oddaljenosti od vrha trikotnega profila in da velja Hookeov zakon. Rezultirajoči izrazi pokažejo, da v nasipu, ki je obremenjen s kakršnokoli dodatno vodoravno obremenitvijo, deformacije ne morejo biti povsod samo elastičnega značaja; napetosti namreč tedaj ne morejo biti v vseh točkah kompatibilne z Airyjevo napetostno funkcijo. — Zato raziskuje avtor napetosti ob pogojih plastičnega deformiranja. Matematične dedukcije so možne samo za skrajna napetostna stanja, ko nasip v celoti odpove in se poruši. Za ta stanja podaja avtor za neke primere razvrstitev napetosti in obliko drsin. Drisine so ob notranji površini (primerjajte sliko 11) navzgor usločene — to je v nasprotju z običajnim privzetkom ravninskih ali navzdol usločenih drsin — in prehajajo proti pobočni površini v ravninske drsine Rankineovega zdrsnega stanja. Za ugotovitev lokalnih začetnih pojavov plastičnih deformacij priporoča avtor modelne raziskave.

V diskusiji je pokazal E. Nonveiller (Jugoslavija), ki je takšne modelne raziskave že napravil, zelo zanimive slike drsnih deformacij, ki potrjujejo teoretične zaključke dr. Samsioeja. Prikazal je tudi, da se dobe konveksne oblike drsin s privzetkom Rankineovih zdrsnih stanj tudi po Kreyevih razpredelnicah. Rezultati Noveillerovih modelnih raziskav so vzbudili mnogo zanimanja.



Slika 11 (po Reiniusu): Stabilnostna analiza nizvodnega pobočja

B. EKSKURZIJA

Prvi sestanek kongresistov je bil v Göteborgu. Od tu so se odpeljali dne 20. septembra zjutraj na ogled prizorišč treh velikih plazov med Göteborgom in Varnerskim jezerom: plaz pri vasi Surte ob reki Göta (iz leta 1950), plaz pri Guntorpu ob nekem potoku (iz leta 1953) in plaz pri Sköttorpu ob reki Lidan (iz l. 1946).

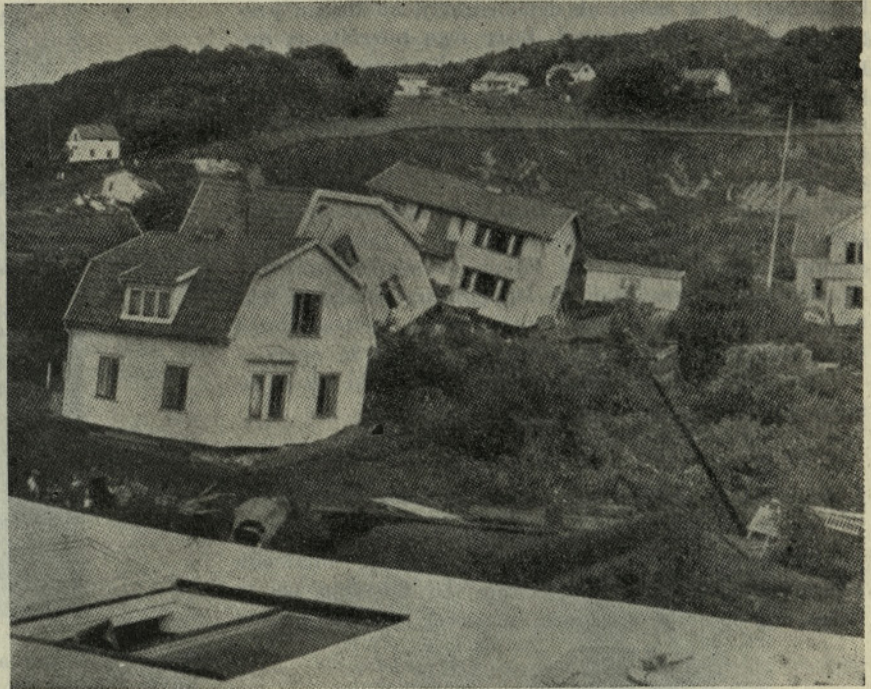
Vsi ti trije plazovi so razviti v malo nagnjenih pobočjih v plasteh iste geološke formacije: v postglacialnih glinah s propustnejšimi meljastimi ali peščenimi vložki. Verjetno je bil porni pritisk, ki je v teh vložkih narastel, pri vseh treh plazovih eden glavnih vzrokov za razvoj plazov. Toda že dejstvo, da so se lahko takšne oscilacije pornega tlaka ponavljale skozi stoletja, kaže, da so morali sovplivati še drugi učinki, tako zlasti zmanjšanje strižne odpornosti zaradi izluževanja soli in zaradi ionizacije ob površinah zrn. Velika občutljivost švedskih glin, ki n. pr. v nekaterih plasteh plazine pri Sköttorpu dosega vrednost 500 (glej tudi podatke pod A [5/3]), se ne more tolmačiti kot primarni vzrok splazitve. Pač pa je ta velika občutljivost vzrok velike razsežnosti plazov te vrste. Ko se

razvije primarni plaz na mestu, kjer se je strižna napetost najbolj povečala ali strižna odpornost najbolj zmanjšala, se zaradi velike občutljivosti glin in v zvezi z njo zaradi povečanega pornege tlaka silno zmanjša strižna odpornost ob prvi drsini. Tako se koncentrira strižna obremenitev v sosednih delih pobočja in plaz se na ta način hitro razširi bodisi v smeri plazenja (progresivno, n. pr. plaz pri Surte) bodisi v nasprotni smeri (retrogresivno, n. pr. plaz pri Sköttorpu). (Glejte

poplave. Tako je plaz pri Sköttorpu zatrpal rečno korito na dolžini okrog 800 m in zaježil dolino 12 m visoko; šele v 2 letih se je odtok ob tehnični pomoči normaliziral.

Plaz pri Surte je bil deloma predmet referata (5/4) (glej pod A). Obsežno ga je analiziral B. Jakobson v 5. zvezku Razprav Švedskega geotehničnega inštituta pod naslovom »The Landslide at Surte on the Göta River«. (Stockholm 1952.) Iz te razprave posnemamo

Slika 12. Plaz pri Surte ob reki Göta. Pogled s prevrnjene hiše sredi plazu proti odlomnemu robu. (Po B. Jakobsonu)

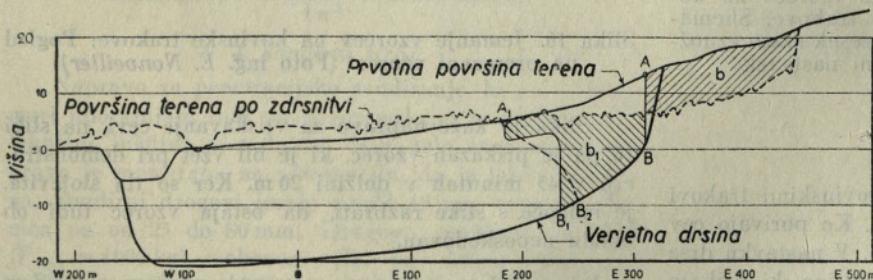


tudi pod A [2/2].) Hitrost razsiritve plazu pa je navadno izredno velika. Tako se je n. pr. veliki plaz pri vasi Surte, ki je okrog 600 m dolg in 400 m širok in ki je zajel okrog 4 milijone m³ tal, v glavnem odigral v pičlih 3 minutah. (Za plaz pri Guntorpu glejte pod A [3/3]).

Za razvoj plazu pri Surte tehnični vplivi niso bili pomembni. Obtežitev s hišami, ki so bile postavljene na področju plazu, je lahko strižne napetosti ob drsini povečala za največ 0,004 t/m². Večji je bil učinek obtežitve pobočja z gozdom na razvoj plazu pri Sköttorpu.

slika 12, ki kaže pogled od sredine plazu proti odlomnemu robu takoj po splazitvi (29. 9. 1950). Prerez skozi plaz je podan na sliki 15. Plaz so obravnavali v publikacijah in v kongresni diskusiji tudi drugi avtorji (glej pod A).

Plaz pri Guntorpu je obravnaval B. Fellenius (glejte pod A [3/3]), plaz pri Sköttorpu pa je obsežno analiziral S. Odenstad v 4. zvezku Razprav Švedskega geotehničnega inštituta pod naslovom »The Landslide at Sköttorpu on the Lidan River«. (Stockholm 1951.)



Slika 15. Plaz pri Surte ob reki Göta. Vzdolžni prerez skozi središčni plaz z najverjetnejšo drsino. (Po Jakobsonu)

Pač pa so vibracije, ki jih povzročijo vlak v področju železniške proge, pogosto neposredni iniciator splazitve. Tako se je sprožil plaz pri Surte, pri Guntorpu in tudi pri Oslu na Norveškem (glej pod A [3/1]), neposredno potem, ko je prevozil vlak plazno področje.

Ker se razvijejo takšni plazovi navadno ob rečnih strugah, groze, da zajeze reko in povzročijo katastrofalne

C) ŠVEDSKA SONDAŽNA TEHNIKA

Demonstracija švedskih sondažnih naprav, ki jo je pripravil Švedski geotehnični inštitut udeležencem konference dne 23. septembra na terenu pri Uppsali, je pokazala izredne uspehe, ki jih je dosegel inštitut na tem temeljnem področju geotehničnih raziskav. Tolikšne popolnosti ni doslej dosegla nobena druga evrop-

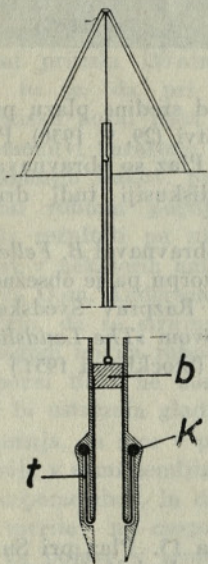
ska država. Te uspehe je treba pripisati sistematskim enajstletnim naporom inštituta. Predno je pričel inštitut obsežneje razvijati raziskave na drugih področjih, se je z vsemi silami — umskimi in materialnimi — posvetil nalogi, da omogoči takšne terenske raziskovalne metode, ki bi dale zanesljiv vpogled v sestavo tal, omogočile vzetje res intaktnih vzorcev tal in ki bi izpremenljivost geotehničnih lastnosti tal deloma že na terenu neposredno podale. Obenem so stremeli za tem, da bi se ti smotri dosegali hitro in ekonomsko. Udeleženci konference so se mogli ob demonstraciji na terenu prepričati, da je inštitut uspel. Pisec tega poročila te napore in te uspehe Švedskega geotehničnega inštituta posebej poudarja, ker je prepričan, da je dobro urejena sondažna tehnika več kot pol pota k uspehu geotehničnih raziskav in da mnogih geotehničnih problemov brez zanesljivega sondiranja ni mogoče rešiti. V naši državi smo z nepravilnim sondiranjem brez haska zapravili težke milijone. Razveseljivo je, da se v zadnjem času nekateri zavodi in podjetja (n. pr. »Geoistraživanja« v Zagrebu) zelo prizadevajo za izpopolnitev sondažne tehnike. V uspehih Švedskega geotehničnega inštituta bodo našli takšni naporji mnogo koristnih pobud in opore.

Tu bomo podali kratek pregled naprav, ki jih je inštitut prikazal na terenu pri Uppsali.

a) Naprave za jemanje vzorcev tal

1. Naprava za jemanje vzorcev na kovinske trakove.^{8,9}

Pri tej napravi je trenje, ki sicer omejuje dolžino intaktnih vzorcev, izkoriščeno za jemanje intaktnih vzorcev velikih dolžin (do 20 m). To dosežejo na ta način, da vstavijo v vznožni nastavek sondažnih cevi



Slika 14¹¹. Naprava za jemanje vzorcev na kovinske trakove. Shematični presek skozi vznožni nastavek

(slika 14) več kolesc (K) s tankimi kovinskimi trakovi (t), katerih konce pritrdijo na bat (b). Ko porivajo cev v globino, se kovinski trakovi odvijajo. V nastavku drse tesno ob ostenju, da se jih vzorec zemljine, ki prihaja v cev, dobro oprime. Med cevjo nad nastavkom in tra-

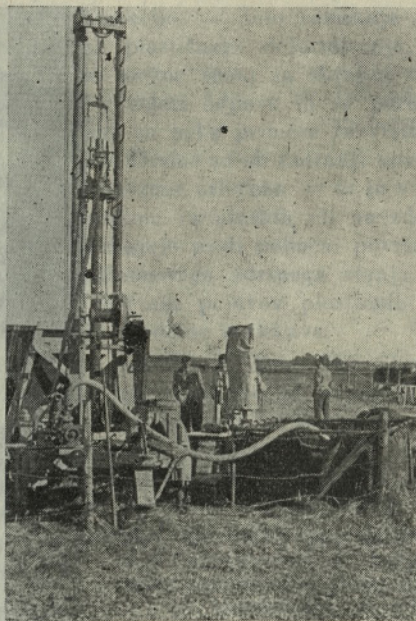
⁸ Podroben popis naprave v publikaciji: W. Kjellman, T. Kallstenius and O. Wager: Soil Sampler with Metal Foils. Stockholm 1950. (R. Swed. Geot. Inst. Proc. No. 1.)

⁹ Glejte tudi: L. Šuklje: Diskusija k stručnim referatima 1. skupštine Jugoslovenske sekcije Medjunarodnog društva za mehaniku tla i fundiranje. Naše gradjevinarstvo 1949, br. 11—12, str. 816—825, Beograd.

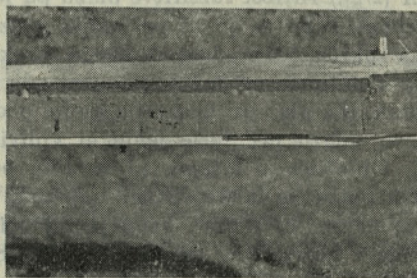
kovi pa ostaja zelo ozek presledek, da se eliminira trenje med ostenjem in trakovi. Trenje med trakovi in zemljino ohranja vzorec v nedeformirani dolžini.

V mehkih vezljivih tleh sondažni nastavek enostavno vtiskujejo, v nevezljivih ga vtiskujejo med brizganjem vode ali izplake, v trdnih vezljivih tleh pa ga med izplakovanjem uvrtaajo.

Uporabljajo dva tipa naprav; eden za vzorce ϕ 68 mm in drugi za vzorce ϕ 38 mm.



Slika 15. Naprava za jemanje vzorcev na kovinske trakove. Pogled na napravo za vtiskavanje in izvlečevanje cevi. (Foto ing. E. Nonveiller)



Slika 16. Jemanje vzorcev na kovinske trakove: Pogled na prerezani vzorec. (Foto ing. E. Nonveiller)

Slika 15 kaže napravo za vtiskavanje cevi, na sliki 16 pa je prikazan vzorec, ki je bil vzet pri demonstraciji v 45 minutah v dolžini 20 m. Ker so tla slojevita, je mogoče s slike razbrati, da ostaja vzorec tudi ob obodu nepoškodovan.

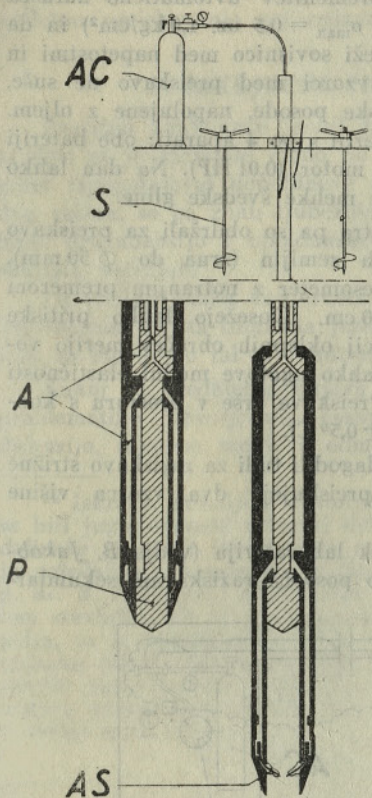
2. Pnevmatična naprava za jemanje vzorcev z rezilom

Jemanje kontinuirnih vzorcev z napravo na kovinske trakove je razmeroma drago. Zato uporabljajo tudi na Švedskem vzporedno še vedno napravo za jemanje posameznih vzorcev. Izpopolnili so jo z rezilom, ki ga porinejo skozi odprtine v ostenju nastavka pnevmatično. Tudi nastavek sam potisnejo preko sondažne konice s stisnjenim zrakom. — Naprava je prikazana na sliki 17.

3. Naprava za jemanje vzorcev v sipkih (peščenih ali gramoznih) tleh

Naprava je prikazana na sliki 18. Sondažna cev (s) je predeljena v prekate, ki so na eno stran odprti. Med uvrtavanjem cevi (na motor) so prekati zaprti z jekleno

skega upora, dobe velikost upora na konici. Tako lahko določijo po vsej globini sonde diagram relativne odpornosti temeljnih tal. Stroj je tako opremljen, da riše ta diagram med sondiranjem avtomatično. Hitrost prodiranja konice je 3 m na minuto. — V teku so preiskave, da bi se določile s takšnim sondiranjem absolutne vrednosti strižne odpornosti tal.



Slika 17¹¹. Pnevma tična naprava za jemanje vzorcev z rezilom. Prezrez skozi vznožni nastavek za jemanje vzorcev

Legenda: AC = stisnjen zrak, S = sidro, A = kanali za zrak, P = sondažna konica, AS = rezilo na stisnjeni zrak

ploščevino (p), ki je vstavljena v dva utora. Ko je dosežena zaželena globina, potegnejo ploščevino ven; v utore vstavijo jeklen polnilec (j), za njim pa zabijejo v utore postopoma jeklene plošče (l). Polnilec poriva v prekate zemljino, plošče pa prekate spet zapro. Ko pride polnilec do dna sonde, potegnejo cev iz sonde, izvlečejo iz utorov zaporne plošče in polnilec in iztresejo vsebino. Vzorci seveda niso intaktni, vendar omogočajo pravilno rekonstrukcijo sestave tal.

b) Naprave za posredno sondiranje oziroma neposredno določanje odpornosti tal

4. Sondirni stroj

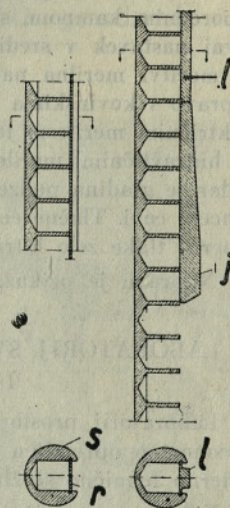
Napravo za penetracijsko sondiranje, ki ga v veliki meri uporabljajo tudi na Nizozemskem, je Švedski geotehnični inštitut v zadnjem času zelo izpopolnil. Naprava je montirana na avtomobilu, da je lahko pokretna. Sondirni drogovi imajo profil 19 mm, sondirna konica pa od 25 do 80 mm. Drogove potiskajo navzdol ($F_{max} = 1000 \text{ kg}$), obenem jih pa sučejo ($M_{t max} = 25 \text{ kgm}$). Ker vzdržujejo konstantno razmerje med hitrostima rotacije in penetracije, lahko iz izmerjene torne sile v vodoravni smeri ugotove tudi torno silo v navpični smeri. Če to odštejejo od celotnega penetracij-

¹¹ Reproducirano po »Information Sheets — Field and Laboratory Equipment — Presented to the European Conference on Stability of Earth Slopes, Sweden, September 20—25, 1954 — Royal Swedish Geotechnical Institute, Stockholm.«

5. Iskimeter

Iskimeter je zelo lahka priprava za določanje relativnih vrednosti strižne odpornosti tal. S sondirno cevjo porinejo v globino v sklopljeni navpični legi dve ploski krili, vrtljivi v eno smer okrog osrednjega šarnirja, ki je navezan na žično vrv. Ko je dosežena zaželena globina, privzdignejo cev, da se krilo sprostí in odpre. Potem vlečejo krilo v vodoravni legi navzgor in merijo upor izvlačenja. Avtomatična registrirna naprava riše neposredno diagram izpremembe upora z globino.

Naprava, ki je zelo lahka (55 kg) in ki ne zahteva sidranja, je posebno prikladna za ugotavljanje tankih peščenih vložkov v glinastih slojih (glejte pod A, [5/3]).



Slika 18¹¹. Naprava za jemanje vzorcev v peščenih ali gramoznih tleh. Prezezi

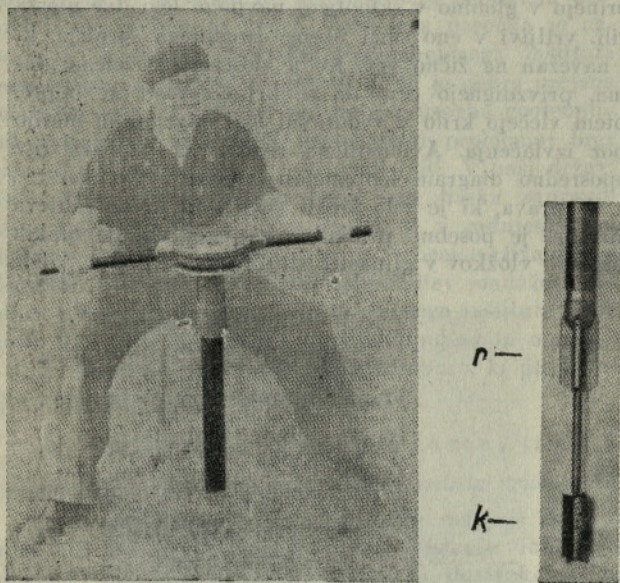
6. Preiskava strižne odpornosti na kri!o^{10, 9}

Krilo (k) ima profil enakokrakega križa in je sestavljeno iz zelo tanke ploščevine. Med zabijanjem ozi-

¹⁰ Podroben opis naprave v publikaciji: L. Cadling and S. Odenstad: *The Vane Borer*. Stockholm 1950. (R. Swed. Geot. Inst. Proc. No. 2.)

roma uvrstavanjem je potegnjeno v okrov (r) enake križne oblike. Okrov tvori konico zabijalne cevi. Ko se približa okrov globini, v kateri želimo strižno odpornost preiskati, porinemo krilo iz okrova v globino, ki je zabijanje še ni prizadelo. S torzijskim momentom, čigar velikost merimo na dinamometru, prestrižemo zemljinjo na obodu krila in na obeh mejnih ploskvah. Iz momenta in dimenzij krila izračunamo strižno odpornost.

Naprava je prikazana na sliki 19.



Slika 19¹¹. Priprava za preiskavo strižne odpornosti na krilo

Razen opisanih sondažnih naprav je inštitut pokazal na terenu pri Uppsali tudi svojo *napravo za merjenje pornih tlakov* v temeljnih tleh. Stržen zabijalne konice na koncu galvanizirane zaščitne cevi je obdan s poroznim kamnom, skozi katerega pride voda v ozki cevni nastavek v sredi zaščitne cevi. Nanj se povezne ob meritvi merilna naprava. Imajo dva tipa naprave: napravo s kovinskima membranama s pnevmatičnim in električnim merilcem ter napravo z gumasto membrano in hidravličnim merilcem. Prvo napravo uporabljajo, kadar je gladina podzemne vode globoko pod zgornjim koncem cevi. Tlačne celice so zelo ozke, zato je mogoče izmeriti tlake zelo hitro tudi v glinastih tleh.

Naprava je prikazana na sliki 20.

D) LABORATORIJ ŠVEDSKEGA GEOTEHNIČNEGA INŠTITUTA

Laboratorij prostorsko ni bogve kako razsežen, je pa smotno opremljen in zelo intenzivno izkoriščen za eksterno tehnično službo in za interno raziskovanje.

Kakor sem svojčas že poročal,⁹ so Švedi namesto običajnih edometrov uporabljali tako imenovane kompresometre. Vzorci so tu obdani s tanko gumasto membrano, ki je obdana s številnimi ozkimi obročnimi kolobarji; med njimi so kratki presledki. Te kompresometre so uporabljali tudi za določanje strižne odpornosti. Sedaj kompresometre opuščajo, ker se je izkazalo, da za zelo stisljive vzorce niso prikladni; mem-

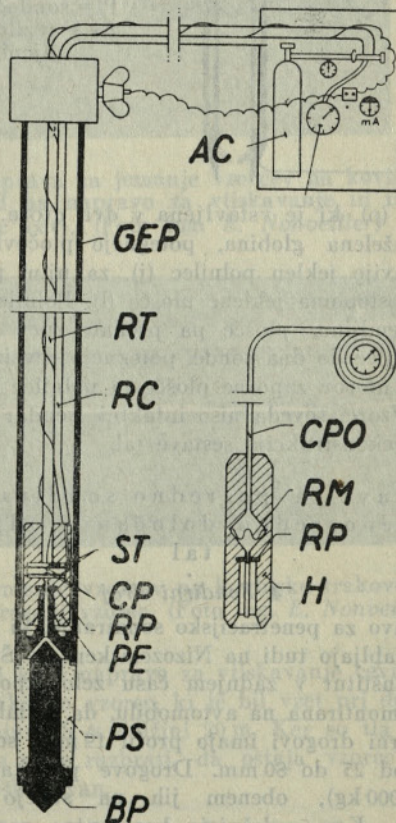
brana med obroči se namreč neugodno deformira. Uvajajo preiskavo z edometri ϕ 60 mm in višine 20 mm z avtomatično registracijo konsolidacijske krivulje. Tlake lahko stopnjujejo do 13 kg/cm².

Tudi preiskave tlačne odpornosti prostih vzorcev so uvedli tako, da obremenitev avtomatično narašča (0,01 kg/cm² na minuto, $\sigma_{\max} = 0,5$ oz. 1,0 kg/cm²) in da aparat avtomatično beleži sovisnico med napetostmi in deformacijami. Da se vzorci med preiskavo ne suše, so postavljeni v kovinske posode, napolnjene z oljem. — Sedaj imajo dve bateriji s po 4 aparati; obe bateriji žene en sam električni motor (0,01 HP). Na dan lahko preiščejo do 70 vzorcev mehke švedske gline.

Načelo kompresometra pa so obdržali za preiskavo stisljivosti debelozrnatih zemljin (zrna do ϕ 50 mm). Zanje so uredili kompresometer z notranjim premerom 50 cm in z višino 100 cm. Dosežejo lahko pritiske 12,5 kg/cm². Iz deformacij oklepni obroči merijo vodoravne napetosti, da lahko ugotove modul elastičnosti in Poissonovo število. Preiskave vrše v prostoru s konstantno temperaturo ($\pm 0,5^{\circ}$ C).

Isto pripravo so prilagodili tudi za raziskavo strižne odpornosti. Istočasno preiskujejo dva vzorca višine 20 cm.

Raziskovalni oddelek laboratorija (vodja B. Jakobson) se sedaj intenzivno posveča raziskavam sekundar-



Slika 20¹¹. Naprava za merjenje pornih tlakov v tleh. Legenda: AC = stisnjeni zrak, PM = precizni manometer, GEP = galvanizirana cev, RT = gumasta cev, RC = gumasta cev, ki veže prostor med membranama z atmosferskim tlakom, ST = jekleni membrani, CP = kontakta, RP = gumasti pokrov, PS = porozni kamen, BP = zabijalna konica, PE = nastavek za pnevmatično električno merjenje pornega tlaka — CPO = cev, napolnjena z oljem — RM = gumasta membrana — H = Nastavek za hidravlično merjenje pornega tlaka

ne konsolidacije. Pripravili so specialen edometer za preiskovanje pri konstantni temperaturi 5,6° C (tališče benzola). Doslej so ugotovili, da vpliva na intenzivnost sekundarne konsolidacije temperatura bolj, nego bi to ustrezalo različni viskoznosti vode pri izpremenjeni temperaturi. Napravo sedaj preurejajo, da bi omogočili večletno preiskovanje pri neizpremenjeni temperaturi.

E) ZAKLJUČNE PRIPOMBE

Program konference je bil zelo skrbno pripravljen in delo se je razvijalo točno po njem. Čeprav je program izpopolnjeval dopoldneve in popoldneve in tudi dva večera, so ga znali ljubeznivi gostitelji¹² poživiti s toplo družabnostjo v opoldanskih odmorih in ob dveh skupnih večerjeh.

Občevalna jezika konference sta bila angleščina in francoščina, ki sta uradna jezika Mednarodnega društva za mehaniko tal in fundiranje.

Kakor je predhodna objava referatov in omejitev problematike dovoljevala časovno skoro neomejeno diskusijo, tako so mogli v odmorih, na potovanju in

¹² Iskrene, nevsiljive gostoljubnosti in ustrežljivosti so bili jugoslovanski delegati deležni tudi na stavbišču *dolinske pregrade Bergforsen pri Sundswallu*, ki so si jo ogledali po kongresu po ljubeznivem posredovanju g. dr. *B. Löfquista*, inšpektorja energetske uprave. Na tem stavbišču jih je zlasti zanimala »mokra« vgradnja jedra, to je vgradnja pri vlagi nad Proctorjevim optimumom blizu polne zasičenosti. Pri takšni vgradnji nastopijo najprej skoro stoojstotni porni tlaki, toda precejšnja propustnost zemljine omogoča, da med gradnjo v veliki meri uplahnejo.

prosti zadnji dan konference udeleženci izmenjati misli na področjih skupnih strokovnih interesov in dela. Osebnosti stiki med strokovnjaki, ki obravnavajo sorodne probleme, pa so posebno koristni.

Prispevki konference k napredku geotehnične vede na področju stabilnosti pobočij so pomembni. Ako skušamo izdvojiti pomembnejše, se vsekakor podajamo v nevarnost subjektivnega ocenjevanja. S tem opozorilom bi poročevalec ob koncu posebej poudaril naslednje prispevke:

1. Nova, točnejša metoda stabilnostne analize s krožnimi drsinami [A (1/)].
2. Kritična analiza pojma drsin in konsekvence te analize [A (1/2)].
3. Uvedba konveksnih drsin pri stabilnostnih analizah zemeljskih pregrad [A (6/4), (6/1)].
4. Izkušnja o nujnosti upoštevanja efektivnih napeptosti pri analizah plazov v razdrobljenih in razkrojenih hribinah ali v razpokanih trdih glinah ter o prevladujočem vplivu kota notranjega trenja pri teh analizah [A (4/1), (5/1)].
5. Izkušnja o vplivu pornega tlaka v propustnejših vložkih med glinastimi usedlinami na zmanjšanje stabilnosti pobočij [A (5/5), (5/4); (B)].
6. Izkušnja o naravnem procesu povečevanja občutljivosti in zmanjševanja strižne odpornosti zaradi izluževanja soli iz glin [A (3/1), (3/2), (B)].
7. Izkušnja o vplivu občutljivosti glin na razvoj sukcesivnih plazov [A (3/2), (3/3), (5/3), (B)].

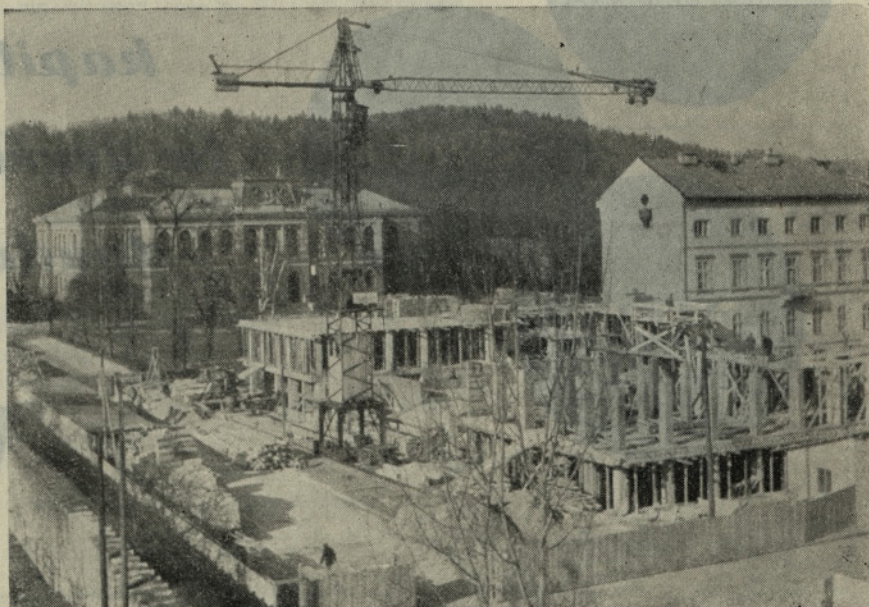
Posebej pa bi ponovno poudaril izredni uspeh švedske sondažne tehnike.

GRADBENO PODJETJE

Ljubljana, Vošnjakova ulica

gradi solidno vse vrste visokih in nizkih gradenj
in se priporoča!

T
E
H
N
I
K
A



LJUBLJANA

MEDVODE

GROSUPLJE

JESENICE

GRADIS

KRŠKO

RAVNE

ŠOŠTANJ

**ŠKOFJA
LOKA**

KIDRIČEVO

MARIBOR

ZENICA

DEKANI

*gradi objekte
kapitalne gradnje
in družbenega
standarda*

„MOČNO“ žično platno, železno

Tehnični podatki:

število niti na dolžini 1 cole	1,5 — 50
debelina žice Ø	mm 0,22 — 2,8
premer lukenj	mm 0,288 — 14,14
število lukenj na 1 colo ²	2,25 — 2500
širina platna	mm 1000
približna teža za 1 m ²	kg 0,89 — 5,85

odpremlja se v zvitkih
kvaliteta materiala: mehka žica Je 34,11,
izdeluje se v 32 velikostih

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPSIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

„TEŽKO“ žično platno, železno

Tehnični podatki:

število niti na dolžini 1 cole	1,5 — 12
debelina žice	mm 0,9 — 3,8
premer luknje	mm 1,22 — 13
število lukenj na 1 colo ²	2,25 — 144
širina platna	mm 1000
približna teža 1 m ²	kg 4,60 — 11,25

odpremlja se v zvitkih
kvaliteta materiala: mehka žica Je 34,11
izdeluje se v 15 velikostih

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPSIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

Žično platno „rabić“, železno

Tehnični podatki:

debelina žice Ø	mm	0,9	1	1,1
premer luknje	mm	12×12	16×16	20×20
širina platna	mm	1000		
približna teža za 1 m ²	kg	1,20		

odpremlja se v zvitkih
kvaliteta materiala: mehka črna žica Je 34,11 ali pocinkana žica

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPSIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

Pocinkana žična mreža „HERKULES“

Tehnični podatki:

	prečno	50		100	
odprtina luknje	vzdolžno	12,5	25	50	75
debelina zvite žice	mm	14	16	18	20
deb. valovite žice	mm	18	20	22	25
širina pletenja	mm	1000		1500	
odpremlja se v zvitkih po		25			
teža za m ²	kg	1,60	1,50	1,24	1,24

kvaliteta materiala: mehka pocinkana žica Je 34,11

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPSIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

Navadno žično platno, železno

Tehnični podatki:

število niti na dolžini 1 cole		1,5—130
debelina žice	mm	0,07—1,3
premer luknje	mm	0,12—15,64
število lukenj na 1 colo ²		2,25—16.900
širina platna	mm	1000
približna teža za 1 m ² kg		0,309—1,420

kvaliteta materiala: mehka črna žica Je 34.11
odpremlja se v zvitkih v 32 različnih velikostih

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPŠIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

Pocinkana žična mreža „MERKUR“

Tehnični podatki:

velikost odprtine	mm	13	16	20	26	40	50	60
debelina žice ϕ	mm	0,8	1	1	1	1,2	1,4	1,6
širina pletenja	mm	1000	1000	1000	1000	1000	1250	1500
približna teža 1 m ² kg		0,80	0,85	0,88	0,65	0,44	0,50	0,70
							0,90	0,80

kvaliteta materiala: mehka pocinkana žica Je 34.11

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPŠIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15

Pocinkana žična mreža „UNIVERZAL“

Tehnični podatki:

velikost odprtine mm		10	15	20	30	40	50	60
debelina žice v mm								
		1,8	2,85	1,26				
		2,0	3,55	1,54	1,80	1,35		
približna teža za 1 m ² kg		2,2	4,25	1,89	2,18	1,65	1,22	
		2,5			2,90	2,08	1,60	1,45
		2,8					1,90	1,80
		3,1					2,48	2,26

izdeluje se v širini mm 1000 1250 in 1500
odpremlja se v zvitkih po 15 m 25 m

kvaliteta materiala: mehka pocinkana žica Je 34.11

Proizvod izdeluje: „PETAR DRAPŠIN“, Fabrika zavrtnja, žičane gvozdene robe, Novi Sad, Sremska ulica 15

„Navadno“ pocinkano železno platno

Tehnični podatki:

število niti na dolžini 1 cole		1,5—130
debelina žice	mm	0,07—1,3
premer luknje	mm	0,12—15,64
število lukenj na 1 colo ²		2,25—16.900
širina platna	mm	1000
približna teža za 1 m ² kg		0,309—1,420

odpremlja se v zvitkih
kvaliteta materiala: mehka pocinkana žica Je 34.11
izdeluje se v 32 raznih velikostih

Proizvod izdeluje:

»PETAR DRAPŠIN«
Fabrika zavrtnja,
žičane gvozdene robe,
NOVI SAD,
Sremska ulica 15