

MINISTERUL EDUCATIEI SI INVATAMINTULUI
INSTITUTUL POLITEHNIC "TRAIAN VUIA" TIMISOARA
FACULTATEA DE MECANICA

MICHAEL ION

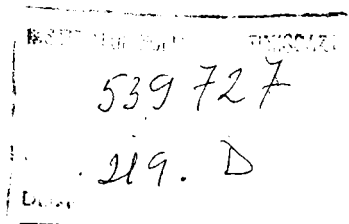
CONTRIBUTII PRIVIND CALCULUL NUMERIC AL
OSCILATIILOR IN CASTELE DE ECHILIBRU CILINDRICE
CU DIAFRAGMA SI CAMERA SUPERIOARA

- Teză de doctorat -

CONDUCATOR STIINTIFIC :
Acad.Prof.Dr.Doc.Ing. IOAN ANTON

BIBLIOTECA CENTRALĂ
UNIVERSITATEA "POLITEHNICA"
TIMIȘOARA

- Timișoara 1 9 8 9 -



" - Nu ezitați nici-odată, să abordați studiul unor fenomene tehnice care par arhicunoscute, căci veți avea surpriza, să evidențiați noi aspecte...."

Profesor Aurel Bărglăzan

PARINTILOR MEI

I N T R O D U C E R E

Castelele de echilibru sînt construcții hidrotehnice studiate de peste 75 de ani de către hidraulicieni, în mod teoretic, prin încercări de laborator și măsurători efectuate asupra unor amenajări în funcțiune.

Relațiile fundamentale ca și ipotezele care stau la baza acestora, au fost stabilite în prima jumătate a perioadei menționate, între timp, metodele numerice de calcul evoluînd în corelație cu tehnica modernă de calcul, fapt caracteristic și aparatelor de măsură folosite în cadrul diverselor experiențe. Ar fi deci de așteptat, ca între rezultatele obținute pe bază de măsurători și cele calculate, să existe o concordanță din ce în ce mai bună, la nivelul erorilor admise (de calcul sau de măsură) fapt care nu este realizat, conform, spre exemplu, graficului din figura 1, citat în lucrarea "Combination of Finite Difference and Finite Element Technique in Hydraulic Transient Problems", publicată de C.S.Watt, A.P.Boldy și J.M.Hobbs în "Proceedings of the third International Conference on Pressure Surges. Canterbury. England. 1980", deci de dată recentă.

Înainte de a comenta acest grafic, să amintesc că în cazul castelului de echilibru (inclusiv cilindric) se pun următoarele probleme :

A. Determinarea saltului maxim (z_M) respectiv a saltului minim (z_m), esențiale în realizarea părții constructive a castelului ;

B. Determinarea legii de variație în timp a nivelului apei în castel, funcția $z = z(t)$, cu implicații asupra :

B.1. stabilității oscilațiilor în castel ;

B.2. fenomenului de rezonanță.

În consecință, în figura 1 se prezintă comparativ, oscilogrammele $z = z(t)$, pentru cazul închiderii, măsurate prin intermediul unei instalații de laborator respectiv calculate pe baza unor metode cu grad sporit de exactitate (metoda caracteristicilor, metoda implicită-diferențe finite, metoda elementelor finite). Din grafic rezultă :

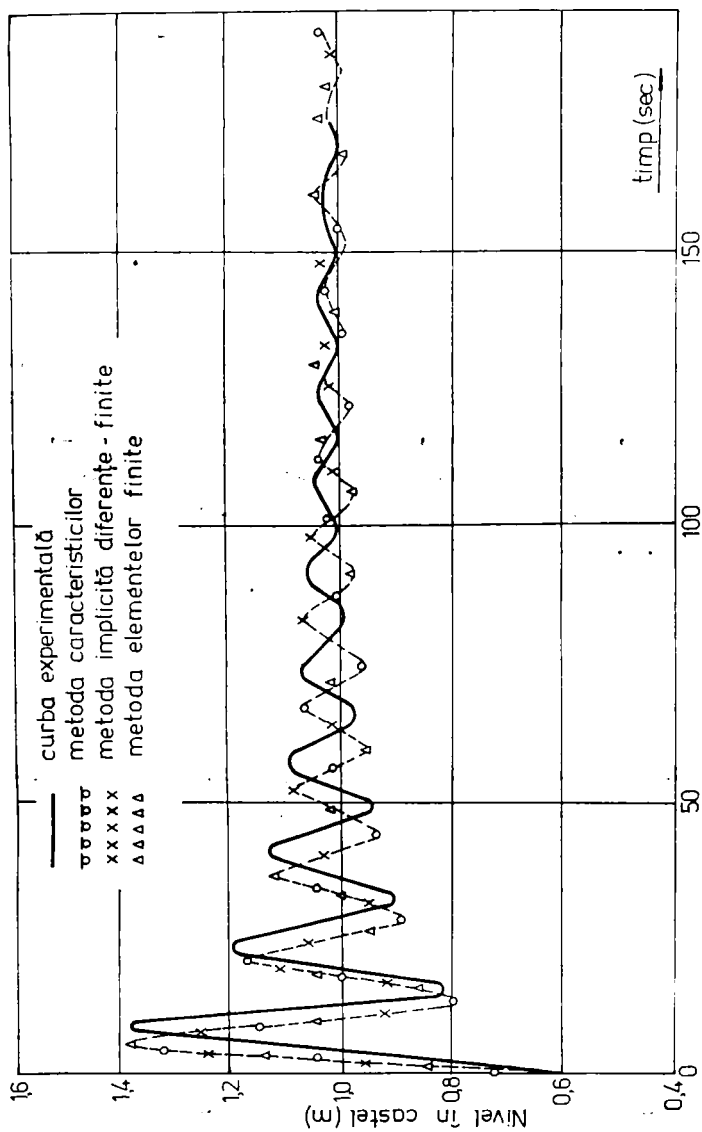


FIG. 1.

- o foarte bună suprapunere a valorilor calculate prin diverse metode ;

- valori apropiate între extremele calculate și măsurate (în special în cazul lui z_M) ;

- un decalaj, în timp, între curbele calculate și cele măsurate, extremele primelor rămânând tot mai mult în urmă, pentru $t \rightarrow \infty$.

Autorii lucrării, apreciind pozitiv rezultatele, explică acest decalaj prin faptul că în calcule s-a neglijat efectul unor pierderi locale de sarcină (o reducere, două coturi și o ramificație) și datorită estimării inexacte a pierderilor de sarcină și a timpului de manevră a vanei. Deoarece acest decalaj, care apare și în alte lucrări, există, rezultă că relațiile fundamentale și ipotezele acceptate în prezent nu sînt corecte, respectiv că funcția $z = z(t)$ determinată numeric pe baza acestora (indiferent de metoda de calcul sau gradul de precizie), nu reflectă identic fenomenul.

Prin lucrarea de față, se urmărește o extindere a ecuațiilor fundamentale, prin considerarea unor ipoteze mai apropiate de realitate. Pentru aceasta, în prima parte, va fi trecut în revistă stadiul actual în studiul castelelor de echilibru cilindrice, urmînd ca noile ipoteze respectiv relații, să fie verificate prin calcule numerice și în mod experimental, referitor la castelele cilindrice și prin comparații numerice, în cazul castelelor cu cameră superioară cilindrică și diafragmă.

Pentru a cunoaște condițiile și motivele care i-au dus pe cercetători la adoptarea formei actuale a relațiilor de calcul, a fost necesară consultarea unor titluri bibliografice care să acopere, ca timp, întreaga perioadă de studiu a castelelor de echilibru, respectiv perioada 1910 - 1988.

Este de datoria mea, să exprim recunoștință, tuturor celor care au contribuit de-a lungul anilor, la formarea mea de specialist sau mi-au fost de un real sprijin în elaborarea tezei.

Mulțumesc :

- inginerilor Morariu Ion și Liliana, exemple de corectitudine în viață, cărora le datorez enorm ;

- profesorului dr.ing. Mihai Bălă, cel care m-a ales în 1967, spre a-i fi asistent, îndrumîndu-mă, în anii care au urmat, cu omenie, dragoste de țară și profesionalism ;

- profesorului emerit ing. Victor Gheorghiu, pedagog de excepție, pentru faptul că a admis să-i fiu doctorand, călăuzindu-mi pasii în

căutările legate de elaborarea tezei ;

- conferențiarului dr.ing.David Ioan, pentru discuțiile purtate referitoare la teză, respectiv recomandările făcute pe tot parcursul elaborării ei, ca și conferențiarului dr.ing.Nicoară-Traian care, în plus, mi-a înlesnit în calitate de șef al Catedrei de Construcții Hidrotehnice și Imbunătățiri Funciare, realizarea standurilor experimentale, experiența sa, în domeniu, constituind pentru mine, o călăuză sigură

- profesorilor dr.ing.Marin Păunescu și Ioan Munteanu, care în calitate de șefi ai Catedrelor de Drumuri și Poduri, respectiv Construcții Metalice, m-au sprijinit în realizarea bazei materiale necesare efectuării măsurătorilor ;

- asistenților ingineri Daondeș Pantelio, Lazăr Gheorghe, Prelusček Ervin, matematicianului Laszlo Eugen și inginerului Bălă Pompiliu pentru prețiosul ajutor acordat la efectuarea măsurătorilor ;

- personalului centrului de calcul al I.P.F. și inginerului Bolcu, Marcel șeful Centrului de Calcul al I.A.E.M., pentru sprijinul acordat în rularea programelor ;

- inginerilor Zaplaic Mihai și Cîrlig de la I.C.H.București, pentru sfaturile legate de realizarea măsurătorilor de laborator ;

- inginerului Găitănanu Constantin, directorul Întreprinderii Electrocentrale Piatra Neamț, pentru operativitatea cu care mi-a pus la dispoziție informațiile necesare, referitoare la castelul de echilibru al uzinei hidroelectrice "V.I.Lenin-Bicaz" ;

- personalului ajutător al Catedrei CHMF, respectiv tovarășilor Toth C., Miron D., Nagy B., Pitic D., Kronberger I., Gădeanu T. și Niemeschein A., pentru realizarea efectivă a standurilor experimentale ;

- tovarășelor Dure M., Gărtonea M., Chilom I., ing.Târcatu R. și arh.Ivan P., pentru realizarea dactilografierii și a părții grafice a tezei, în diferitele variante.

Adresez în mod deosebit, mulțumirile mele, tovarășului Academician dr.doc.ing.Ioan Anton, care, de-a lungul anilor, în calitate de rector, om de știință și dascăl eminent, mi-a oferit adevărate lecții de gândire și comportament. Indicațiile pe care Domnia sa mi le-a dat, în ultimii 4 ani, privind elaborarea și redactarea tezei, au fost hotărâtoare în finalizarea ei.

Pentru posibilitatea de a fi putut urma studiul universitar ca bursier și de a mă fi putut perfecționa în specialitate, beneficiind de condiții și dotări excelente, aduc mulțumiri celor care mi-au creat aceste facilități.

Sper că problemele tratate în teză, să constituie, pe baza și a unor cercetări viitoare, un pas înainte în studiul fenomenului abordat.

Capitolul 1. STADIUL ACTUAL AL STUDIULUI CASTELOR DE ECHILIBRU CILINDRICE

I.1. Evoluția castelilor de echilibru

Primele castele de echilibru, numite uneori și camere de echilibru, au fost realizate la sfârșitul secolului XIX, bibliografia consultată nepermițându-mi să localizeze o dată certă în acest sens. Astfel, dacă Tolkmitt, menționează în cartea "Grundlagen der Wasserbau" (Bazele Construcțiilor Hidrotehnice), /221/, a cărei primă ediție datează din 1898, că : "... la capătul inferior al conductei de aducțiune, se va prevedea un cazan de aer (Windkessel) ca măsură de siguranță împotriva șocurilor apei ...", în cartea lui Daniel W. Mead /153/, tipărită în 1915, apar noțiuni ca "Stand Pipe" (cu sensul de conductă sau rezervor cilindric cu rolul de a acumula apa, figura 1.1), și "Air Chamber" (cameră de aer), cu

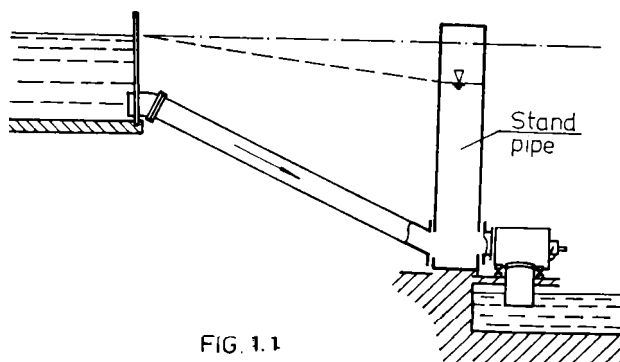


FIG. 1.1

mențiunea că determinarea pe baza unui calcul analitic, a efectului unei astfel de construcții, este foarte dificilă dacă nu chiar imposibilă, fapt curios, căci la bibliografie este citat, printre alții, Raymond D. Johnson, al cărui nume este frecvent atașat, în literatura de specialitate, dezvoltării teoretice a castelilor de echilibru. În schimb, în lucrarea lui Minton M. Warren (1914)/231/, apar deja ca uzuale, denumirile de "Surge Tank" (castel de echilibru), "Penstock" (conductă de racord a castelului de echilibru cu turbina-conducta forțată) și "Water-Hammer" (lovitura de berbec), cărora li se atașează o teorie de calcul mai mult sau mai puțin completă. În literatura de specialitate europeană, se recunoaște în unanimitate fap-

tul că articolul lui F.Prasil (1908)/185/, a constituit punctul de referință al viitoarelor teorii legate de castelele de echilibru.

Castelul de echilibru, apare cronologic, ca ultimă componentă clasică, într-o amenajare hidroenergetică.

Anterior, astfel de amenajări fuseseră realizate amplasînd centrala lîngă (în) baraj sau la o anumită distanță, apa fiind adusă la turbine printr-un canal sau o conductă (fără castel, deci), de obicei metalică. Așa se face că turbinele, sub diverse variante, erau deja bine conturate înainte de anul 1900, iar fenomenul loviturii de berbec fusese deja studiat de către Jukovski (1898) și Allievi (1903), /141/, formulările acestora fiind acceptate și azi.

Dacă primele castele de echilibru au fost construite mai mult intuitiv, observațiile efectuate asupra amenajărilor în funcțiune, ca și unele accidente, au determinat o campanie de investigare riguroasă a fenomenului caracteristic castelului de echilibru cilindric, ca și soluționarea unor noi tipuri, care să fie economice în condițiile adaptării la geologia și configurația dată a terenului, asigurînd în același timp, stabilitatea în funcționare a amenajării. Cert este faptul că fenomenele de instabilitate produse în timpul funcționării uzinei hidroelectrice Heimbach în anul 1904, la puțin timp după darea sa în exploatare, au stat la baza studiilor întreprinse de Daniel Thoma și publicate în 1910 /43, 129/, studii referitoare la stabilitatea micilor oscilații în castele de echilibru cilindrice, relațiile elaborate atunci fiind citate și azi în tratatele de specialitate.

Se poate trage deci concluzia că anii 1908-1910, constituie limita de trecere către perioada de realizare a castelelor de echilibru cilindrice pe baza unor considerente teoretice, și în același timp, de căutări, în sensul calculului și realizării de noi forme constructive. Astfel, pînă în jurul anului 1925 sînt concepute și realizate primele castele de echilibru diferențiale, cu camere, cu diafragmă, cu deversor sau variante combinate ale acestora.

Soluțiile constructive devin tot mai complicate și în același timp, mai eficiente, o dată cu progresele tehnologice înregistrate, care au permis realizarea acestor construcții în subteran.

Trebuie să recunoaștem, privind spre exemplu castelul de echilibru al hidrocentralei St.Giustina - Mollero, executat în Italia înainte de 1948 /187/, prezentat în figura 1.2, că există o mare diferență față de modelul de castel de echilibru, de acum 75 de ani.

Schemele amenajărilor hidrotactice moderne, aplicate rîurilor de munte conduc azi la castele de echilibru cu înălțimi de

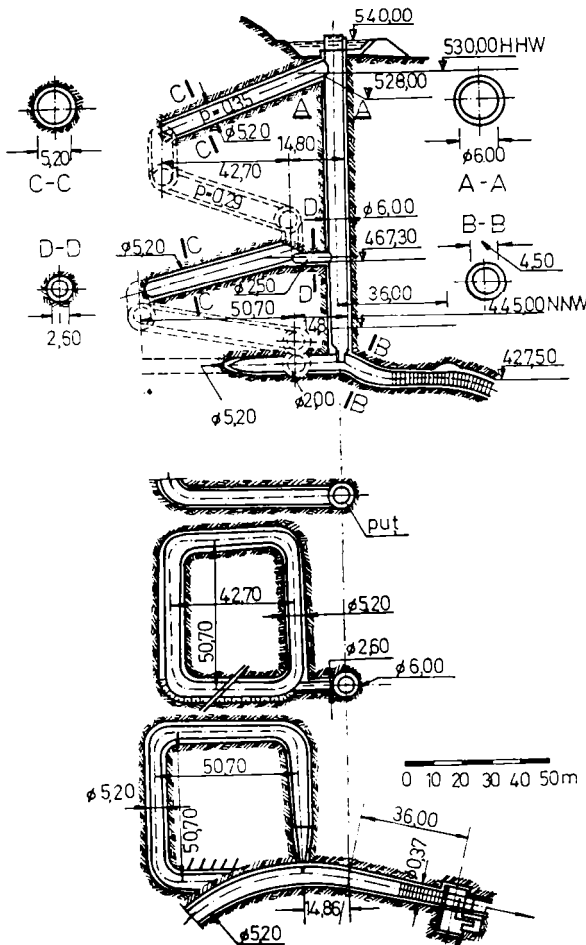


Fig.1.2 Castel de echilibru al hidrocentralei St. Giustina Mollero: a- secțiune verticală; b- secțiune orizontală.

zeci și chiar sute de metri, camera inferioară și cea superioară - clasice, fiind înlocuite prin galerii care ca și puțul central, au o secțiune transversală nu cu mult mai mare decât aceea a galeriei de aducțiune. În sprijinul acestei afirmații se prezintă două dintre realizările deosebite ale tehnicii românești, castelul de echilibru al amenajării Lotru, deservitiv Gh.

Gheorghiu - Dej - Argeș /26,190/, la care raportul dintre dia-

metrul aducțiunii și al puțului este de 0,87 (0,71) dar raportul dintre lungimile acestora de 130(15,0). Este de așteptat ca în viitor, pe baza progresului tehnicii actuale, să fie realizate soluții mai eficiente, din punct de vedere hidraulic, mai ieftine și cu un grad sporit de siguranță în exploatare. Ori pentru aceasta, se impune, o cunoaștere cât mai exactă a fenomenului caracteristic acestor construcții.

I.2. Evoluția metodelor de calcul

Oscilațiile unei coloane de apă aflată în două vase comunicante, al cărei echilibru inițial a fost perturbat, au stat în atenția cercetătorilor încă înd cu câteva sute de ani în urmă.

Forchheimer /83/11 citează pe Isaak Newton, autorul lucrării "Philosophiæ Naturalis Principia Mathematica", editată la Londra în 1687, ca fiind primul care a studiat acest fenomen.

Referindu-se la tubul din figura 1.5.a, aplicând masei de apă din tub (lungimea vinei de apă fiind "l") teorema impulsului, Newton

deduce ecuația diferențială a oscilațiilor mărimei z, sub forma :

$$\frac{1}{g} \frac{d^2 z}{dt^2} = 2z \quad (1.1)$$

respectiv:

$$\frac{1}{2g} \frac{d^2 z}{dt^2} - z = 0 \quad (1.2)$$

deci o ecuație diferențială cu coeficienți constanți,

$$a_1 \frac{d^2 z}{dt^2} - z = 0 \quad (1.3)$$

prin a cărei integrare se ajunge la soluția :

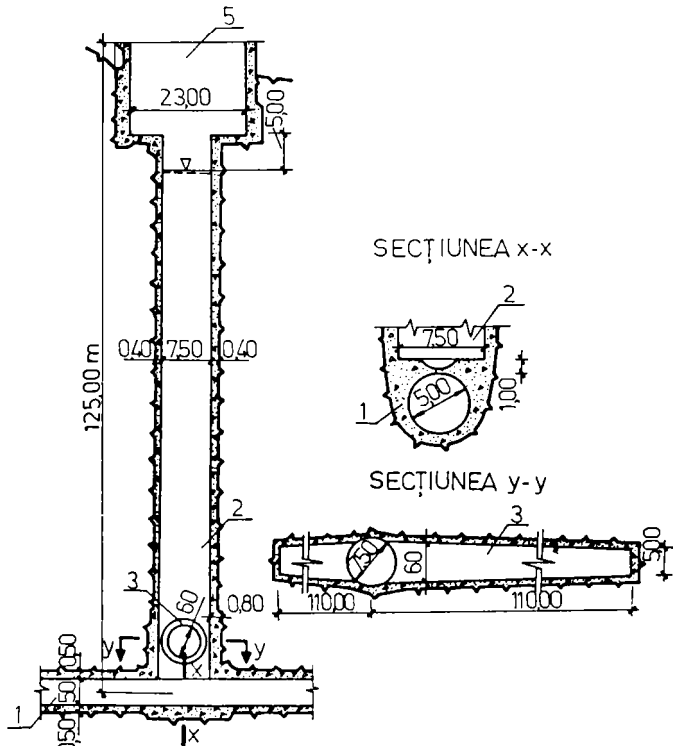


FIG.13 Castelul de echilibru de la U.H.Lotru
1- aducțiune; 2- puț; 3- cameră interioară;
4- diafragma; 5- camera superioară.

$$z = A \cdot \cos \sqrt{\frac{2g}{-I}} \cdot t \quad (1.4)$$

A, fiind amplitudinea oscilațiilor neamortizate rezultate, avînd perioada :

$$T = \pi \sqrt{\frac{1}{2g}} \quad (1.5)$$

Sînt citați de asemeni, Johann Bernoulli (1727), H. de Lagrené (1869) și Daniel Bernoulli (1738) a căror studii se referă la coloanele de apă din figurile 1.5, b, c și d, a căror oscilații, în ipoteza neglijării frecărilor rezultă a fi neamortizate, putînd fi reprezentate prin funcții cosinusoidale.

Abia o dată cu introducerea castelului de echilibru în schema hidrotehnică a unei amenajări cu derivație, fenomenul devine actual, începînd a fi cercetat

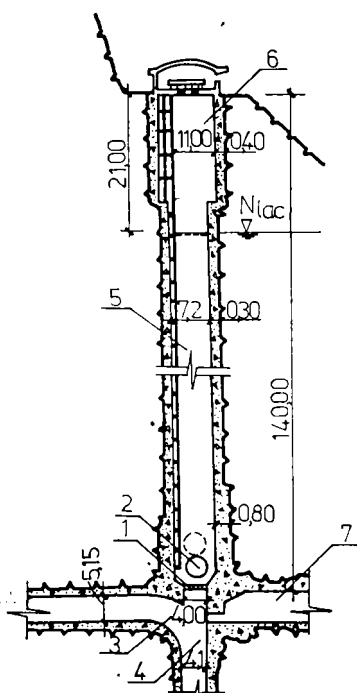


FIG. 14 Castelul de echilibru al CH Argeș. 1-diafragmă; 2-camara inferioară; 3- aducțiune; 4-puț forțat; 5-puț vertical; 6-camara superioară.

sistematic, căci lacul de acumulare și castelul de echilibru, legate prin conducta (galeria)

constituie altceva decît două vase comunicante, în care apa oscilează corespunzător diverselor manevre de închidere-deschidere ale aparătelor care reglează debitul afluent la turbine.

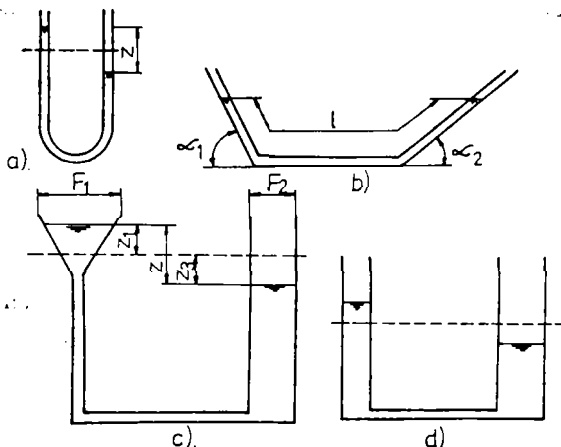


FIG. 15

Așa cum menționează Ch.Jaeger /128/,hidraulicianul care se ocupă cu studiul castelelor de echilibru,trebuie să urmărească următoarele 3 aspecte :

- a) concordanța diverselor metode de calcul ;
- b) concordanța între calcule și studiile pe modele hidraulice;
- c) concordanța dintre primele două aspecte și modul de desfășurare al fenomenului,în cadrul amenajării din natură.

Se impune în consecință,comentarea acestor aspecte :

- a) Concordanța diverselor metode de calcul.

Pe plan mondial,lista celor care s-au ocupat de studiul analitic al diverselor tipuri de castele de echilibru este foarte bogată, numele cele mai reprezentative constituind ele însăși,un grup numeros.O să-i citez în consecință pe cei,care au tratat pentru prima dată problema castelelor de echilibru,sub un aspect sau altul, respectiv : F.Prașil, K.Pressel (1909,transcrierea în diferențe finite a ecuațiilor fundamentale),D.Thoma,R.D.Johnson (1915,castelul diferențial),de Sparre (1915,castelul cu diafragmă).A.Schoklitsch (calculul grafic) /204,203/,M.D.Eydoux (1919,studiu oscilațiilor în masă și a loviturii de berbec),Calame și Gaden (rezonanța hidraulică în cazul castelelor de echilibru) /43,45/, L.Escande (castelul de echilibru cu deversor)/73,78/.Alături de aceștia se mai disting : E.Braun /39,40,41/,Ph.Forchheimer /83/, Ch.Jaeger /113, 131/,M.Bouvard /36,38/,J.Frank /85,87/,J.Schüller /205,206/,Vogt, Axnes,Dubs /72/,A.A.Morozov /155/,L.Sideriades /208,209/ și mai nou J.A.Forrest și J.F.Robbie /84/.

În paralel cu studiile efectuate pe plan mondial,și în țara noastră au existat și există cercetări fundamentale legate de acest domeniu,fapt explicabil prin tradiția existentă în domeniul acestor construcții,și mai ales prin realizările deosebite ale hidroenergeticii românești în ultimii 35 de ani.

Prima lucrare care tratează fenomenul oscilațiilor în castele de echilibru este "Castelul de apă" elaborată în 1924 de către Dorin Pavel,lucrarea fiind citată și într-o serie de teze de doctorat elaborate în țara noastră /12,24,174/.Înainte de apariția acestei lucrări,savantul român Gogu Constantinescu își publicase deja lucrarea "La science sonique et ses applications" în "Analele Minelor din România" , decembrie 1919 - ianuarie 1920 , fiind citat de Charles Jaeger /123/,referitor la aplicarea teoriei sonicității în calculul loviturii de berbec,fenomen inseparabil de oscilațiile nivelului apei într-un castel de echilibru. Ulterior, profesorii Dumitru Cioc /53,58/ și Alexandru Măruță

/150,151/ vor continua cu deosebit succes, cercetările în acest domeniu. După 1950, o dată cu punerea în aplicare a primului Plan de Electrificare a României, fenomenul oscilațiilor în castelele de echilibru va fi studiat în profunzime de către o serie de cercetători. Se remarcă prof.dr.ing. Mihai Bală /22,28/ autorul primei teze de doctorat din țara noastră, având ca subiect acest fenomen, dr.ing. M. Popescu /169,184/, conf.dr.ing. Dumitru Arsenie /6,16/, prof.dr.ing. Jura Cornel /134/, prof.dr.ing. Alexandru Măruță. Dintre aceștia, D. Arsenie urmărește calea soluțiilor analitice bazate pe un aparat matematic laborios, în timp ce M. Popescu abordează o gamă largă de tipuri de amenajări și o diversitate de probleme (oscilații extreme, stabilitate și mai nou rezonanță), beneficiind de colaborarea fructuoasă a unor specialiști ca, de exemplu, C. Stere, P. Novotny și A. Halanay, rezultatele fiind obținute prin metode numerice de calcul, aplicate ecuațiilor fundamentale ale fenomenului, în varianta diferențelor finite.

În toți acești ani, calculul oscilațiilor în castele de echilibru a evoluat, în mod firesc, structura relațiilor obținute și ipotezele admise fiind în corelație cu nivelul cercetărilor generale din domeniul hidraulicii, gradul de precizie oferit de diversele metode matematice respectiv posibilitățile (tehnică) de calcul, de aparatatura folosită în studiile de laborator și în natură.

Astfel, considerarea unor forțe de frecare, respectiv pierderi de sarcină proporționale cu puterea a 1-a a vitezei apei în aducțiune, este semnalată în anul 1890, fiind atribuită lui P. Stöckel și O. Lueger, care consideră că ecuația oscilațiilor în castelul cilindric are forma :

$$\frac{d^2z}{dt^2} + m_1 \frac{dz}{dt} + n_1^2 z = 0 \quad (1.6)$$

m_1 și n_1 fiind constante, dependente de geometria sistemului, coeficientul pierderilor de sarcină în aducțiune în regim permanent și accelerația gravitațională.

Expresia (1.6) este de fapt dedusă pornind de la sistemul de ecuații diferențiale :

$$-\frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + z + kv = 0 \quad (1.7)$$

$$f \cdot v = F \frac{dz}{dt} + Q$$

de la care se ajunge la :

$$\frac{d^2 z}{dt^2} + \frac{g}{L} k \frac{dz}{dt} + \frac{g \cdot f}{L \cdot F} z + \frac{1}{F} \frac{dQ}{dt} + \frac{g}{LF} Q = 0 \quad (1.8)$$

care neputînd fi integrat, a fost particularizat în cazul închiderii instantanee totale.

Mai tîrziu (1914, /83/), Forchheimer recunoaște că: "de fapt forțele rezistente sînt proporționale cu puterea a 2-a a vitezei din aducțiune" astfel că el admite ca ecuație diferențială a mișcării apei în castelul cilindric, expresia :

$$\frac{d^2 z}{dt^2} \pm \frac{m}{2} \left(\frac{dz}{dt} \right)^2 + n^2 z = 0 \quad (1.9)$$

$$m = \frac{2gF}{C^2 R \cdot f} \quad ; \quad n^2 = \frac{g \cdot f}{L \cdot F} \quad (1.10)$$

notațiile folosite referindu-se la :

- L , lungimea aducțiunii ;
- F , secțiunea transversală a castelului ;
- f , secțiunea transversală a aducțiunii ;
- k , coeficientul pierderii de sarcină în aducțiune ;
- g , accelerația gravitațională ;
- C , coeficientul lui Chezy ;
- R , raza hidraulică a aducțiunii (de formă circulară) ;
- v , viteza medie în aducțiune ;
- t , variabila timp, avînd originea în momentul începerii oscilațiilor în castel ;
- Q , debitul affluent spre turbine, la momentul t ;
- z , cota nivelului apei din castel, raportată la nivelul hidrostatic din lac.

Relația (1.9) prezentată de Forchheimer, dar adoptată în acel moment și de alți autori, poate fi dedusă pornind de la relațiile :

$$\frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + z \pm kv^2 = 0 \quad (1.11)$$

$$fv = F \frac{dz}{dt} + Q \quad (1.12)$$

care conduc la expresia :

$$\frac{d^2 z}{dt^2} \pm \frac{gF}{C^2 R f} \left(\frac{dz}{dt} \right)^2 + \frac{gf}{LF} z \pm 2 \frac{gQ}{C^2 f} \cdot \frac{dz}{dt} + g^2 \frac{f}{L^2} \cdot \frac{dQ}{dt} \pm \frac{g \cdot f}{C^2 F^3} RQ^2 = 0 \quad (1.13)$$

particularizată, de asemenea, pentru cazul închiderii instantanee

totale. Renunțarea la ultimii termeni ai relației (1.13) s-a datorat și faptului că ei reprezintă, în ecuația diferențială respectivă, termeni variabili, determinarea unei formule exacte, a variabilei z, fiind oricum imposibilă. În conștiințele relației (1.9), cercetările s-au concretizat prin :

1. Calculul valorilor extreme z, pe baza formulelor exacte " în lanț " stabilite de von Braun /40/ :

$$1 - 2p \bar{z}_1 - \ln(1 - 2p \bar{z}_1) = 1 + 2p^2$$

$$1 - 2p \bar{z}_2 - \ln(1 - 2p \bar{z}_2) = (1 + 2p \bar{z}_1) - \ln(1 + 2p \bar{z}_1)$$

$$1 - 2p \bar{z}_3 - \ln(1 - 2p \bar{z}_3) = (1 + 2p \bar{z}_2) - \ln(1 + 2p \bar{z}_2) \quad (1.14)$$

.....

$$1 - 2p \bar{z}_n - \ln(1 - 2p \bar{z}_n) = (1 + 2p \bar{z}_{n-1}) - \ln(1 + 2p \bar{z}_{n-1})$$

(în care : $p = \frac{h_0}{z_*}$) (1.15)

$$z_* = v_0 \sqrt{\frac{Lf}{gf}} \quad (1.16)$$

$$\bar{z}_i = \frac{z_i}{z_*} \quad (1.17)$$

$$z_1 = z_M \quad (1.18)$$

v_0 și h_0 fiind viteza medie și pierderea de sarcină în aducțiune în regimul permanent inițial iar p, un parametru adimensional, introdus de Calame și Gaden.

2. Calculul saltului maxim în castel (z_M) și a primului minim (z_{mf}) prin formule aproximative, dintre care citesc (pentru cazul închiderii instantanee totale) :

Formula W.Liebisch /33/, publicată de Forchhammer :

$$\bar{z}_M = \sqrt{1,2 + p^2} - p \quad (1.19)$$

recomandată în cazul în care h_0/z_M , nu diferă mult de valoarea 1.

Formula Calame - Gaden - Eydoux /43,150,188/ :

$$\bar{z}_M = 1 - \frac{2}{3} p + \frac{1}{9} p^2 \quad (1.20)$$

recomandată de autori pentru $p \leq 1$, și de Ch.Jaeger pentru $p < 0,7$ /130/.

Formula Calame - Gaden :

$$\bar{z}_{mf} = -1 + 2p \quad (1.21)$$

Formula K.Prişcu /190/ :

$$\bar{z}_{mf} = \frac{1}{1 + \frac{7}{3}p} \quad (1.22)$$

Formula Vogt /240/

$$\bar{z}_M = -\frac{1}{3 + 2p^2} \left[2p + p^2 - \sqrt{(3 + 2p^2)^2 + (p + p^3)^2} \right] \quad (1.23)$$

Formula bilanşului energetic /149/ :

$$\bar{z}_M = -0,05p + \sqrt{1 + 0,12250p^2} \quad (1.24)$$

Formula D.Arsenie /12/

$$\bar{z}_M = \frac{1}{2p} \left[1 - \frac{10}{7} \frac{(2,1 - 2p^2) \mathcal{H}(2,1 - 2p^2)}{[2(p+1)^2 + 1]^2} \cdot \mathcal{H}(2,1 - 2p^2) \right] \quad (1.25)$$

unde :

$$\mathcal{H}(2,1 - 2p^2) = \begin{cases} 1 & \text{pentru } p \leq \sqrt{1,05} \\ 0 & \text{pentru } p > \sqrt{1,05} \end{cases}$$

este funcția Heaveside.

Formula D.Arsenie :

$$\bar{z}_{mf} = -\frac{0,9 + 2,4p}{1 + 3p + 8p^2} \quad (1.26)$$

3. Calculul saltului minim (\bar{z}_M), prin formule aproximative :

3.a. Cazul deschiderii instantanee totale :

Formula Forchheimer /83/ :

$$\bar{z}_M = -0,178p - \sqrt{1 + (0,173p)^2} \quad (1.27)$$

Formula Calame - Gaden /43,150,188/, (condiție $p < 0,8$):

$$\bar{z}_M = -1 - 0,125p \quad (1.28)$$

Formula E.Braun /130, 188/

$$\bar{z}_M = -0,5p - \sqrt{1 - 0,81p + 0,25p^2} \quad (1.29)$$

Formula Axnes /190, 240/ :

$$\bar{z}_M = -(1 + 0,1p + 0,05p^3) \quad (1.30)$$

Formula Johnson /190,240/ :

$$\bar{z}_m = -\sqrt{- + p^2} \tag{1.31}$$

Formula D.Arsenie /12/ :

$$\bar{z}_m = -\frac{1 + p + 0,75 p^2 + 2 p^3}{1 + 0,75 p + 2 p^2} \tag{1.32}$$

539.727
219 D

3.b. Cazul deschiderii instantanee parțiale ($n Q_0 \rightarrow Q_0$, $n < 1$):

Formula Johnson /190/ :

$$\bar{z}_m = -\left[p \cdot n^2 + (1-n) \sqrt{1+p^2(1+n)^2} \right] \tag{1.33}$$

Formula Vogt /190/

$$\bar{z}_m = -p-p \left[\sqrt{\frac{1}{p^2} - 0,275 \sqrt{n}} + 0,05 p^2 - 0,9 \right] (1-n)(1-n \cdot p^{1,24}) \tag{1.34}$$

In cadrul relației (1.13), considerarea variabilității debitului turbinat, în intervalul de timp, de manevră a vanelor, a fost abordată prin :

4. Transcrierea în diferențe finite a sistemului de ecuații (1.11) și (1.12), ca de exemplu metoda Pressel /89/, iar în cazul manevrelor instantanee, prin :

5. Rezolvarea sistemului de ecuații (1.11) și (1.12) prin metode grafice (variantele Schoklitsch, Calame - Gaden etc.).

A fost, pînă în jurul anului 1930, perioada cea mai prolifică în formule aproximative și diverse abace de calcul rapid a nivelelor extreme, marea majoritate bazate însă pe relația (1.9) în cadrul unor ipoteze unanim acceptate (să le denumim clasice).

Ulterior cercetările se îndreaptă către noi tipuri constructive (de exemplu sisteme de castele de echilibru), sau spre problema stabilității (deja abordată) și mai ales a rezonanței (Calame - 1934 /44/, Escande - 1935 /73/, Jaeger - 1939 /125/,) teoriile elaborate bazîndu-se tot pe ipotezele anterioare.

După cel de-al doilea război mondial apar și se dezvoltă calculatoarele electronice, fapt care are implicații și asupra studiului castelelor de echilibru. Metodele variaționale pătrund tot mai mult în tehnică în paralel cu amplificarea aplicării metodei diferențelor finite și apariția de noi metode numerice de calcul printre care, metoda elementelor finite

(în mecanica fluidelor, Zienkiewicz - 1965 /52/). Astfel rolul sursa calculatorului a permis unor cercetători ca L.Escande /12/, G.Naber /158/, M.Popescu, J.F.Robbie și F.M.Robson /195/, să integreze prin metode numerice, ecuațiile fundamentale ale fenomenului respectiv diversificarea schemelor de calcul, în condițiile unei precizii dorite. J.B.B.Bolough și J.F.Robbie /35/, trec în revistă diversele metode numerice care pot fi (sau au fost) aplicate la rezolvarea ecuațiilor diferențiale ordinare de tipul celor care definesc fenomenul oscilațiilor în castelele de echilibru. Aceste metode pot fi grupate astfel :

- metodele pașilor simpli (Single-Step Methods), de exemplu metoda Runge - Kutta ;

- metodele pașilor multipli (Multiple Step Methods), spre exemplu metoda Predictor - Corector ;

- metode bazate pe extrapolare (metoda Heun - Romberg).

Mergînd mai departe, C.S.Watt, A.P.Boldy și J.M.Hobbs /232/, aplică următoarele metode :

- metoda caracteristicilor ;

- metoda implicită a diferențelor finite ;

- metoda elementelor finite.

Cu mici excepții lucrările acestor cercetători se bazează tot pe ecuația (1.13) și pe ipotezele clasice, astfel că nici pînă azi, nu s-a reușit o suprapunere mulțumitoare a curbelor $z = z(t)$ calculate și măsurate.

În consecință, concordanța dintre diversele metode de calcul poate fi privită prin prisma exactității cu care se rezolvă ecuația (1.13) fără ca rezultatele obținute să coincidă cu cele datorate studiilor de laborator sau din natură.

b. Concordanța dintre calcule și studiile pe modele hidraulice. Studiile pe modele hidraulice reprezintă o primă verificare a justetei ipotezelor admise și a formulilor elaborate privitor la studiul oscilațiilor în castelele de echilibru, mai mult chiar decît măsurătorile din natură căci măsurătorile în laborator pot fi efectuate cu maxim de exactitate, iar o serie de parametri, care în cazul instalațiilor reale au o influență mai mică asupra fenomenului, în laborator sînt amplificate sau au o altă structură. Există o serie de lucrări care pledează în acest sens /12,24,28, 128,181,232,234,235,236/.

Referitor la aceste studii, se menționează că rezultatele sînt apropiate de cele obținute prin calcule, fără însă a coincide. Se cunoaște faptul că în aducțiune, numărul Re este variabil în timpul oscilațiilor, curgerea desfășurîndu-se în majoritatea timpului în

regim turbulent, putând fi însă și în regim laminar. De asemenea în castele, pot să apară o serie de fenomene secundare, neglijate în calcule. Ch. Jaeger /128/, subliniază referitor la un model hidraulic avînd o aducțiune cu diametrul interior de 30 cm, că numărul Re nu este așa de mare, încît fenomenul să fie pe deplin turbulent.

Neconcordanța dintre rezultatele experimentale și calculele numerice (de tipul celor din figura 1) nu poate fi datorată decît imperfecțiunii modelelor matematice.

Din păcate, experiențele de laborator nu sînt descrise în general, în detaliu, astfel încît să permită compararea rezultatelor experimentale cu rezultatele numerice obținute pe baza unor relații matematice, diferite de cele clasice.

c. Concordanța calculelor numerice și a studiilor de laborator, cu rezultatele măsurătorilor efectuate în cadrul unor amenajări reale.

Rezultatele măsurătorilor efectuate la amenajări în funcțiune trebuie să fie mai apropiate de cele calculate, comparativ cu studiile de laborator, căci simplificările admise la deducerea relației (1.13) au o influență mai mică în cazul acestor amenajări (spre exemplu, ipoteza nivelului constant din rezervorul amonte).

Astfel de măsurători sînt însă în număr foarte redus, chiar pe plan mondial, datorită în general, nedotării amenajărilor hidrotehnice de acest gen, cu aparatură necesară, fapt mult mai dificil de realizat decît în condiții de laborator. Determinarea debitului uzinat (și deci a vitezei medii în aducțiune) se face uneori indirect, cunoscîndu-se puterea la care lucrează turbinele randamentul total și căderea brută.

Presiunile sînt măsurate în cîteva puncte ale amenajării cu manometre, a căror precizie nu este corespundență celei caracteristice calculelor numerice. Trebuie amintită, spre exemplu, dotarea unei amenajări hidroelectrice, necesară studiului fenomenelor nepermanente din acest sistem, corespunzător anului 1926, prezentată de Calame și Gaden /43/ :

- priză : limnimetru cu cronograf rapid, pentru determinarea pierderilor de sarcină ;
- castel de echilibru : limnimetru cu cronograf rapid, pentru determinarea oscilațiilor în masă ;
- secțiune amonte de turbine : manometru cu cronograf extra-rapid pentru măsurarea loviturii de berbec ;
- secțiunea aval de turbine : deversor pentru măsurarea debitului.

Se pare că determinarea cea mai dificilă este aceea a debitului. În lucrarea /239/ se menționează faptul că măsurătorile efectuate, deosebit de îngrijit, între anii 1920 și 1930 de către Gibson, Voith, Scimemi și alții, pe conducte, au indicat erori în determinarea debitului între 0,4 % și 9 %, măsurătorile efectuându-se în general cu manometre diferențiale, pentru determinarea unui debit indicându-se 20 pînă la 30 de măsurători.

În cazul amenajărilor subterane, situația este mai dificilă, determinarea debitului fiind plasată uneori pe canalul de fugă, apelîndu-se mai puțin la deversoare de măsură, cît mai ales, la determinarea indirectă a debitului, prin măsurători de viteză (soluție periodică).

Cu toate dificultățile semnalate, în literatura de specialitate sînt menționate, drept exemple de comparație, măsurătorile efectuate la următoarele amenajări :

- Tallulah (S.U.A), în lucrarea /43/, de către Calame și Gaden ;

- Tanzmühle și Léitzach II, în lucrarea /158/, de către G.Naber, rezultatele fiind preluate ulterior de J.A.Forest și F.J.Robbie /84/, M.Popescu /170/ și D.Arsenie /12/.

Compararea acestor măsurători cu rezultatele numerice ale diverșilor autori, conduc, așa cum se menționează, la diferențe neesențiale practic la determinarea primelor extreme, (la închidere).

În concluzie, se poate afirma că neconcordanțele care mai există încă între rezultatele calculate și măsurate, pot fi determinate de :

- ipotezele de calcul admise ;
 - structura relațiilor deduse pe baza acestora ;
 - erorile inevitabile introduse în timpul măsurătorilor ;
 - erorile de calcul caracteristice diverselor metode numerice ;
- aceste aspecte urmînd a fi abordate în lucrarea de față.

1.3. Factorii care influențează oscilațiile în castelul de echilibru cilindric. Ipoteze actuale de calcul

Oscilațiile în castelul cilindric sînt influențate de :

- elasticitatea (compresibilitatea) apei ;
- rigiditatea pereților aducțiunii și castelului ;
- modul de variație a secțiunii transversale în lungul aducțiunii respectiv castelului ;
- mărimea relativă a suprafeței libere a apei în rezervorul din amonte aducțiunii, în raport cu secțiunea transversală a castelului ;

- modul de variație în timp, a pierderilor de sarcină în aducțiune și castel ;
- pierderile energetice suplimentare la racordul aducțiunii cu castelul, în regim nepermanent ;
- inerția masei de apă din castel ;
- timpul de manevră al vanei ;
- legea de variație a debitului ;
- variația temperaturii apei în timpul oscilațiilor ;
- dependența oscilațiilor în masă față de fenomenul loviturii de berbec ;
- cantitatea de aer liber conținută în apă ;
- alți factori.

Acceptarea sau neglijarea unora dintre aceste aspecte, a fost și este motivată de dorința și capacitatea de a integra exact sau numeric, ecuațiile fundamentale ale fenomenului.

Astfel, în momentul de față, ipotezele (simplificările) acceptate unanim, în deducerea ecuațiilor caracteristice ale oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice, sînt :

- I.1.: - apa este incompresibilă ;
- I.2.: - pereții aducțiunii și castelului sînt rigizi ;
- I.3.: - inerția castelului este neglijată ;
- I.4.: - pierderile de sarcină în castel sînt neglijabile ;
- I.5.: - secțiunile transversale ale aducțiunii și castelului sînt constante ;
- I.6.: - suprafața liberă a apei din rezervorul amonte este suficient de mare, încît variațiile de nivel ale acesteia să fie neglijabile în comparație cu cele din castel ;
- I.7.: - regimul de curgere a apei în aducțiune este turbulent pe toată durata oscilației, pierderile de sarcină, atît longitudinale cît și locale sînt proporționale cu pătratul vitezei iar coeficientul pierderilor de sarcină este constant ;
- I.8.: - în timpul oscilațiilor (în regim nepermanent) la racordul aducțiune-castel, nu apar pierderi de sarcină suplimentare față de regimul permanent ;
- I.9.: - temperatura apei este constantă pe toată durata oscilației ;
- I.10.: - se neglijează efectul loviturii de berbec asupra oscilațiilor în masă ;

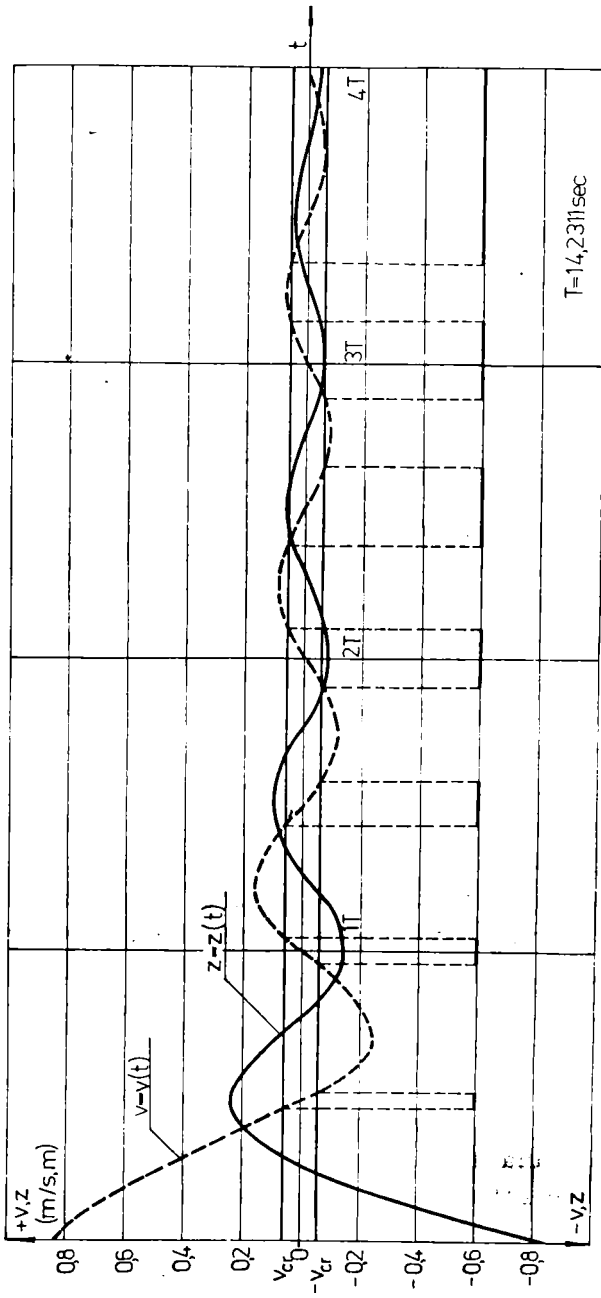


FIG. 16

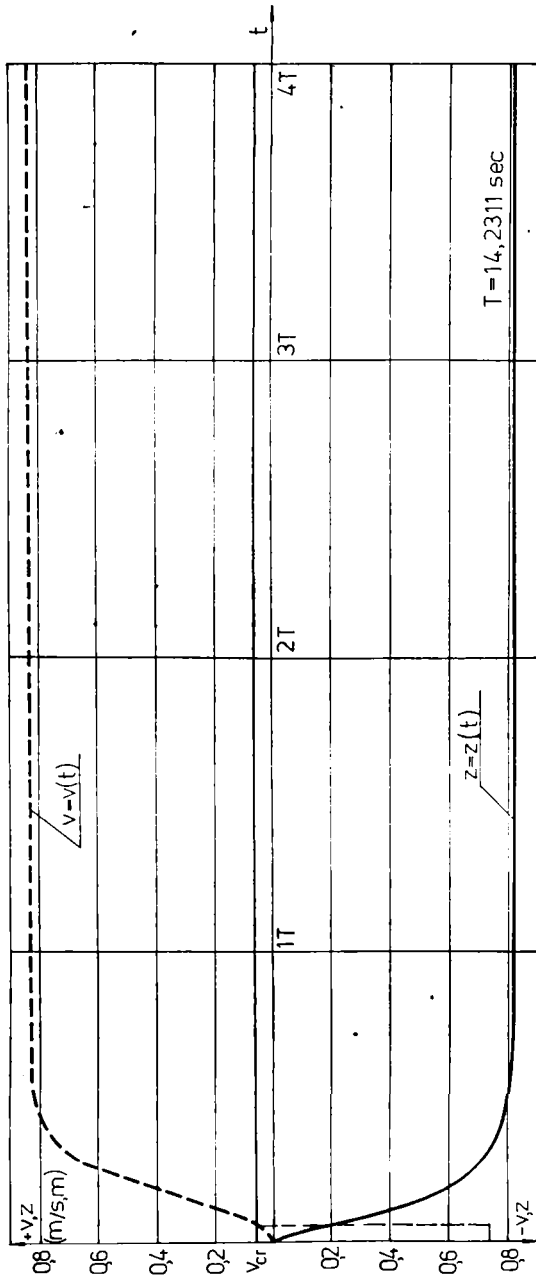


FIG 1.7

I.11.: - se neglijează efectul aerului liber conținut în apă.

Cu toate că aceste ipoteze sînt cunoscute, se impune totuși comentarea unora dintre ele.

Ipoteza I.3.: Quellet /191/ ia în considerare inerția castelului în cazul studiului stabilității oscilațiilor, în timp ce Ch. Jaeger /130/ îl citează pe Fr. Ramponi, care propune înlocuirea lungimii reale L , a aducțiunii (din termenul $\frac{L}{g} \cdot \frac{dv}{dt}$, ecuația 1.11), printr-o lungime fictivă :

$$L_f = L + H_c \frac{f}{F}$$

H_c , fiind înălțimea castelului între racordul cu aducțiunea și nivelul static din lac.

Ipoteza I.6.: Este valabilă numai în cazul marilor lacuri de acumulare. Pentru amenajări prevăzute în amonte cu bazin de încărcare, valabilitatea acestei ipoteze este pusă sub semnul întrebării. În cazul instalațiilor de laborator, rezervorul de nivel constant trebuie să fie astfel conceput (în corelație cu raportul dintre debitul pompat și cel care alimentează instalația), încît să asigure valabilitatea acestei ipoteze.

Ipoteza I.7.: Fie diagramele din figurile 1.6 și 1.7 care prezintă curbele $z = z(t)$ și $v = v(t)$, în cazul închiderii respectiv deschiderii vanei. Curbele sînt calculate cu formulele prezentate la paragraful II.3., referitor la varianta III de calcul (paragraful II.5).

În aceste grafice s-au figurat dreptele $v = v_{cr}$ și $v = -v_{cr}$, v_{cr} corespunzînd numărului Re_{cr} de separare a regimului laminar de cel turbulent. Limitele menționate, indică faptul că viteza în galerie parcurge succesiv zone ale regimurilor turbulent și laminar, vitezele negative fiind corespunzătoare schimbării sensului de mișcare al apei (cătred lac). Mișcarea în regimul turbulent este dominantă la începutul oscilațiilor. Intervalele de timp în care curba $v = v(t)$ se află în zona laminară, devin în cazul închiderii, din ce în ce mai mari, la un moment dat, limita v_{cr} ne mai fiind depășită, curgerea desfășurîndu-se exclusiv în regim laminar (fapt evidențiat în cazul figurii 1.6). În cazul deschiderii, influența zonelor laminare din aducțiunea este mult mai mică, regimul final fiind turbulent. Rezultă că pe parcursul oscilațiilor, apar zone în care pierderea de sarcină este proporțională cu pătratul vitezei ($h = k \cdot v^2$) și zone în care aceeași mărime depinde de viteză la puterea a 1-a ($h = kv$). În corelație cu diagrama $v = v(t)$ poate fi trasată și o diagramă $Re = Re(t)$, variabilitatea acestei mărimi ducînd la ideea reconsiderării coeficientului pierderii longitu-

dinale de sarcină λ , care trebuie calculat la fiecare moment t , corespunzător zonei în care se desfășoară curgerea. Aceeași afirmație este valabilă și referitor la coeficienții pierderilor locale de sarcină ca și la pierderile de sarcină în castel.

Faptul că λ este variabil în timpul oscilației, că expresiile sale de calcul în regim turbulent sînt sub formă explicită, că nu există o relație unică de definire a lui λ pentru $t = 0 \rightarrow \infty$ și mai ales că fenomenul oscilațiilor este descris în mod corect prin relația (1.13) în zonele turbulente și relația (1.8) în cele laminare, dovedește că nu se poate defini o expresie teoretică unică $\lambda = \lambda(t)$, calculul riguros corect putîndu-se efectua numai numeric. Ar fi o explicație a adoptării și menținerii ipotezei I.7, în perioada în care calculatoarele electronice și formulele de calcul ale coeficientului λ (recunoscute în prezent), nu apăruseră încă.

Pe plan mondial Orabona /163/, Calame și Gaden /44/, Anderson și Robbie /2/, semnalează prezența zonei laminare în curgerea prin aducțiune, neglijînd-o însă, în timp ce Thiriot /218/, propune înlocuirea vitezei medii în aducțiune prin expresia :

$$\alpha v + (1 - \alpha) v^2$$

α avînd valoarea 1 în cazul regimului laminar și zero, în cazul regimului turbulent rugos. Streeter /214/, îl citează pe Zielke care în aplicarea metodei caracteristicilor, ține seama și de curgerea în regim laminar.

Ipoteza I.8.: În regim permanent (inițial sau final) pierderea totală de sarcină în secțiunea castelului se calculează cu relația :

$$h_0 = kv_0^2 = \frac{1}{2g} \left(\lambda_0 \frac{L}{d} + \sum \xi_i \right) v_0^2$$

în care $\sum \xi_i$, înglobează și coeficientul pierderii de sarcină corespunzător lărgirii bruste de secțiune, la intrarea apei din aducțiune în castel. Ori, în timpul mișcării nepermanente, mai apare, în plus față de mișcarea în regim permanent, pierderea locală de sarcină la racordul aducțiune-castel-conductă (galerie) forțată, deci o ramificație, al cărui coeficient nu poate fi înglobat în expresia lui k .

Ipoteza I.9.: De fapt, în accepțiunea teoriei clasice, în care mișcarea apei în aducțiune se desfășoară în regim turbulent pătratic, formularea ipotezei ar fi următoarea : "fenomenul nu este influențat de temperatura apei", formulare neconformă însă cu observațiile făcute referitor la ipoteza I.7. Ipoteza I.9 este corectă în cazul

amenajărilor cu aducțiuni subterane și lacuri de acumulare adânci. În cazul aducțiunilor realizate la suprafața terenului sau a instalațiilor de laborator, temperatura apei se poate modifica pe parcursul unei oscilații. O Schnyder /202/, pune în discuție efectul variațiilor de temperatură asupra fenomenului loviturii de berbec (fenomen mult mai rapid decât oscilațiile în masă), neglijându-l însă.

Ipoieza I.11.: Același autor, amintește de incluziunile de aer în apă, neglijându-le efectul. Gh.Constantinescu /61/ subliniază o serie de concluzii, prin care aceea că prezența aerului liber în instalațiile sub presiune, conduce la reducerea celerității în proporție de 1/5...1/10 din valoarea dată de relația lui Jukovski. În același sens, I.V.Eguisaroff /79/, studiază fenomenul loviturii de berbec, menționând faptul că datorită amestecului aer-apă, se poate vorbi de o vâscozitate volumică a amestecului, care poate ajunge la de 6000 - 7000 de ori vâscozitatea considerată obișnuit, relativ la apă, în funcție de raportul volumului de aer la cel de apă, conform tabelului 1.1., ceea ce ar fi o explicație privitor la persistența regimului laminar în cazul unor viteze mai mari decât viteza critică, referitor la curenții aerați.

Tabelul 1.1

$\frac{V_{aer}}{V_{apă}}$	0	0,00005	0,0005	0,5
creștere	0	max 6000-7000	max 2000-3000	max 100-200

Capitolul II. Contribuții privind integrarea numerică a ecuațiilor mișcării în cazul castelului cilindric, ipoteze clasice

Acceptînd drept ecuații fundamentale ale fenomenului relațiile :

$$\frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + z + k_0 \cdot v^2 = 0 \quad (\text{ec.dinamică}) \quad (1.11)$$

$$f \cdot v = F \frac{dz}{dt} + Q \quad (\text{ec.de continuitate}) \quad (1.12)$$

și ipotezele clasice menționate la paragraful I.3, în cazul lucrării de față s-au rezolvat următoarele probleme :

II.1. Cazul închiderii instantanee totale. Calculul aproximativ al valorilor extreme, pe baza relațiilor "în lanț" , /40/.

Relațiile (1.14) pot fi exprimate, prin introducerea a două funcții :

$$F_1(\bar{z}) = 1 - 2 p\bar{z} - \ln(1 - 2 p\bar{z}) : (-\infty, \frac{1}{2p}) \rightarrow [1, +\infty) \quad (2.1)$$

$$F_2(\bar{z}) = 1 + 2 p\bar{z} - \ln(1 + 2 p\bar{z}) : (-\frac{1}{2p}, +\infty) \rightarrow [1, +\infty)$$

avînd proprietatea că :

$$\begin{aligned} F_1(-\bar{z}) &= F_2(\bar{z}) \\ F_2(-\bar{z}) &= F_1(\bar{z}) \end{aligned} \quad (2.2)$$

în modul următor :

$$\begin{aligned} F_1(\bar{z}_1) &= 1 + 2 p^2 \Rightarrow \bar{z}_1 \\ F_1(\bar{z}_2) &= F_2(\bar{z}_1) \Rightarrow \bar{z}_2 \\ F_1(\bar{z}_3) &= F_2(\bar{z}_2) \Rightarrow \bar{z}_3 \end{aligned} \quad (2.3)$$

Deoarece, intersecția domeniilor de definiție conduce la intervalul :

$$-1 < 2 p\bar{z} < 1 \quad (2.4)$$

și datorită proprietăților (2.2), este suficient să se cunoască modul de variație al celor două funcții pentru $2 p\bar{z} \in [0;1)$

II.1.1. Rezolvarea problemei pe bază de coeficienți

În tabelul 2.1 sînt prezentate valorile funcțiilor F_1 și F_2 pentru intervalul de valori $2 p\bar{z} \in [0;1)$.

Procedura de calcul este următoarea :

- se calculează valoarea $1 + 2 p^2$

Tabelul 2.1.

$2p\bar{z}$	F_2	F_1	$2p\bar{z}$	F_2	F_1
0	1	1			
0,01	1,0000497	1,0000503	0,39	1,0606963	1,1042963
0,02	1,0001974	1,0002027	0,40	1,0635278	1,1108256
0,03	1,0004412	1,0004592	0,42	1,0693431	1,1247272
0,04	1,0007793	1,000822	0,44	1,0753569	1,1398185
0,05	1,0012098	1,0012933	0,46	1,0815636	1,1561861
0,06	1,0017311	1,0018754	0,48	1,0879579	1,1739265
0,07	1,0023414	1,0025707	0,50	1,0945349	1,1931472
0,08	1,003039	1,0033816	0,52	1,1012897	1,2139692
0,09	1,0038223	1,0043107	0,54	1,1082176	1,2365288
0,10	1,0046898	1,0053605	0,56	1,1153142	1,2609806
0,11	1,00564	1,0065338	0,58	1,1225752	1,2875006
0,12	1,0066713	1,0078334	0,60	1,1299964	1,3162907
0,13	1,0077824	1,0092621	0,62	1,1375739	1,347584
0,14	1,0089717	0,0108229	0,64	1,1453038	1,3816512
0,15	1,0102381	1,0125189	0,66	1,1531824	1,4188097
0,16	1,01158	1,0143534	0,68	1,1612062	1,4594343
0,17	1,0129963	1,0163296	0,70	1,1693717	1,5039728
0,18	1,0144856	1,0184509	0,72	1,1776757	1,5529657
0,19	1,0160467	1,020721	0,74	1,1861149	1,6070736
0,20	1,0176784	1,0231436	0,76	1,1946862	1,6671164
0,21	1,0193796	1,0257223	0,78	1,2033866	1,7341277
0,22	1,0211491	1,0284614	0,80	1,2122133	1,8094379
0,23	1,0229858	1,0313648	0,82	1,2211635	1,8947964
0,24	1,0248896	1,0344368	0,84	1,2302344	1,9925815
0,25	1,0268564	1,0376821	0,86	1,2394235	2,1061129
0,26	1,0288883	1,0411051	0,88	1,2487282	2,2402635
0,27	1,0309831	1,0447107	0,90	1,2581461	2,4025851
0,28	1,0331399	1,0485041	0,92	1,2676748	2,6057286
0,29	1,0353578	1,0524903	0,94	1,277312	2,8734107
0,30	1,0376357	1,0566749	0,96	1,2870555	3,2588758
0,31	1,0399729	1,0610637	0,97	1,2919665	3,5305579
0,32	1,0423683	1,0656625	0,98	1,2969032	3,932023
0,33	1,0448211	1,0704776	0,985	1,2993811	4,2147051
0,34	1,0473304	1,0755154	0,99	1,3018654	4,6151702
0,35	1,0498954	1,0807829	0,995	1,3043559	5,03033174
0,36	1,0525153	1,0862871	0,997	1,3053539	5,812143
0,37	1,0551893	1,0920355	0,999	1,3063529	6,9087553
0,38	1,0579165	1,0980358	1	1,3068528	∞

- din egalitatea $F_1 = 1 + 2p^2$, se determină cu ajutorul coeficienților din coloana F_1 , valoarea $2p\bar{z}$, care satisface această relație, apoi :

$$z_1 = (2p\bar{z}_1) \cdot \frac{z_*}{2p}$$

- corespunzător valorii $2p\bar{z}_1$, se calculează F_2 ;
- se atribuie lui F_1 , valoarea anterioară F_2 ;

- se determină

valoarea $2p\bar{z}_2$ care-i atribuie lui F_1 , valoarea obținută, etc.

- în final, valorilor z_i , $i \in 2N$, li se atribuie semnul minus.

II.1.2.

Rezolvarea grafică a problemei.

În graficul din fig.2.1, sînt reprezentate curbele F_1 și F_2 în funcție de variabila $2p\bar{z}$, alegîndu-se două scări diferite pentru reprezentarea acestora, din dorința de a mari precizia determinărilor. În grafic se intră cu o paralelă la axa absciselor ,

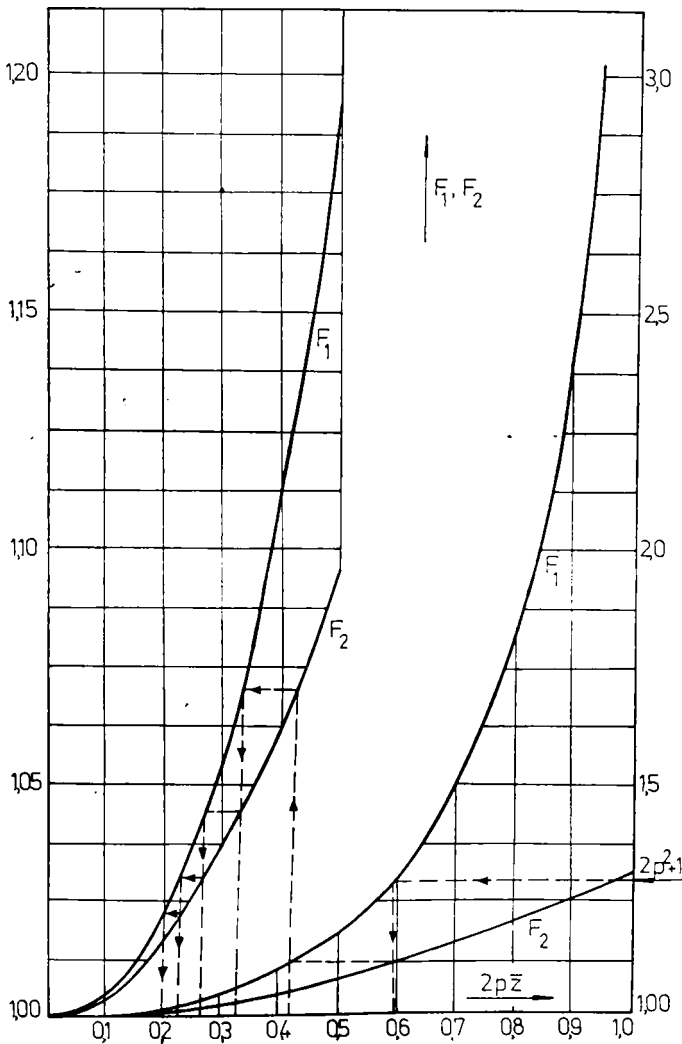


FIG. 2.1

corespunzătoare valorii $2p^2+1$, pînă la intersecția curbei F_1 . După aceea, prin paralele succesive la axa ordonatelor și cea a absciselor se intersectează curbele F_2 și F_1 și din nou F_2 și F_1 , ș.a.m.d. Punctele de intersecție ale paralelelor la axa F cu axa absciselor, constituie valorile $2p\bar{z}_1, 2p\bar{z}_2 \dots 2p\bar{z}_n$.

și în acest caz, valorilor z_i cu indice par, li se atribuie semnul minus.

II.1.3. Rezolvarea ecuațiilor "în lanț" prin aplicarea metodei Newton - Raphson.

Intru-cît această metodă va mai fi aplicată în cadrul acestei lucrări, se impune o scurtă prezentare a algoritmului de calcul.

Fie o ecuație algebrică, implicită sau explicită, scrisă sub forma :

$$F(x) = 0 \tag{2.5}$$

și $F'(x)$ derivata funcției $F(x)$. Alegînd o valoare inițială x_i (atribuită soluției ecuației 2.5), și calculînd :

$$x_f = x_i - \frac{F(x_i)}{F'(x_i)} \tag{2.6}$$

dacă :

$$|x_f - x_i| < \epsilon \tag{2.7}$$

ϵ , fiind eroarea de calcul admisă, atunci x_f , va fi acceptată ca soluție a ecuației (2.5), cu aproximația ϵ . Dacă inegalitatea (2.7) nu este satisfăcută, i se atribuie lui x_i , valoarea x_f , și se reia calculul de la relația (2.6). Calculul este rapid convergent, soluția fiind calculată fie prin încadrări succesive (cu valori mai mari sau mai mici) fie prin șiruri de valori care converg crescător sau descrescător. În cazul relațiilor "în lanț" care conțin funcția logaritmică, alegerea unei valori inițiale $\bar{z}_i < \bar{z}_0$ (\bar{z}_0 fiind soluția căutată), va conduce la o valoare \bar{z}_f pentru care, în a doua iterație, termenul $-2p\bar{z}_f + 1$ devine negativ, deci incompatibil cu funcția logaritmică. Pentru a evita acest inconvenient, în cazul programării, este indicat a se alege

$$\bar{z}_i = \frac{1}{2p} - \epsilon_0 \tag{2.8}$$

ϵ_0 , putînd fi, spre exemplu, 0,001.

În cazul de față, funcția $F(x)$ devine $|111/ :$

$$F(\bar{z}) = -2p\bar{z} + 1 - \ln(-2p\bar{z} + 1) - E \tag{2.9}$$

unde :

$$E = 2p^2 + 1 \tag{2.10}$$

În cazul primului extrem (saltul maxim z_M) și

$$E = -[2p\bar{z} + 1 - \ln(-2p\bar{z} + 1)] \tag{2.11}$$

În cazul celorlalte valori extreme, iar

$$F'(\bar{z}) = 4p^2 \frac{\bar{z}}{-2p\bar{z} + 1} \tag{2.12}$$

II.1.4. Comparații numerice

Considerind o amenajare caracterizată prin : $D = 12,0 \text{ m}$,
 $d = 5,0 \text{ m}$; $L = 5000 \text{ m}$; $q_0 = 80 \text{ m}^3/\text{s}$; $v_0 = 4,07 \text{ m/s}$; $k_0 =$
 $= 0,893202$; $h_0 = 14,828 \text{ m}$, rezultă :

$$p = 0,387$$

$$z_* = 38,327 \text{ m}$$

Rezultatele calculului efectuate prin cele trei procedee prezentate, sînt redade în tabelul 2.2.

TABELUL 2.2

Extrem	II.1.			II.2.		II.3.
	2pž	F ₁	z	2pž	z	z
z _M	0,588	1,29953	29,137	0,585	28,977	29,147
z ₂	0,42	11256284	-20,838	0,425	-21,051	-20,869
z ₃	0,328	10695475	16,25	0,33	16,346	16,271
z ₄	0,2689	10443477	-13,324	0,27	-13,374	-13,339
z ₅	0,2279	10307721	11,291	0,23	11,393	11,304
z ₆	0,1978	10226108	-9,798	0,20	-9,907	-9,808

Prin comparație, rezultatele obținute prin aplicarea metodei Newton - Raphson la rezolvarea ecuațiilor " în lanț " sînt cele mai corecte, realizarea unui program de calcul fiind însă utilă.

În schimb, metoda grafică, este eficientă în cazul unei predimensionări a castelului.

Ideea aplicării metodei grafice și a celei bazate pe coeficienți la rezolvarea aproximativă a ecuațiilor (1.14) a fost adoptată și de D.Arsenie, care a folosit însă o altă variabilă.

II.2. Considerații privind precizia rezultatelor numerice obținute prin aplicarea formulelor aproximative.

O primă încercare de a diferenția relațiile aproximative (1.19)... (1.34) , a constat în aplicarea lor, în cazul a două amenajări, respectiv Varianta I (cu caracteristicile indicate la paragraful II.1.4) și Varianta II avînd : $D = 6,0 \text{ m}$;
 $d = 1,6 \text{ m}$; $L = 5000 \text{ m}$; $q_0 = 5 \text{ m}^3/\text{s}$; $v_0 = 2,49 \text{ m/s}$; $k_0 = 2,838732$;
 $h_0 = 17,555 \text{ m}$; $p = 1,173$; $z_* = 14,971 \text{ m}$. Rezultatele sînt prezentate în tabelul 2.3. (în coloanele 2 și 3, z fiind exprimat în metri) :

După cum se poate observa (și după cum era de așteptat) apar diferențe. Face excepție relația (1.21) care conduce la valori total eronate. În cazul deschiderii ; neexistînd valori de comparație " aproape exacte " ca cele oferite de relațiile (1.14), rezultatele trebuie să se compare între ele. Pentru a

se putea totuși trage concluzii, calitative și cantitative, se prezintă graficele din figurile 2.2. (cazul închiderii instantanee totale) și 2.3 (cazul deschiderii instantanee totale), bazate pe programul de calcul H 002, care prelucerează numeric relațiile aproximative menționate și relațiile "în lanț", rezolvate pentru $\epsilon = 10^{-5}$, /111/ :

Cu datele furnizate pentru $p \in (0; 1,3) \cap \{N/10\}$, au calculat:

$$e_{M\%} = \frac{\bar{z}_{Me} - \bar{z}_M}{\bar{z}_{Me}} \cdot 100 \quad (2.13)$$

$$e_{m\%} = \frac{\bar{z}_{me} - \bar{z}_m}{\bar{z}_{me}} \cdot 100 \quad (2.14)$$

în care \bar{z}_M și \bar{z}_m sînt determinate pe baza formulelor aproximative, \bar{z}_{Me} cu relațiile "în lanț" iar \bar{z}_{me} pe baza relațiilor prezentate la paragraful II.3. și a programului de calcul H 004.

TABELUL 2.3

FORMULA	VARIANTA	
	I	II
(1.19)	29,698	6,469
(1.20)	29,698	6,469
(1.21)	-8,671	-20,140
(1.22)	-20,143	-4,007
(1.23)	29,012	6,331
(1.24)	29,038	4,772
(1.25)	29,065	6,385
(1.26)	-20,869	-3,584
(1.27)	-41,057	-18,419
(1.28)	-40,180	-17,166
(1.29)	-40,026	-18,174
(1.30)	-39,920	-17,934
(1.31)	-41,095	-23,072
(1.32)	-39,238	-20,831
(1.14)	29,147	6230
(1.14)	-20,869	-3736

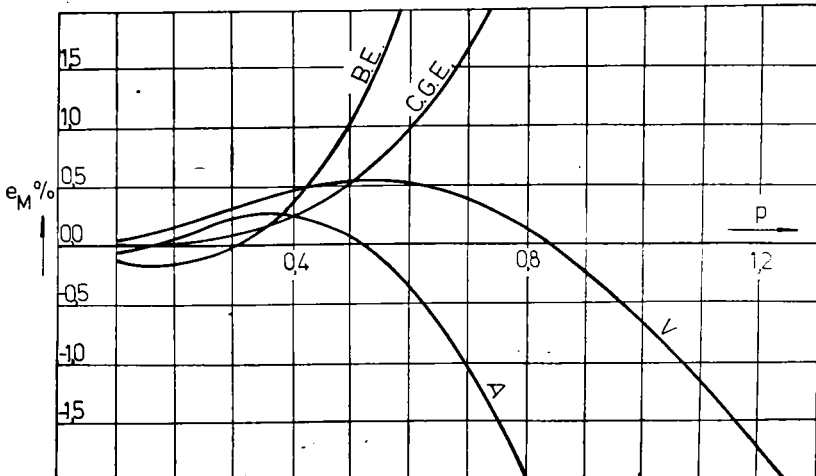


FIG. 2.2

În aceste grafice nu s-au introdus rezultatele obținute

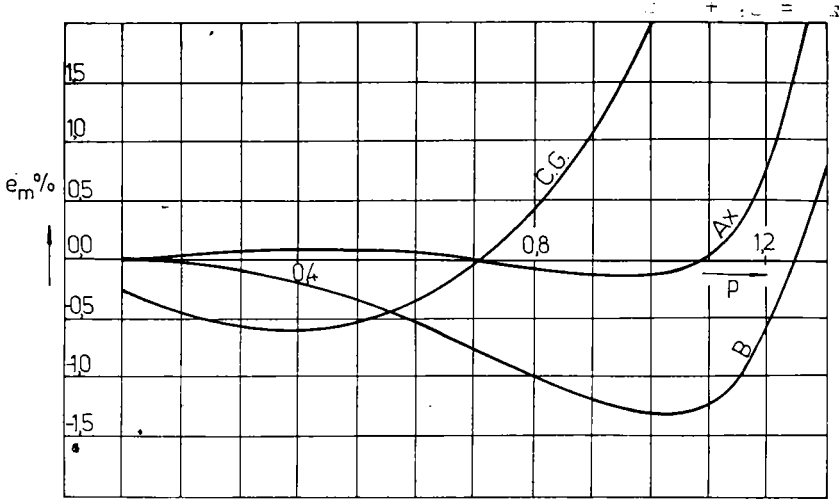


FIG. 2.3

cu formulele (1.19), (1.27), (1.31) și (1.32) deoarece acestea depășesc limitele $e_m \in [-2.0; 2.0]$, pentru cea mai mare parte a valorilor p . Concluzia care se desprinde din aceste grafice este că, în cazul închiderii instantanee totale, relația Vogt are cel mai larg domeniu de aplicabilitate ($e_m < 1$ pentru $p < 1,0$), utile fiind însă și relațiile bilanșului energetic ($p < 0,4$), Calame - Gaden - Lydoux ($p < 0,5$) și Arsenie ($p < 0,6$). În cazul deschiderii instantanee totale, formula James conduce la rezultate foarte bune ($e_m < 1$ pentru $p < 1,2$), [11].

II.3. Integrarea numerică a ecuațiilor mișcării prin formulele explicite de calcul.

Relațiile (1.11) și (1.12) sînt exprimate pentru un moment t al mișcării nepermanente. Transcriind în diferențe finite aceste relații, și admitînd că între acest moment și cel următor de calcul, variația mărimilor v, z și Q este liniară, rezultă :

$$\frac{L}{g} \cdot \frac{\Delta v}{\Delta t} + z_m + k_0 v_m^2 = 0 \quad (2.15)$$

$$f \cdot v_m = F \frac{\Delta z}{\Delta t} + Q_m \quad (2.16)$$

respectiv:

$$\Delta v = - \frac{g}{L} \Delta t (z_m + k_0 v_m^2) \quad (2.17)$$

$$\Delta z = \frac{\Delta t}{F} (f \cdot v_m - Q_m) \quad (2.18)$$

În care :

$$z_m = \frac{z_i + z_f}{2} \quad v_m = \frac{v_i + v_f}{2}$$

$$z_f = z_i + \Delta z \quad v_f = v_i + \Delta v$$

$$z_m = z_i + \frac{\Delta z}{2} \quad v_m = v_i + \frac{\Delta v}{2}$$

$$Q_m = \frac{1}{2} [Q(t_i) + Q(t_f)] \quad (2.19)$$

$$t_f = t_i + \Delta t$$

indicii i și f, referindu-se la momentele, inițial și final de calcul, distanțate prin pasul de timp Δt . Legea de variație $Q = Q(t)$ se admite ca fiind dată. Deoarece v și z , conștin în mod implicit semnul + sau -, iar $v^2 \geq 0$, coeficientului $k_{0,i}$ se vor atribui de asemeni implicit semnele :

+ , în cazul mișcării apei spre castel ;

- , în cazul mișcării apei spre lac ;

Dezvoltînd relațiile (2.15) și (2.16), rezultă /110/ :

$$\frac{L}{g} \frac{\Delta v}{\Delta t} + z_i + \frac{\Delta z}{2} + k_{0,i} (v_i^2 + \Delta v \cdot v_i + \frac{\Delta v^2}{4}) = 0 \quad (2.20)$$

$$\begin{aligned} \Delta z &= \frac{\Delta t}{R_s} (f \cdot v_i + f \frac{\Delta v}{2} - Q_m) = \Delta t \cdot \frac{f}{R_s} (v_i + \frac{\Delta v}{2} - \frac{Q_m}{f}) = \\ &= \frac{\Delta t}{R_s} (v_i + \frac{\Delta v}{2} - \frac{Q_m}{f}) \end{aligned} \quad (2.21)$$

$$R_s = \frac{F}{f}$$

Din relațiile (2.20) și (2.21) se obține :

$$\frac{k_{0,i}}{4} \Delta v^2 + \Delta v (\frac{\Delta t}{4R_s} + \frac{L}{g \Delta t} + k_{0,i} v_i) + z_i + \frac{\Delta t \cdot v_i}{2 R_s} + k_{0,i} v_i^2 - \frac{\Delta t}{2F} Q_m = 0 \quad (2.22)$$

respectiv o ecuație algebrică de gradul 2, de formă :

$$A \cdot \Delta v^2 + B \Delta v + C = 0$$

că soluțiile :

$$\Delta v_1 = \frac{-B + \sqrt{\Delta_0}}{2A} \quad (2.23)$$

$$\Delta v_2 = \frac{-B - \sqrt{\Delta_0}}{2A} \quad (2.24)$$

Relațiile (2.22)...(2.24), îl explicităază pe Δv , avînd avantajul față de alte formule bazate pe aproximații succesive, că rezultatul depinde numai de valoarea Δt , aleasă, fiind o soluție

exactă în raport cu acesta. Deoarece $B > 0$ în orice situație, respectiv $-B < 0$, dintre cele două soluții matematice valabile pentru Δv , aceea care conduce la valori mai mari, egale sau mai mici ca zero este relația (2.23), deci :

$$\Delta v = \frac{-B + \sqrt{\Delta_0}}{2A}$$

Discriminantul ecuației de gradul 2 (relația 2.22) poate fi explicitat sub forma :

$$\begin{aligned} \Delta_0 = B^2 - 4AC = & \left(\frac{\Delta t}{4 R_s} + \frac{L}{g \Delta t} + k_o \cdot v_i \right)^2 - 4 \frac{k_o}{4} \left(z_i + \frac{\Delta t \cdot v_i}{2 R_s} + \right. \\ & \left. + k_o v_i^2 - \frac{\Delta t}{2 F L} \cdot \omega_m \right) = \frac{L^2}{g^2 \Delta t^2} \left[\left(1 + \frac{g \Delta t^2}{4 R_s L} \right)^2 + \frac{2 k_o \cdot v_i \cdot g \cdot \Delta t}{L} - \right. \\ & \left. - \frac{k_o z_i \cdot g^2 \cdot \Delta t^2}{L^2} + \frac{k_o \cdot g^2 \cdot \Delta t^3 \cdot \omega_m}{2 F L^2} \right] \end{aligned}$$

Notînd :

$$T = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{LF}{gf}} = 2\pi \cdot \sqrt{\frac{L}{g} R_s}$$

mărime cunoscută sub numele de perioadă a oscilației, și adoptînd valoarea R_t (raportul acestei perioade la pasul de calcul Δt), rezultă :

$$\Delta t = \frac{T}{R_t} = \frac{2\pi}{R_t} \sqrt{\frac{L}{g} R_s} \quad (2.25)$$

și

$$\frac{L}{g} = \frac{\Delta t^2 \cdot R_t^2}{4\pi^2 \cdot R_s}$$

iar, cu notația :

$$A_1 = \left(\frac{\pi}{R_t} \right)^2 \quad (2.26)$$

se obține :

$$\frac{L}{g} = \frac{\Delta t^2}{4 R_s A_1} \text{ și } \frac{L}{g \Delta t^2} = \frac{1}{4 R_s A_1}$$

În consecință :

$$-\frac{B}{2A} = -\frac{1}{k_o} \left(\frac{\Delta t}{2 R_s} + \frac{2L}{g \Delta t} + 2 k_o \cdot v_i \right)$$

Deoarece :

$$\frac{\Delta t}{2 R_s} + \frac{2L}{g \Delta t} = \frac{\Delta t}{2 R_s} + \frac{2 \cdot t}{4 R_s A_1} = \frac{1 + A_1}{2 R_s A_1} \cdot \Delta t$$

notînd :

$$B_1 = - \frac{1 + A_1}{2 R_s \cdot A_1} \cdot \Delta t = - \frac{1 + A_1}{2 R_s \cdot A_1} \cdot \left(\frac{1}{R_t} \right) \quad (2.27)$$

rezultă că :

$$- \frac{B}{2A} = \frac{B_1}{k_o} - 2 v_i$$

Pentru explicitarea discriminantului, se poate observa că :

$$1 + \frac{g \cdot \Delta t^2}{4 R_s L} = 1 + A_1$$

$$\frac{L^2}{g^2 \cdot \Delta t^2} = \frac{\Delta t^2}{(4 R_s A_1)^2}$$

$$\frac{L^2}{g^2 \cdot \Delta t^2} = \frac{2 g \Delta t}{L} \cdot v_i = \frac{2 \cdot \Delta t}{4 R_s A_1} v_i$$

$$\frac{L^2}{g^2 \cdot \Delta t^2} \cdot \frac{g^2 \Delta t^2}{L^2} z_i = z_i$$

$$\frac{L^2}{g^2 \cdot \Delta t^2} \cdot \frac{g^2 \cdot \Delta t^3 Q_m}{2 FL^2} = \frac{\Delta t \cdot Q_m}{2F}$$

ceea ce conduce la :

$$\frac{\sqrt{\Delta_o}}{2A} = \frac{1}{k_o} \sqrt{\left(\frac{1 + A_1}{2 R_s A_1} \Delta t \right)^2 + k_o \left(\frac{2 \Delta t}{R_s A_1} \cdot v_i - 4z_i + \frac{2 \Delta t}{F} Q_m \right)}$$

sau cu notațiile :

$$B_2 = \frac{2 \Delta t}{R_s A_1} \quad (2.28)$$

$$B_3 = - 4$$

$$B_4 = \frac{2 \Delta t}{F} Q_m$$

rezultă:

$$\Delta v = \frac{B_1}{k_o} - 2v_i + \frac{\sqrt{B_1^2 + k_o(B_2 \cdot v_i + B_3 \cdot z_i + B_4 Q_m)}}{k_o} \quad (2.29)$$

cu mențiunea că B_1, B_2, B_3, B_4 sînt valori constante pe parcursul unui calcul, pentru $\Delta t = \text{constant}$.

Relația (2.29) nu se deosebește structural de relația care s-ar obține înlocuind în (2.23), coeficienții ecuației (2.22), ea evidențiind numai prezența coeficientului R_t .

Introducerea lui k_0 sub radicalul din relația (2.29), ar adăuga semnul + sau - care i se atribuie în mod implicit, conducând la rezultate eronate de calcul. Odată ce Δv este calculat, pe bază relațiilor (2.18 și 2.19), se determină toate valorile finale ale pasului de calcul, care devin valori inițiale într-o nouă iterație.

Relațiile (2.28), (2.29), (2.18) și (2.19) sînt simplu de aplicat, fiind mult mai operative, ca exactitate și timp de calcul, decît relațiile caracteristice altor metode numerice de calcul. Pe baza acestor relații, s-au întocmit două programe de calcul, denumite M04 (pentru cazul descinderii) și M05 (pentru cazul încălinderii).

11.4. Integrarea numerică a ecuațiilor mișcării prin formule implicite de calcul (metoda Euler îmbunătățită - **algoritm** predictor-corrector), 230,63,110/.

Ecuațiile explicite nu pot fi generalizate pentru alte tipuri de castele de echilibru, diferite de cel cilindric, sau pentru alte forme ale ecuației dinamice, diferite de relația (1.11). În consecință, se propune o altă metodă de rezolvare a ecuațiilor (1.11) și (1.12), bazată pe algoritmul predictor - corrector, cu un grad mai mare de generalitate.

De fapt, (1.11) și (1.12) reprezintă un sistem de ecuații diferențiale, de forma

$$\frac{dv}{dt} = - \frac{R}{L} (z \pm k_0 v^2) \quad (2.30)$$

$$\frac{dz}{dt} = \frac{1}{F} (f \cdot v - z) \quad (2.31)$$

bazat pe condiții inițiale referitoare la variabilele z și v , pentru $t = 0$. Pentru astfel de sisteme, tratate teoretic sub forma :

$$\frac{dy}{dx} = f(x, y, z) \quad (2.32)$$

$$\frac{dz}{dx} = \varphi(x, y, z)$$

(condițiile inițiale fiind : $y = y_0$ și $z = z_0$ pentru $x = x_0$), prima aproximație a valorilor y și z pentru $x = x_0 + \Delta x$, (valorii corespunzătoare metodei Euler - simplă), este :

$$y_I(x_0 + \Delta x) = y_0 + f_0 \cdot \Delta x \quad (2.33)$$

$$z_I(x_0 + \Delta x) = z_0 + \varphi_0 \cdot \Delta x$$

iar a doua aproximație :

$$\begin{aligned} y_{II}(x_0 + \Delta x) &= y_0 + \bar{f}_{0,1} \cdot \Delta x \\ z_{II}(x_0 + \Delta x) &= z_0 + \bar{\varphi}_{0,1} \cdot \Delta x \end{aligned} \quad (2.34)$$

în care s-au notat :

$$\begin{aligned} f_0 &= f(x_0, y_0, z_0) \\ \varphi_0 &= \varphi(x_0, y_0, z_0) \\ f_1 &= f(x_0 + \Delta x, y_I, z_I) \\ \varphi_1 &= \varphi(x_0 + \Delta x, y_I, z_I) \\ \bar{f}_{0,1} &= \frac{1}{2} (f_0 + f_1) \\ \bar{\varphi}_{0,1} &= \frac{1}{2} (\varphi_0 + \varphi_1) \end{aligned} \quad (2.35)$$

Dacă :

$$|y_{II} - y_I| < \varepsilon_y \text{ și } |z_{II} - z_I| < \varepsilon_z \quad (2.36)$$

calculul se consideră încneiat în această fază. Dacă cel puțin una dintre cele două relații (2.36) nu este verificată, se calculează :

$$\begin{aligned} f_2 &= f(x_0 + \Delta x, y_{II}, z_{II}) \\ \varphi_2 &= \varphi(x_0 + \Delta x, y_{II}, z_{II}) \\ \bar{f}_{1,2} &= \frac{1}{2} (f_1 + f_2) \\ \bar{\varphi}_{1,2} &= \frac{1}{2} (\varphi_1 + \varphi_2) \end{aligned} \quad (2.37)$$

$$\begin{aligned} y_{III} &= y_0 + \bar{f}_{1,2} \cdot \Delta x \\ z_{III} &= z_0 + \bar{\varphi}_{1,2} \cdot \Delta x \end{aligned} \quad (2.38)$$

comparându-se

$$|y_{III} - y_{II}| < \varepsilon_y \text{ și } |z_{III} - z_{II}| < \varepsilon_z \quad (2.39)$$

Generalizînd, pornînd de la pasul " i \Rightarrow x_i" pentru care se cunosc valorile corecte y_i^c și z_i^c, se calculează succesiv :

$$f^c = f(x_i, y_i^c, z_i^c)$$

$$\varphi^c = \varphi(x_i, y_i^c, z_i^c)$$

$$y_{i+1}^p = y_i^c + \Delta x \cdot f^c$$

$$z_{i+1}^p = z_i^c + \Delta x \cdot \varphi_0^c \quad (2.40)$$

$$f^p = f(x_i + \Delta x, y_{i+1}^p, z_{i+1}^p)$$

$$\varphi^p = \varphi(x_i + \Delta x, y_{i+1}^p, z_{i+1}^p)$$

$$y_{i+1}^c = y_i^c + \frac{\Delta x}{2} (f^c + f^p)$$

$$z_{i+1}^c = z_i^c + \frac{\Delta x}{2} (\varphi^c + \varphi^p)$$

Dacă sistemul de inecuații :

$$\left| y_{i+1}^c - y_{i+1}^p \right| < \epsilon_y \quad \text{și} \quad \left| z_{i+1}^c - z_{i+1}^p \right| < \epsilon_z \quad (2.41)$$

nu este verificat, atunci :

$$y_{i+1}^p = y_{i+1}^c$$

$$z_{i+1}^p = z_{i+1}^c$$

calcululele reluându-se de la relațiile (2.40), pînă la verificarea sistemului (2.41)

Aplicînd relațiile teoretice anterioare, ecuațiilor (2.40) și (2.31), rezulta :

$$\frac{dv}{dt} = - \frac{g}{L} \cdot \left[z(t) + k_0 \cdot v^2(t) \right] = f \quad (2.42)$$

$$\frac{dz}{dt} = \frac{f}{F} \cdot v(t) + \frac{1}{F} \cdot c_c(t) = \varphi$$

Pentru primul pas de calcul, $i = 0 \rightarrow 1$; $t = 0 \rightarrow \Delta t$:

$$t_0 = 0 ; \quad v^c = v_0 ; \quad z^c = z_0$$

$$v_I(\Delta t) = v_0 + f_0 \cdot \Delta t$$

$$z_I(\Delta t) = z_0 + \varphi_0 \cdot \Delta t \quad (2.43)$$

$$v_{II}(\Delta t) = \bar{v}_{0,1} + \bar{f}_{0,1} \cdot \Delta t$$

$$z_{II}(\Delta t) = z_0 + \bar{\varphi}_{0,1} \cdot \Delta t$$

unde:

$$\begin{aligned}
 f_0 &= -\frac{g}{L} (z_0 + k_0 \cdot v_0^2) \\
 \varphi_0 &= \frac{f}{F} v_0 + \frac{1}{F} \psi(0) \\
 f_1 &= -\frac{g}{L} (z_I + k_0 \cdot v_I^2) \\
 \varphi_1 &= \frac{f}{F} v_I + \frac{1}{F} \psi(\Delta t)
 \end{aligned} \tag{2.44}$$

Condițiile (2.36) devin :

$$|v_{II} - v_I| < \varepsilon_v \quad |z_{II} - z_I| < \varepsilon_z \tag{2.45}$$

În continuare :

$$\begin{aligned}
 f_2 &= -\frac{g}{L} (z_{II} + k_0 \cdot v_{II}^2) \\
 \varphi_2 &= \frac{f}{F} v_{II} + \frac{1}{F} \psi(\Delta t) \\
 v_{III} &= v_0 + \bar{f}_{1,2} \cdot \Delta t \\
 z_{III} &= z_0 + \bar{\varphi}_{1,2} \cdot \Delta t \\
 |v_{III} - v_{II}| &< \varepsilon_v \quad |z_{III} - z_{II}| < \varepsilon_z
 \end{aligned} \tag{2.46}$$

Generalizând, între pașii (momentele), $i(t)$, și $i+1(t+\Delta t)$, se obține :

$$\begin{aligned}
 z_i^c &= z_i(t) ; \quad v_i^c = v_i(t) \\
 f^c &= -\frac{g}{L} (z_i + k_0 \cdot v_i^2) \\
 \varphi^c &= \frac{f}{F} v_i + \frac{1}{F} \psi(t) \\
 v_{i+1}^p &= v_i + \Delta t \cdot f^c \\
 z_{i+1}^p &= z_i + \Delta t \cdot \varphi^c \\
 f^p &= -\frac{g}{L} \cdot \left[z_{i+1}^p + k_0 (v_{i+1}^p)^2 \right] \\
 \varphi^p &= \frac{f}{F} \cdot v_{i+1}^p + \frac{1}{F} \psi(t + \Delta t) \\
 v_{i+1}^c &= v_i + \frac{\Delta t}{2} (f^c + f^p) \\
 z_{i+1}^c &= z_i + \frac{\Delta t}{2} (\varphi^c + \varphi^p)
 \end{aligned} \tag{2.47}$$

iar sistemul de ecuații care trebuie verificat este :

$$|v_{i+1}^C - v_{i+1}^P| \leq \epsilon_v \quad |z_{i+1}^C - z_{i+1}^P| \leq \epsilon_z \quad (2.48)$$

Aplicarea relațiilor implicite de calcul, necesită un volum de operații numerice mai mare, comparativ cu relațiile explicite. Pentru a le putea aplica, s-a întocmit programul de calcul HDO6, referitor la cazul închiderii instantanee totale.

II.5. Studiu comparativ al rezultatelor numerice obținute prin aplicarea formulelor explicite și implicite

Referitor la folosirea acestor relații, se pune problema mărimii pasului de timp Δt ca și a erorilor maxime admise ϵ_v și ϵ_z care să conducă la realizarea unei precizii dorite.

Verificarea acestor relații, a programelor de calcul elaborate pe baza lor ca și urmărirea modului în care valorile Δt , ϵ_z și ϵ_v influențează precizia calculului, s-a făcut considerând situația închiderii instantanee totale, prin comparație cu datele furnizate de formulele "în lanț", ($\epsilon = 10^{-6}$).

S-au considerat pe lângă cele două variante (I și II) amintite în paragraful II.2., și varianta III caracterizată prin : $D = 0,09 \text{ m}$; $d = 0,052 \text{ m}$; $L = 16,8 \text{ m}$; $Q_0 = 0,00178 \text{ m}^3/\text{s}$; $v_0 = 0,83815 \text{ m/s}$; $h_0 = 0,78964 \text{ m}$; $k_0 = 1,124049$.

Referitor la valoarea primului maxim z_M , se prezintă rezultatele din tabelele 2.4 și 2.5.

TABELUL 2.4

Nr.	Var.	PROGRAM HDO5			HDO2
		R_t	Δt (s)	z_M (m)	z_M (m)
1	I	50	6,8088	29,1775	29,147
2		100	3,4044	29,153	
3		200	1,7022	29,1151	
4	II	50	10,6388	6,2344	6,230
5		100	5,2194	6,2335	
6		200	2,6597	6,2308	
7	III	50	0,28462	0,2502	0,250
8		100	0,14231	0,2502	
9		200	0,07116	0,2500	

Din tabelul 2.4 rezultă că precizia cea mai bună (eroare sub 1 %) în cazul formulelor explicite, rezultă pentru $\Delta t = T/200$, (T fiind perioada oscilației).

Din tabelul 2.5 în care s-a considerat numai varianta I, reiese că pentru $R_t = 200$, $\varepsilon_v = \varepsilon_z = 0,001$, rezultatele sînt de ase-

TABELUL 2.5

Nr.	PROGRAM HD06					HDO2
	R_t	Δt (s)	ε_v	ε_z	z_M (m)	z_M (m)
1	50	6,8088	0,1	0,1	29,089	29,147
2			0,01	0,01	29,144	
3			0,001	0,001	29,161	
4	100	3,4044	0,1	0,1	29,129	
5			0,01	0,01	29,129	
6			0,001	0,001	29,147	
7	200	1,7022	0,1	0,1	29,141	
8			0,01	0,01	29,141	
9			0,001	0,001	29,143	

foarte bune (eroare sub 1 %). Pentru a avea o imagine asupra modului în care erorile se propagă în timp, se prezintă pentru $R_t = -200$, $\varepsilon_v = \varepsilon_z = 0,001$ rezultatele din tabelul 2.6 :

TABELUL 2.6

Var.	Formule	z_1 (m)	t_1 (s)	z_2 (m)	t_2 (s)	z_3 (m)	t_3 (s)	z_4 (m)	t_4 (s)	z_{10} (m)	t_{10} (s)
I	(I14)	29,147		-20896		16,271		-13388		-64161	
	(I3)	29,115	102,13	-20798	274,05	16,175	444,27	-13219	616,19	-6,1536	163748
	(I4)	29,143	102,13	-20867	274,06	16,268	444,27	-13334	616,19	-6,4138	163748
II	(II4)	6,23		-3,756		2,679		-2,091		-0,904	
	(II3)	6,2308	239,97	-3,737	512,0	2,68	781,95	-2,091	104,791	-0,9046	2646,37
	(II4)	6,2284	239,37	-3,7345	510,66	2,678	781,94	-2,0898	104,791	-0,9036	2646,37
III	(III4)	0,250		-0,1495		0,1071		-0,0835		-0,0360	
	(III3)	0,250	6,69	-0,1493	1395	1068	21,13	-0,0832	28,28	-0,0352	71,08
	(III4)	0,25	6,689	-0,1494	1394,6	1070	21,13	-0,0834	28,319	-0,0360	71,08

Înainte de a le comenta, trebuie amintit faptul că, referitor la calculul prin diferențe finite, K.Pressel /189/, propune pași de timp diferențiați, în funcție de momentul de calcul (t), în modul următor :

$$\begin{aligned}
 t &= 0 \dots 4 \text{ s} & t &= 0,1 \text{ s} \\
 t &= 4 \dots 90 \text{ s} & t &= 1 \text{ s} \\
 t &= 90 \text{ s} & t &= 10 \text{ s}
 \end{aligned}
 \tag{2.49}$$

reținînd în calcule patru cifre semnificative.

M.Popescu propune pentru Δt , următoarele valori :

$t = T_v/10$, în zona manevrelor bruște de debit, (T_v , fiind timpul de manevră al vanei) ;

$t = T/n$, ($n = 50 \dots 100$, T fiind perioada oscilației), pentru restul de timp ;

ajungînd la valori $\Delta t = 1 \dots 2 \text{ s}$ respectiv $3 \dots 10 \text{ s}$ în cele

două cazuri. Așa cum menționează acest autor, micșorarea pașilor de timp nu conduce la rezultate sensibil îmbunătățite eroarea maximă admisă în determinarea cotelor în cazul a două valori determinate succesiv, pentru același moment de calcul, fiind $\epsilon_z = 0,01$ m.

Din tabelul (2.6), rezultă că în cazul calculului în timp, deci pe o durată mai mare a oscilației, formulele explicite introduc erori mai mari. Astfel, în cazul celui de-al zecelea extrem, erorile introduse, pentru cele trei variante de calcul sînt 4,09 ‰ ; 0,07 ‰ și 2,22 ‰ (formule explicite) în timp ce apelînd la formulele implicite se obține 0,04 ‰, 0,04 ‰ și 0. Rezultă că pe lângă posibilitatea generalizării relațiilor implicite, acestea se disting și printr-o mai mare precizie (erori sub 1 ‰) în cazul $k_t = 200$ și $\epsilon_v = \epsilon_z \approx 0,001$. În cazul relațiilor explicite se recomandă $k_t = 200$.

II.6. Implicațiile ipotezei "manevrei instantanee a vanei" asupra valorilor saltului maxim respectiv minim.

În condițiile aplicării metodelor numerice de calcul pe baza unui program, această ipoteză nu mai are sens, timpul de manevră al vanei și legea de variație a debitului urmînd a fi adoptate corespunzător datelor tehnice ale vanei. Totuși, formulele aproximative și relațiile "în lung" menționate și în cele mai recente tratate de specialitate, vor mai fi folosite cel puțin pentru calcule preliminare, așa încît, apure ca necesara, o discuție asupra acestei ipoteze, prin prisma erorilor pe care le introduce.

Calame și Gaden /43/, menționează, într-o perioadă în care această ipoteză era aproape unanim acceptată în calcule, că timpul de închidere a turbinelor Pelton, corespund tabelului 2.7.,

Tabelul 2.7.

P_i (k.w)	2100	4125	6200	8250	10500	12325
T_v (s)	5	8	11	14	17	20

arătînd în plus că timpul de închidere al vanei fluture - amenajarea Tallulah - SUA este, de 40 s. Hans Bernhart /50,31/, studiază la nivelul anilor 1975 - 1976, efectul timpului de manevră al vanelor.

În consecință, se propune analiza acestui aspect, prin determinarea primelor valori extreme (la închidere și deschidere) pentru diverse valori ale timpului de manevră al vanei și

compararea acestora cu valorile obținute în cazul manevrelor instantanee.

a. Cazul închiderii

- Referitor la varianta I, se prezintă datele din tabelul 2.8

TABELUL 2.8

Nr.	Var.	PROGRAM HD05					
		R _t	Δt (sec)	z _M (m)	t _{z_M} (s)	T _v (sec)	T _v / T
1	I	200	1,7022	29,1151	102,13	0	0
2				29,1115	102,13	2	0,0058
3				29,1189	102,83	5	0,0146
4				29,0811	107,24	10	0,02937
5				29,045	108,94	15	0,04406
6				28,828	117,45	30	0,08812
7				28,3624	127,67	50	0,14686
8				26,2045	154,90	100	0,2937
9				22,8359	183,84	150	0,4406
10				18,5804	214,48	200	0,5874

în care :

- z_M , este saltul maxim ;
- t_{z_M} , timpul de atingere a acestei valori ;
- T_v , timpul de închidere a vanei ;
- T , perioada de oscilație,

$$T = 2\pi \sqrt{\frac{LF}{gf}} \quad (2.50)$$

Pē baza datelor din acest tabel și a celor similare calculate în cazul variantelor II și III, s-a trasat graficul din figura 2.4.

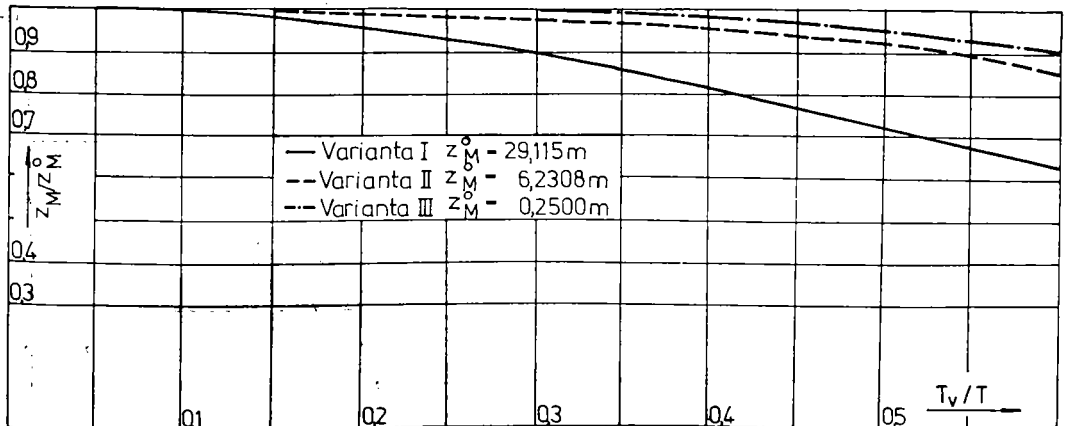


FIG. 2.4

O diferențiere cantitativă a celor trei curbe care apar în acest grafic, poate fi făcută pe baza unui parametru adimensional :

$$V_r^i = \frac{fL}{F h_0} \quad (2.51)$$

care reprezintă volumul relativ de apă din aducțiunea, față de volumul castelului de echilibru cuprins între nivelul apei în regim permanent și cel hidrostatic. Valorile acestui parametru, în cazul celor trei variante de calcul sînt :

- varianta I $V_r = 58,54$
- varianta II $V_r = 20,25$
- varianta III $V_r = 7,102$

În consecință, cu cît valoarea lui V_r este mai mare, cu atît timpul de închidere a vanei are o influență mai mare asupra diminuării saltului maxim (în figura 2.4, prin z_m^0 , s-a notat valoarea z_m , obținută pentru $T_v = 0$, pe baza programului HD05). Referitor la debitul Q din relația de continuitate, s-a adoptat o lege de variație liniară, a acestuia în intervalul de timp corespunzător manevrei vanei, relațiile de calcul fiind :

$$Q(t) = Q_F + (Q_i - Q_F) \frac{T_v - t}{T_v} \quad 0 \leq t \leq T_v \quad (2.52)$$

$$Q(t) = Q_F \quad t \geq T_v$$

Q_i și Q_F fiind debitele în regimul permanent inițial și final.

b. Cazul deschiderii

Procedînd similar ca în cazul închiderii, pentru varianta I, rezultă datele din tabelul 2.9, iar împreună cu varianta II, grafiicul din figura 2.5.

TABELUL 2.9

Nr.	Var.	PROGRAM HD04					
		R_t	$\Delta t(\text{sec})$	$z_m(\text{m})$	$t(\text{sec})$	$T_v(\text{sec})$	T_v/T
1	I	200	1,7022	39,945	95,32	0	0
2				39,552	108,94	30	0,08812
3				38,784	119,15	50	0,14686
4				33,439	146,39	100	0,29374
5				30,6	177,03	150	0,44061
6				25,054	212,78	200	0,58747

Se observă că și în cazul închiderii, abaterea sînt cu atît mai mari cu cît parametrul V_r are valori mai mari.

În cazul variantelor studiate, rezultă că pentru timpi de manevră a vanelor mai mici decît $0,1 T$, erorile introduse

admițînd manevre instantanee ale vanelor sînt mai mici sau egale

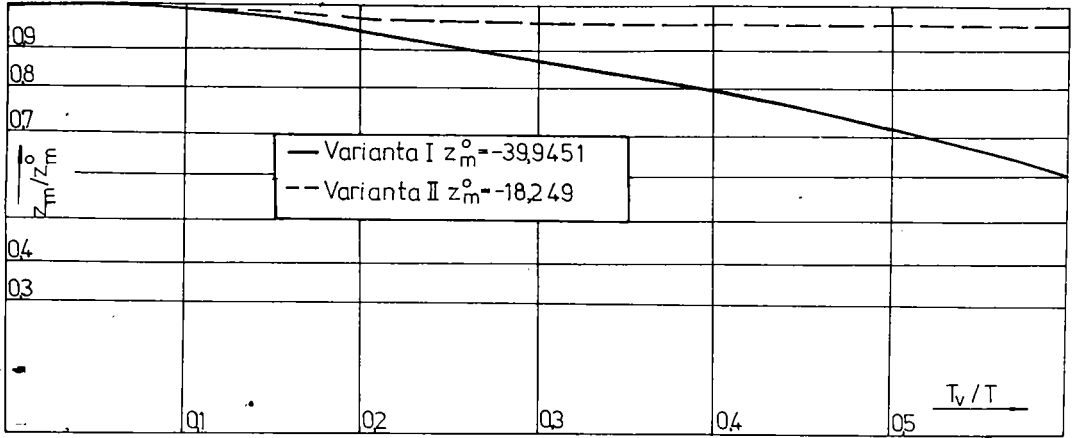


FIG. 2.5.

cu 2 % . Pentru $T_v/T > 0,1$ erorile cresc, ajungînd pînă la 40 %
 (în situația $T_v/T = 0,6$).

Capitolul III. Contribuții privind calculul oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice în cazul unor ipoteze diferite de cele clasice

III.1. Ipoteze. Ecuatiile fundamentale ale mișcării

În funcție de cele prezentate în capitolele anterioare, pentru extinderea relațiilor fundamentale (respectiv a celei dinamice), se acceptă următoarele ipoteze :

- I.1.: - în raport cu presiunile care apar în aducțiune, apa este incompresibilă ;
- I.2.: - pereții aducțiunii și castelului sînt rigizi ;
- I.3': - se consideră influența inerției apei din castel ;
- I.4': - se consideră pierderile de sarcină din castel ;
- I.5.: - secțiunile transversale ale aducțiunii și castelului sînt circulare și constante pe lungimea acestor elemente ;
- I.6.: - suprafața liberă a apei din rezervorul amonte este constantă (la același nivel) pe tot parcursul oscilațiilor ;
- I.7': - curgerea apei în aducțiune cît și în castel, se desfășoară atît în regim turbulent cît și laminar ;
- I.8': - în regim nepermanent, la racordul aducțiune-castel, apar pierderi de sarcină suplimentare, față de regimul permanent;
- I.9.: - temperatura apei este constantă pe toată durata oscilațiilor ;
- I.10.: - se neglijează efectul loviturii de berbec asupra oscilațiilor în masă ;
- I.11.: - se neglijează efectul aerului liber conținut în apă.

După cum se poate observa, s-au modificat patru dintre ipotezele denumite clasice (I.3', I.4', I.7', I.8'), considerîndu-se că efectul noilor ipoteze contribuie în mod hotărîtor la apropierea esențială curbelor $z = z(t)$ determinate prin calcul numeric, față de cele obținute prin măsurători de laborator sau în natură. În aceste condiții, ecuațiile fundamentale ale mișcării apei în sistemul lac - aducțiune - castel de echilibru, sînt cele ce urmează :

Ecuatia de continuitate

$$f \cdot v = F \cdot \frac{dz}{dt} + Q \quad (1.12)$$

Este aceeași ca și în cazul calculului clasic. Notînd prin w , viteza apei în castel ($w = \frac{dz}{dt}$), ecuația de continuitate devine :

$$f \cdot v = Fw + Q \quad (3.1)$$

Ecuatia dinamică (energetică)

Referitor la figura 3.1, în cazul teoriei clasice, majoritatea autorilor au stabilit ecuația dinamică, exprimând relația lui Bernoulli în cazul regimului nepermanent (în esență, ecuația

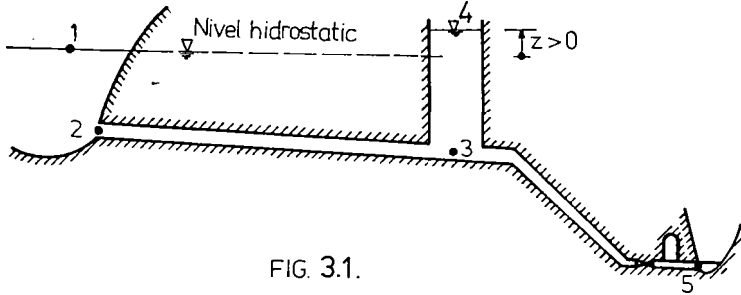


FIG. 3.1.

generală a transferului energiei mecanice prin frontiera S a unui volum de control arbitrar V (66), fie între secțiunile de intrare-ieșire ale aducțiunii (punctele 2 și 3 din figură), fie între nivelul liber al apei din lacul de acumulare și din castel (punctele 1 și 4), neglijând în acest caz, după cum s-a menționat, efectul castelului în ceea ce privește inerția apei și pierdenile energetice.

În cadrul ipotezelor admise în acest capitol, ecuația dinamică va fi exprimată între secțiunile 1 (nivelul apei în lac) și 4 (nivelul apei din castel), considerându-se că sensul de curgere a apei se desfășoară pe traseul punctelor 1-2-3-4, între secțiunile 1 și 2, 2 și 3, 3 și 4, curgerea fiind staționară. În consecință, rezultă că /67,69/ :

$$\frac{\alpha_1 v_1^2}{2g} + \frac{p_1}{\gamma} + z_1 = \frac{\alpha_4 v_4^2}{2g} + \frac{p_4}{\gamma} + z_4 + h_{12}' + h_{12}'' + h_2 + h_{23}' + h_{23}'' + h_3 + h_{34}' + h_{34}'' + \frac{1}{g} \int_{12} \beta_{12} \frac{\partial v_{m12}}{\partial t} dl + \frac{1}{g} \int_{23} \beta_{23} \frac{\partial v_{m23}}{\partial t} dl + \frac{1}{g} \int_{34} \beta_{34} \frac{\partial v_{m34}}{\partial t} dl \quad (3.2)$$

Ecuatia (3.2) denumită și ecuația înălțimilor, are structural aceeași formă în mișcarea laminară cât și în cea turbulentă, semnificația mărimilor fizice care intervin, fiind însă diferită în cele două cazuri, după cum urmează :

In cazul mișcării lăminare

v_i ($i = 1,4$), reprezintă viteza unui punct curent al secțiunii i respectiv 4 ;

$\frac{p_i}{\gamma}$ ($i = 1,4$), reprezintă energiile potențiale de presiune, medii, ale celor două nivele libere ;

α_i ($i = 1,4$), sînt coeficienții de neuniformitate ai distribuției vitezei (coeficienții Coriolis), /57,66,83/, definiți prin relația :

$$\alpha_i = \frac{1}{v_{m_i}} \int_{S_i} \left(\frac{v_i}{v_{m_i}} \right)^3 ds \geq 1 \quad (3.3)$$

v_{m_i} , fiind vitezele instantanee medii în secțiunile i iar S_i , mărimea acestor secțiuni,

$$v_{m_i} = \frac{Q_i}{S_i} \quad (3.4)$$

$\frac{\alpha_i \cdot v_i^2}{2g}$, energiile cinetice medii în secțiunile i ;

z_i ($i=1,4$), energiile potențiale de poziție medii, ale celor două nivele libere ;

h'_{jk} , h''_{jk} , pierderile energetice longitudinale respectiv locale, produse între secțiunile j și k ;

h_j , pierderile energetice locale produse în punctele j ;

β_{jk} , coeficienții de neuniformitate a distribuției vitezei, caracterizînd variația locală a energiei cinetice globale /57,66/, calculați într-o secțiune S_{jk} cuprinsă între secțiunile j și k , în ipoteza că între aceste două secțiuni, mișcarea este staționară :

$$\beta_{jk} = \frac{1}{v_{m_{jk}}} \int_{S_{jk}} \left(\frac{v_{jk}}{v_{m_{jk}}} \right)^2 ds \geq 1 \quad (3.5)$$

$v_{m_{jk}}$ fiind viteza medie calculată în secțiunea S_{jk} ,

$$v_{m_{jk}} = \frac{Q_{jk}}{S_{jk}} \quad (3.6)$$

iar v_{jk} , viteza într-un punct curent al secțiunii S_{jk} .

Termenii de tipul:

$$\frac{1}{g} \int_{l_{jk}} \beta_{jk} \frac{\partial v_{m_{jk}}}{\partial t} dl \quad (3.7)$$

reprezintă derivata locală a energiei cinetice globale, asociată fluidului în mișcare, care ocupă volumul aflat între secțiunile j și k.

In mișcarea turbulentă

$v_i (i=1,4)$, v_{m_i} , $v_{m_{jk}}$, reprezintă viteze medii turbulente

în punctele i respectiv în secțiunile S_i și S_{jk} ;

h'_{jk} , h''_{jk} , h_j , sînt pierderi caracteristice mișcării turbulente ;

$\alpha_i (i = 1,4)$, în mișcarea turbulentă capătă forma :

$$\alpha_i = \bar{\alpha}_i + \alpha_i^* \quad (3.8)$$

în care :

$\bar{\alpha}_i$, se calculează tot cu relația (3.3), înlocuindu-se însă vitezele caracteristice mișcării turbulente medii ;

α_i^* , reprezintă coeficienții de neuniformitate și anizotropie a distribuției fluctuațiilor turbulente, definiți de D.Popa /66/, în funcție de raza, aria secțiunii transversale circulare, viteza medie turbulentă a întregii secțiuni și fluctuațiile turbulente medii ale vitezei în punctul curent, exprimate într-un sistem de coordonate cilindrice.

Deoarece termenii care apar în expresia componentei α_i^* nu pot fi exprimați riguros exact și considerînd că influența acestui termen este nesemnificativă în aprecierea coeficientului lui Coriolis ($\alpha_i^* \ll \alpha_i$), în continuare α_i^* va fi neglijat, deci :

$$\alpha_i \approx \bar{\alpha}_i$$

În aceste condiții, relației (3.2) care reprezintă o formă mai generală a ecuației dinamice, decît cea prezentată în relația (1.11), i se vor aduce următoarele simplificări, din dorința de a renunța la unii termeni a căror pondere o consider nesemnificativă. În consecință :

- se neglijează termenii :

$$\frac{\alpha_1 v_1^2}{2g}, h'_{12}, h''_{12}, \frac{1}{g} \int_{l_{12}} \beta_{12} \frac{\partial v_{m_{12}}}{\partial t} dl$$

datorită vitezelor practic egale cu zero, caracterizînd mișcarea apei în lacul de acumulare între secțiunile 1 și 2 ;

- se înlocuiește :

$$\frac{P_4}{\gamma} + z_4 - \left(\frac{P_1}{\gamma} + z_1 \right) = z \quad \dots (3.9)$$

z, reprezentînd diferența dintre nivelul apei din lac și din castel;

- datorită caracterului de uniformitate al mișcării între secțiunile 2 și 3 respectiv 3 și 4, se vor înlocui derivatele parțiale ale vitezelor medii în raport cu timpul, $\frac{\partial v}{\partial t}$ prin $\frac{dv}{dt}$;

În consecință, folosind și notațiile din relația (3.1), ecuația (3.2) devine :

$$\frac{\alpha_c w^2}{2g} + z + h_2 + h'_{23} + h''_{23} + h_3 + h'_{34} + h''_{34} + \frac{\beta_g}{g} L \cdot \frac{dv}{dt} + \beta_c \cdot \frac{H_c + z}{g} \cdot \frac{dw}{dt} = 0 \quad (3.10)$$

H_c , fiind definit în paragraful 1.3, indicii "c" și "g" referindu-se la castel respectiv galerie. Ținînd cont că în cazul mișcării apei spre lac, semnul unor termeni din relația (3.10) se schimbă, rezultă că forma generală a ecuației dinamice va fi :

$$z + \beta_g \frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + \beta_c \frac{H_c + z}{g} \frac{dw}{dt} + \left(\frac{\alpha_c w^2}{2g} + h_2 + h'_{23} + h''_{23} + h'_{34} + h''_{34} \right) + h_3 = 0 \quad (3.11)$$

Observații : particularizînd $\beta_g = \beta_c = 1$ și exprimînd pe baza ecuației de continuitate termenul $\frac{dw}{dt}$ în cazul închiderii instantanee totale rezultă :

$$\frac{dw}{dt} = \frac{f}{F} \frac{dv}{dt} \quad (3.12)$$

astfel că primii doi termeni ai relației (3.11), în cazul neglijării lui z, devin :

$$\frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + \frac{H_c}{g} \frac{f}{F} \frac{dv}{dt} = \frac{1}{g} (L + H_c \frac{f}{F}) \frac{dv}{dt} = \frac{1}{g} L_f \frac{dv}{dt} \quad (3.13)$$

expresia care corespunde propunerii lui Ramponi.

În concluzie, ecuațiile (3.11) și (3.1) constituie ecuațiile fundamentale ale mișcării apei în castelele de echilibru cilindrice, în cazul ipotezelor admise. Ecuația diferențială (3.11) are majoritatea coeficienților necunoscutelor v, w și z variabili în timp, discuția lor urmînd a fi prezentată în continuare.

III.2. Expresiile generale ale coeficienților α și β

Coeficienții α și β sînt definiți, în mod general prin relațiile (3.3) și (3.5), literatura de specialitate indicînd anumite limite de variație a valorilor pe care le pot lua, fără a pune la dispoziție relații analitice de calcul, aplicabile în cazul unei mișcări nepermanente, relații care să conducă la valori continue, cel puțin (separat) în domeniul laminar și turbulent. Înainte de a prezenta modul de deducere a acestor relații, se vor prezenta, pe scurt, informațiile existente în momentul de față referitor la coeficienții α și β .

Expresiile coeficienților α și β în regim laminar

Admițînd legea de repartiție parabolică a vitezei u , într-un punct curent al unei secțiuni transversale circulare de rază r , respectiv :

$$u = v_{\max} \left(1 - \frac{y^2}{r^2} \right) \quad (3.14)$$

y , fiind distanța punctului față de centrul secțiunii, iar v_{\max} , viteza în același punct central, coeficientul lui Coriolis rezultă a avea valoarea 2, pe baza relației (3.3).

Înlocuind expresia (3.14) în (3.5), β capătă valoarea $4/3$, cele două valori verificînd relația prezentată în majoritatea tratatelor de Hidraulică, spre exemplu D.Cioc /57/ :

$$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{3} \quad (3.15)$$

Expresiile coeficienților α și β în regim turbulent

Pentru alegerea coeficienților α și β , aceleași surse bibliografice indică valorile :

$\alpha = 1,05 \dots 1,10$, pentru conducte circulare rugoase /57, 149/ ;

$\alpha = 1,03 \dots 1,05$, pentru conducte circulare în regim turbulent neted /149/ ;

$\beta = 1,01 \dots 1,02$, în mișcarea turbulent netedă ;

$\beta = 1,02 \dots 1,03$, în mișcarea turbulentă rugoasă .

Exprimînd relațiile (3.3) și (3.5) sub forma :

$$\alpha = \frac{1}{S} \int_S \left(\frac{u}{v} \right)^3 ds \quad (3.16)$$

$$\beta = \frac{1}{S} \int_S \left(\frac{u}{v} \right)^2 ds.$$

v, fiind viteza medie în secțiunea transversală, și pornind de la faptul că :

$$u = v + \varepsilon \quad (3.17)$$

ε putînd fi mai mare, egal sau mai mic ca zero și $|\varepsilon| \leq v$, rezultă :

$$\alpha = \frac{1}{Sv^3} \left(v^3 \int_S dS + 3v^2 \int_S \varepsilon ds + 3v \int_S \varepsilon^2 ds + \int_S \varepsilon^3 ds \right) \quad (3.18)$$

$$\beta = \frac{1}{Sv^2} \left(v^2 \int_S dS + 2v \int_S \varepsilon ds + \int_S \varepsilon^2 ds \right)$$

și deoarece :

$$\int_S \varepsilon ds = 0$$

folosind notațiile :

$$E_1 = \int_S \varepsilon^2 ds \quad (3.19)$$

$$E_2 = \int_S \varepsilon^3 ds$$

rezultă :

$$\alpha = 1 + 3 E_1 + E_2$$

$$\beta = 1 + E_1$$

respectiv :

$$\beta = 1 + \frac{\alpha - 1}{3} - \frac{E_2}{3} \quad (3.20)$$

Se menționează de asemenea faptul că valorile numerice prezentate anterior, referitoare la coeficientul α , în condițiile mișcării turbulente netede, sînt determinate pe baza legii exponențiale a distribuției vitezei pe secțiunea transversală a conductelor circulare, respectiv :

$$u = v_{\max} \left(1 - \frac{y}{r} \right)^n$$

exponentului n, atribuindu-se valorile 1/7 sau 1/10.

În consecință, pentru a putea introduce în calcule valori ale coeficienților α și β , corelate cu distribuția de viteze în aducțiune și castel la momentul t al oscilației, se propune integrarea relațiilor (3.16), pornind de la relațiile logaritmice de exprimare a vitezelor în regimul turbulent, în concordanță cu relațiile caracteristice coeficientului pierderii longitudinale de sarcină. Luând în considerare cele trei zone ale regimului turbulent, respectiv :

- a : - regimul turbulent - conducte netede ;
- b : - regimul turbulent tranzitoriu ;
- c : - regimul turbulent pătratic ,

pentru aplicarea practică a celor menționate este necesar să se adopte limitele de separare a celor trei zone și să se cunoască în ce măsură relațiile de calcul ale pierderilor de sarcină longitudinale asigură continuitatea rezultatelor într-un calcul de mișcare nepermanentă și în plus, care este concordanța acestor relații cu relațiile de distribuție a vitezelor, urmînd ca în cazul în care această concordanță nu este asigurată, să se aducă corecțiile corespunzătoare.

III.2.1. Limitele de separare a zonelor regimului turbulent

Delimitarea celor trei zone ale regimului turbulent, se face în principiu pe baza următoarelor relații criteriale :

$$c_{v_*} = \frac{v_* \cdot k}{\gamma} \quad (3.21)$$

$$c_{Re} = Re \sqrt{\lambda} K \quad (3.22)$$

$$s = \alpha_0 - \alpha_r = \log \frac{Re \sqrt{\lambda} K}{9,34} \quad (3.23)$$

ultima relație aparținînd Profesorului Victor Gheorghiu /95/, s fiind denumit argument de rugozitate al conductei.

Termenii care apar în aceste relații sînt cunoscuți din cursurile de hidraulică, inclusiv :

$$v_* = v \sqrt{\frac{\lambda}{8}} \quad (3.24)$$

În funcție de aceste criterii, sînt prezentate în literatura de specialitate diverse limite pentru racordul zonelor a cu b și b cu c, notate în lucrarea de față prin $(l_1, l_2), (L_1, L_2)$,

(s_1, s_2) referitor, în ordine, la relațiile (3.21), (3.22) și (3.23).

Deoarece între criteriile menționate există relațiile :

$$C_{v*} = \frac{1}{\sqrt{8}} C_{Re} \quad (3.25)$$

$$s = \log \frac{C_{Re}}{9,34} \quad (3.26)$$

vor exista relații de corespondență și între limitele menționate.

În funcție de valorile acestor limite, reținute din bibliografia consultată, se prezintă rezultatele din tabelul 3.1 :

TABELUL 3.1

Criteriul	Autor	Rugozitate	l_1	l_2	L_1	L_2	s_1	s_2
C_{v*}		granulară	5	70	14,142	197,99	0,18	1,326
C_{Re}		---	4,95	7071	14	200	0,176	1,331
C_{v*}	Keulegan	---	3	67	8,485	18,950	-0,041	1,307
C_{v*}	Keulegan	tehnică	1	100	2,828	282,84	-0,519	1,481
s	V.Gheorghiu	granulară	0,165	65,785	0,467	186,07	-1,30	1,299

Din acest tabel rezultă ^{că} limitele de separare a celor trei zone ale regimului turbulent variază în domenii foarte largi, Keulegan atribuind regimului tranzitoriu, în cadrul rugozității tehnice, un domeniu de valabilitate mult mai extins, comparativ cu rugozitatea granulară considerată în teoria clasică.

11.2.2. relații de calcul adoptate pentru determinarea coeficientului pierderii longitudinale de sarcină în regim turbulent. Discuție.

Dintre relațiile consacrate, prezentate de literatura de specialitate, s-au reținut următoarele :

a. regim turbulent conducte netede. Relația L.Prandtl :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = 2 \lg (R_e \sqrt{\lambda}) - 0,8 \quad (3.27)$$

b. regim turbulent tranzitoriu .Relația Colebrook-White :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = - 2 \lg \left(\frac{2,51}{R_e \sqrt{\lambda}} + \frac{K}{3,71} \right) \quad (3.28)$$

c. regim turbulent pătratic. Relația Nikuradze-Th.v.Karman:

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \left(2 \lg \frac{1}{2K} + 1,74 \right) \quad (3.29)$$

Trebuie menționat faptul că racordarea formulei Colebrook-White, la celelalte două relații, se face riguros, pentru $k = 0$ respectiv $R_e \rightarrow \infty$. Cum în practică limitele de separare a celor trei zone sînt finite și nenule, rezultă că aplicarea numerică a

celor trei relații de calcul, pentru coeficientul λ în cazul unui regim nepermanent va conduce la discontinuități, ca de altfel și la racordul regimului laminar cu cel turbulent.

Pentru a studia calitativ acest aspect, s-au calculat pe baza unui program de calcul, valorile λ și Re_c , aplicând relațiile (3.27) (3.28) și (3.29) pentru un interval de viteze variind între 0,0002 și 4,0 m/s și următoarele tipuri de conducte circulare :

1	$d = 5 \text{ m}$	$k = 1, \text{mm}$
2	$d = 5 \text{ m}$	$k = 2 \text{ mm}$
3	$d = 3 \text{ m}$	$k = 1,5 \text{ mm}$
4	$d = 1,6 \text{ m}$	$k = 1,5 \text{ mm}$
5	$d = 0,5 \text{ m}$	$k = 0,8 \text{ mm}$
6	$d = 0,052 \text{ m}$	$k = 0,4 \text{ mm}$

alegându-se o temperatură a apei de 10°C , λ fiind determinat în cazul relațiilor (3.27) și (3.28) pe baza relației Newton - Raphson, adoptându-se $\varepsilon = 10^{-5}$.

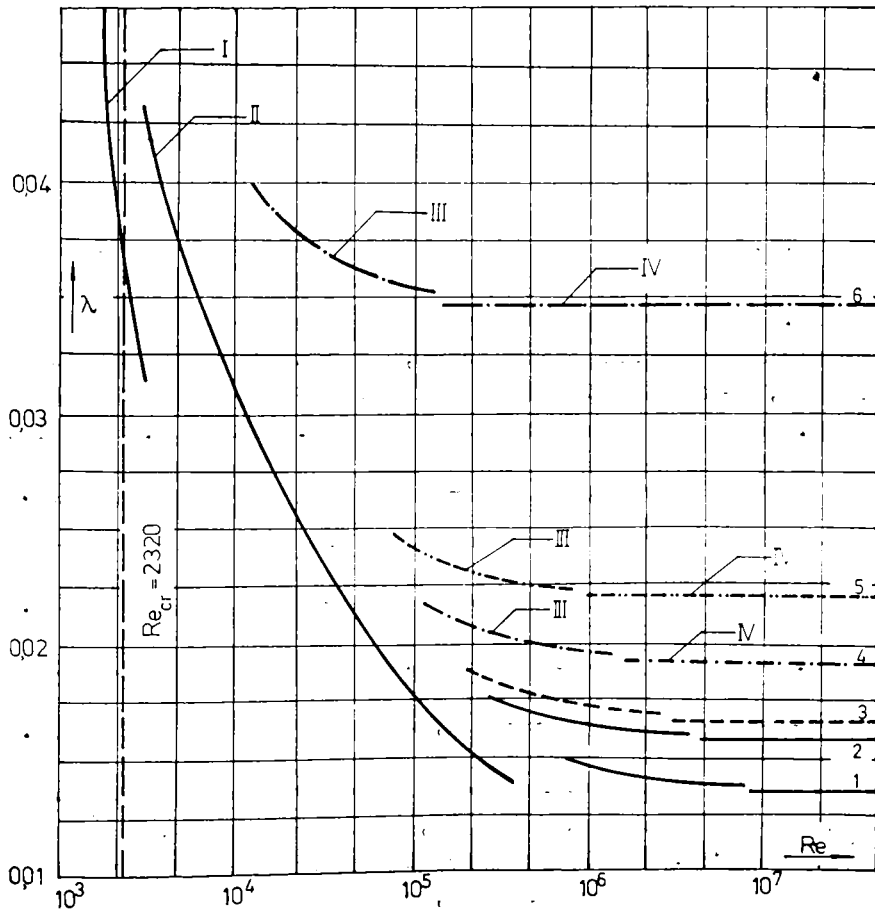


FIG 32.

Rezultatele calculelor reflectînd dependența $\lambda = f(\text{Re})$ sînt prezentate în figura 3.2., pe axa absciselor fiind trecute valorile Re (cu originea $\text{Re} = 1000$) iar pe axa ordonatelor, valorile λ (cu originea $\lambda \approx 0,01$).

În aceste grafice sînt figurate :

- curba I, o hiperbolă echilaterală raportată la axele Re și λ , reprezentînd legea de variație a lui λ în regim laminar :

$$\lambda = \frac{64}{\text{Re}} \quad (3.30)$$

- dreapta $\text{Re}_{\text{cr}} = 2320$, constituind limita de separație admisă între regimul laminar și turbulent ;

- curba II, reprezentînd relația lui Prandtl, curbă unică pentru cele 6 tipuri de conducte analizate ;

- familiile de curbe III, corespunzătoare relației Colebrook - White ;

- familiile de curbe IV (drepte paralele cu axa Re), corespunzînd relației Nikuradze - Karman, respectiv regimului turbulent patratric.

Graficul menționat este asemănător celui prezentat de Cr. Mateescu /149, fig.11-21/, cu diferența că racordarea celor trei zone, în cazul celui de față este discontinuă, diferențele fiind mai mari la racordul regimului tranzitoriu spre stînga, comparativ cu racordul spre dreapta (spre regimul patratric). Drept limite de racord a celor trei zone ale regimului turbulent, în cazul figurii menționate, s-au considerat valorile :

$$L_1 = \text{Re}\sqrt{\lambda} \cdot K = 14 \quad L_2 = 200$$

În completarea figurii 3.2 se prezintă graficul trasat în figura 3.3, corespunzător conductei $d = 0,5 \text{ m}$, $k = 0,8 \text{ mm}$, care prezintă în plus :

- punctul A, unic pentru toate conductele, reprezentînd racordul relației Hagen - Poiseuille (2.82), cu limita $\text{Re} = 2320$, de ordonată $\lambda = 0,02758$;

- punctul B, unic determinat pentru toate conductele, reprezentînd racordul relației Prandtl cu limita $\text{Re}_{\text{cr}} = 2320$, avînd ordonata $\lambda = 0,04716$;

- punctul C, racordul relației Prandtl cu limita $L_1 = 14$, de coordonate $\lambda = 0,019927$ și $\text{Re} = 61985$;

- punctul D, racordul relației Colebrook-White cu limita L_1 ($\lambda = 0,025296$, $\text{Re} = 55016$) ;

- punctul E, racordul aceleiași relații cu L_2 ($\lambda = 0,022337$ și $Re = 836372$) ;

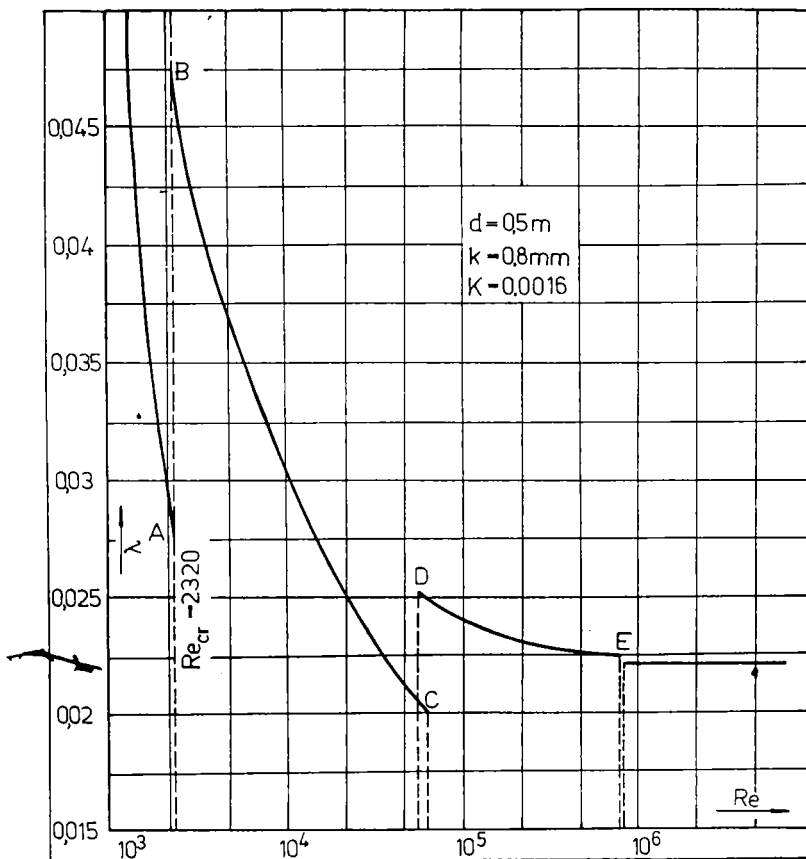


FIG. 3.3.

TABELUL 32.

Con- ducta	λ_c	Re_c	λ_D	Re_D	λ_E	Re_E	λ_F	Re_F
1	0,01265	622312	0,01526	566564	0,01385	8497159	0,01372	8535880
2	0,01456	290084	0,01782	262210	0,01604	3947549	0,01589	3966505
3	0,01526	120875	0,01878	204341	0,01686	3080511	0,01669	3096220
4	0,01755	112721	0,02194	100828	0,01953	1526459	0,01932	1534811
	0,03056	10410	0,04125	8961	0,03524	138505	0,03473	139515

- punctul F, racordul relației Nikuradze - Karman cu limita L_2 ($\lambda = 0,02208$; $Re = 841221$) ;

Punctele C,D,E,F sînt variabile, ele caracterizînd fiecare tip de conductă, fapt ce reiese și din tabelul 3.2, ale cărui

rezultate se referă la aceleași tipuri de conducte circulare considerate anterior. Figura 3.3 și tabelul 3.2, subliniază faptul că în cazul unei mișcări nepermanente, determinarea coeficientului λ pe baza aplicării relațiilor (3.27), (3.29) și a unor limite de separare a zonelor regimului turbulent (spre exemplu de tipul L_1 și L_2), conduce la următoarele implicații :

- la trecerea de la regimul turbulent - conducte netede la regimul tranzitoriu, condiția :

$$Re\sqrt{\lambda} K = L_1$$

conduce la obținerea a 2 puncte limită (cîte unul pe curba Frandtl respectiv Colebrook - White), cu alte cuvinte coeficientul λ nu este unic determinat pentru :

$$Re_D \leq Re \leq Re_C \quad (3.31)$$

- la trecerea de la regimul tranzitoriu la regimul pătratic, condiția :

$$Re\sqrt{\lambda} K = L_2$$

conduce de asemenea la obținerea a două puncte limită, (cîte unul pe curba Colebrook - White, respectiv Nikuradze - Karman), care determină pe lângă discontinuitatea lui λ și o discontinuitate pe direcția axei Re , căci pentru :

$$Re_E < Re < Re_F \quad (3.32)$$

nu există nici o valoare λ corespunzătoare.

Aceste afirmații pot fi justificate și teoretic căci, alocuțând cu indicele n , t și p variabilele caracteristice zonelor - conducte netede, tranzitoriu și pătratic, relațiile (3.27), (3.28) și (3.29) pot fi puse sub formă :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_n}} = \lg \frac{(Re_n \sqrt{\lambda_n})^2}{10^{0,8}} \quad (3.33)$$

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_t}} = \lg \frac{1}{\left(\frac{2,51}{Re_t \sqrt{\lambda_t}} + \frac{K}{3,71} \right)^2} \quad (3.34)$$

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda_p}} = \lg \left(\frac{10^{0,87}}{2K} \right)^2 \quad (3.35)$$

astfel că :

- în cazul racordului relațiilor (3.27) și (3.28), pe baza condiției :

$$Re_n \cdot \sqrt{\lambda_n} K = Re_t \sqrt{\lambda_t} K = L_1$$

sau :

$$Re_n \sqrt{\lambda_n} = Re_t \sqrt{\lambda_t} = \frac{L_1}{K} = \varphi$$

rezultă :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\sqrt{\lambda_n}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_t}} &= \lg \frac{\varphi^2}{10^{0,8}} - \lg \frac{\varphi^2}{(2,51 + \frac{K}{3,71})^2} = \\ &= 2 \lg \left(1 + \frac{K \cdot \varphi}{2,51 \cdot 3,71} \right) \end{aligned} \quad (3.36)$$

și deoarece :

$$K \varphi = L_1 > 0$$

rezultă :

$$\lg \left(1 + \frac{K \cdot \varphi}{2,51 \cdot 3,71} \right) > 0$$

și :

$$\lambda_t > \lambda_n$$

respectiv :

$$Re_t = Re_n$$

cu alte cuvinte limita L_1 conduce la obținerea a două valori λ , aceea calculată cu relația (3.28) fiind mai mare, în schimb valoarea corespunzătoare Re este mai mică decât valoarea corespunzătoare, aparținând zonei turbulent - netede. Rezultă de asemenea că egalitatea valorilor λ și Re nu este posibilă decât în cazul

$$K \varphi = L_1 = 0 ;$$

- în cazul racordului relațiilor (3.28) și (3.29) și bazat pe condiția :

$$Re_t \cdot \sqrt{\lambda_t} = Re_p \sqrt{\lambda_p} = \frac{L_2}{K} = \psi$$

se obține :

$$\begin{aligned} \frac{1}{\sqrt{\lambda_t}} - \frac{1}{\sqrt{\lambda_p}} &= 2 \lg \frac{1}{\frac{2,51}{\psi} + \frac{K}{3,71}} - 2 \lg \frac{10^{0,87}}{2K} = \\ &= 2 \lg \frac{1}{0,99907 \left(1 + \frac{2,51 \cdot 3,71}{L_2} \right)} \end{aligned} \quad (3.37)$$

coeficientul 0,99907 fiind de fapt egal cu 1 (diferența apărând ca urmare a rotunjirii coeficienților numerici ai formulilor (3.28) și (3.29), astfel că numitorul fracției fiind > 1 , rezultă că logaritmul este negativ și deci :

$$\lambda_p = \lambda_t$$

și

$$Re_p = Re_t$$

cu alte cuvinte există un interval de valori $Re, \in [Re_t, Re_p]$ căruia nu-i corespund valori λ , suprapunerea valorilor λ_p și λ_t făcându-se numai pentru $L_2 \rightarrow \infty$.

Rezultă de aici, că aplicarea celor trei relații (3.27), (3.28) și (3.29) în calculul valorilor λ în cazul unei mișcări nepermanente care se desfășoară în regim turbulent nu este posibilă, fiind necesară o relație unică care să acopere întregul regim, ca de exemplu relația Colebrook - White.

III.2.3. Explicitarea relațiilor generate de calcul al coeficienților α și β

Fornind de la relațiile (3.16), se acceptă conforma figurii 3.4, că spectrul curgerii turbulente într-o conductă circulară cuprinde :

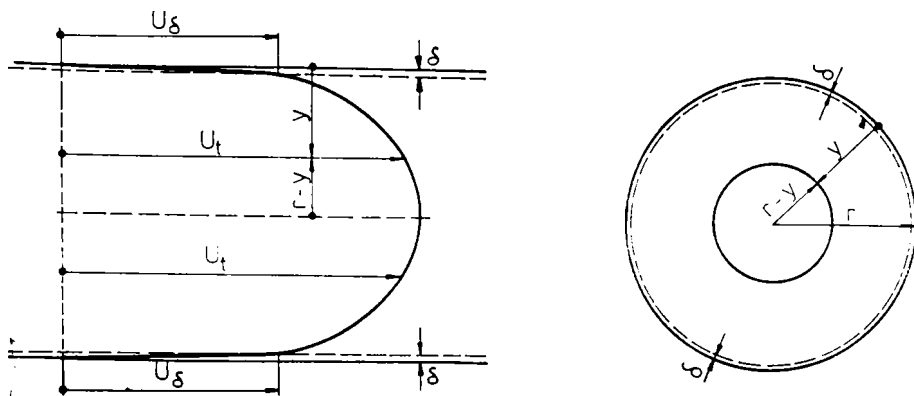


FIG. 3.4.

- stratul limită laminar (filmul laminar) în vecinătatea peretelui conductei ;
- zona centrală turbulentă (sîmburele turbulent).

Stratul limită laminar

Are grosimea δ' , variabila y raportată față de perete, luînd în consecință valori între 0 și δ' , astfel că legea de distribuție a vitezelor devine :

$$u_1 = u_{\max} \left[1 - \frac{(r-y)^2}{r^2} \right] \quad (3.38)$$

u_{\max} , urmînd a fi determinat din condiția ca la limita de separație a celor două zone, vitezele să fie egale, deci pentru :

$$y = \delta' \rightarrow u_{\delta'} = u_1 = u_t$$

Rezultă că :

$$u_{d'} = u_{\max} \left[1 - \frac{(r - d')^2}{r^2} \right] = u_{\max} \frac{2 r d' - d'^2}{2}$$

și

$$u_{\max} = r^2 \frac{u_{d'}}{2 r d' - d'^2}$$

Notînd :

$$\bar{u}_1 = \frac{u_{d'}}{2 r d' - d'^2} \quad (3.39)$$

se obține succesiv :

$$\begin{aligned} u_{\max} &= r^2 \bar{u}_1 \\ u_1 &= \bar{u}_1 \cdot y (2 r - y) \end{aligned} \quad (3.40)$$

urmînd ca $u_{d'}$ să fie exprimat în funcție de relațiile specifice zonei turbulente.

Zona centrală turbulentă

Pornind de la legile de distribuție a vitezelor în regim turbulent, cunoscute din literatura de specialitate, respectiv :

- pentru conducte circulare netede ($C_{v*} = 5$) :

$$u_t = v_* (5,5 + 2,5 \ln \frac{v_*}{y} \cdot y) \quad (3.41)$$

- pentru conducte circulare rugoase ($C_{v*} > 5$) :

$$u_t = v_* (A + 2,5 \ln \frac{1}{k} \cdot y) \quad (3.42)$$

se fac următoarele mențiuni :

- mărimea v_* , definită prin relația (3.24) își păstrează forma în ambele situații ;

- în cazul conductelor netede, sînt valabile relațiile :

$$d' = N \frac{y}{v_*} \quad (3.43)$$

$$u_{d'} = N \cdot v_* \quad (3.44)$$

N fiind un coeficient avînd valoarea 11 /57,149/ sau 11,5 /112/;

- în cazul conductelor rugoase, în special în regim parabolic, filmul laminar este neglijabil în sensul rolului pe care îl joacă în distribuția vitezelor. Tinînd cont că, datorită formei sale logaritmice, relația (3.42) nu poate fi integrată între limitele $y = 0$ și $y = r$, influența stratului limită laminar va fi totuși luată în considerare, adoptîndu-se în consecință relațiile :

$$u_{d'} = v_* (A + 2,5 \ln \frac{1}{k} \cdot d') = v_* \cdot B \quad (3.45)$$

$$B = A + 2,5 \ln \frac{d'}{k} \quad (3.46)$$

grosimea stratului limită laminar urmînd a se calcula tît cu relația (3.43), coeficientul B jucînd în acest caz același rol ca și N în cazul conductelor netede ;

- privitor la coeficientul A, diverși autori propun modalități diferite de calcul ale acestuia. Astfel, Cr.Mateescu indică relația :

$$A = \frac{2,83}{\lambda} + 4,07 - 2,5 \ln \frac{R}{k} \quad (3.47)$$

în timp ce D.Cioc prezintă în graficul 5.29 din lucrarea /57/ , variația coeficientului A, în funcție de $\lg \frac{v_* k}{\nu}$, rezultînd că în regim turbulent pătratic, valoarea sa este :

$$A = 8,5$$

Iar în regim tranzitoriu A ia valori cuprinse între 8,5 și 9,7 conform tabelului 3.3.

TABELUL 3.3.

$\lg \frac{v_* k}{\nu}$	0,55	0,80	1,0	1,2	1,4	1,6	1,8495
$Re\sqrt{\lambda} K$	10036	17,846	28,284	44,828	71,047	112,602	200
A	8,5	9,5	9,7	9,5	9,25	8,90	8,50

Pentru a compara valorile coeficientului A calculate pe baza indicațiilor celor doi autori, s-au reținut din șirul de valori calculate pentru trasarea figurii 3.3, acelea corespunzătoare valorilor $Re\sqrt{\lambda} K$ apropiate de cele din tabelul 3.3, rezultînd datele prezentate în tabelul 3.4 :

TABELUL 3.4.

$Re\sqrt{\lambda} K$	9,103	19,129	28,263	46,47	73,731	110,052	199,672
λ	0,02221	0,02452	0,02379	0,02315	0,02277	0,02255	0,02234
A	8,6979	7,7813	8,0565	8,3084	8,4629	8,5542	8,6425

După cum se poate constata, diferențele sînt apreciabile. Urmează ca în urma explicitării relațiilor coeficienților α și β pe baza analizării variației valorilor numerice ale acestora, să se stabilească dacă :

- încadrarea unui regim tranzitoriu în categoria conductelor, rugoase este corectă :

- coeficientul A, urmează a se calcula conform indicațiilor prof.D.Cioc, sau ale prof.Cr.Mateescu.

In aceste condiții se observă că relațiile (3.41) și (3.42) pot fi puse sub forma generală :

$$\frac{u_t}{v_*} = a_1 = a_2 \ln a_3 y \quad (3.48)$$

coeficienții a_1 , a_2 și a_3 fiind :

- pentru conducte netede :

$$a_1 = 5,5 \quad a_2 = 2,5 \quad a_3 = \frac{v_*}{\gamma} \quad (3.49)$$

- pentru conducte rugoase :

$$a_1 = A \quad a_2 = 2,5 \quad a_3 = \frac{1}{k} \quad (3.50)$$

Reluând relațiile (3.16) rezultă că în condițiile considerării efectului ambelor zone (laminară și turbulentă), aceste relații devin :

$$\alpha = \frac{1}{S} \int_{S_1} \left(\frac{u_1}{v} \right)^3 dS_1 + \frac{1}{S} \int_{S_t} \left(\frac{u_t}{v} \right)^3 dS_t \quad (3.51)$$

$$\beta = \frac{1}{S} \int_{S_1} \left(\frac{u_1}{v} \right)^2 dS_1 + \frac{1}{S} \int_{S_t} \left(\frac{u_t}{v} \right)^2 dS_t$$

unde :

$S = \pi r^2$, este suprafața secțiunii transversale a conductei ;

$v = \frac{Q}{S}$, viteza medie ;

S_1 , porțiunea din secțiunea transversală a conductei în care se dezvoltă stratul limită laminar ;

S_t , suprafața centrală a conductei, corespunzătoare zonei turbulente.

In consecință rezultă că :

$$\frac{r^2 v^3}{2} \alpha = \int_0^{\delta} u_1^3 (r-y) dy + \int_{\delta}^r u_t^3 (r-y) dy \quad (3.52)$$

$$\frac{r^2 v^2}{2} \beta = \int_0^{\delta} u_1^2 (r-y) dy + \int_{\delta}^r u_t^2 (r-y) dy \quad (3.53)$$

III.2.3.1. Expresia generală a coeficientului α

Relația (3.52) devine succesiv :

$$\begin{aligned} \alpha \frac{r^2 v^3}{2} &= r \int_0^{\delta} u_1^3 dy - \int_0^{\delta} y \cdot u_1^3 dy + r \int_{\delta}^r u_t^3 dy - \int_{\delta}^r y \cdot u_t^3 dy = \\ &= E_3 - E_4 + E_5 - E_6 \end{aligned} \quad (3.54)$$

$$\begin{aligned}
 E_3 &= r \int_0^d u_1^3 dy = r \bar{u}_1^3 \int_0^d y^3 (2r - y)^3 dy = \\
 &= r \cdot \bar{u}_1^3 \left(2r^3 \cdot d^4 - \frac{12}{5} r^2 d^5 + r \cdot d^6 - \frac{d^7}{7} \right) \quad (3.55)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 E_4 &= \int_0^d y \cdot u_1^3 dy = \bar{u}_1^3 \int_0^d y^4 (2r - y)^3 dy = \\
 &= \bar{u}_1^3 \left(\frac{8}{5} r^3 d^5 - 2 r^2 d^6 + \frac{6}{7} r d^7 - \frac{1}{8} d^8 \right) \quad (3.56)
 \end{aligned}$$

$$\begin{aligned}
 E_3 - E_4 &= \bar{u}_1^3 d^4 (2r^4 - 4r^3 d + 3r^2 d^2 - r d^3 + \frac{d^4}{8}) = \\
 &= \frac{u_d^3 \cdot d^4}{d^3 \cdot r^3 (2 - \frac{d}{r})^3} \cdot r^4 (2 - 4 \cdot \frac{d}{r} + 3 \frac{d^2}{r^2} - \frac{d^3}{r^3} + \frac{d^4}{8 r^4})
 \end{aligned}$$

Notînd :

$$\eta = \frac{d}{r} \quad (3.57)$$

rezultă după unele transformări :

$$E_3 - E_4 = u_d^3 \cdot r^2 \left(\frac{\eta}{4} - \frac{\eta^2}{8} \right) \quad (3.58)$$

Înlocuind și expresia lui u_d prin $v_* \cdot B$, se obține :

$$E_3 - E_4 = v_*^3 r^2 \cdot B^3 \left(\frac{\eta}{4} - \frac{\eta^2}{8} \right) = v_*^3 \cdot r^2 E_7 \quad (3.59)$$

cu mențiunea că $v_*^3 \cdot r^2 \cdot E_7$, reflectă contribuția stratului limită laminar, în determinarea mărimii lui α , iar :

$$E_7 = B^3 \left(\frac{\eta}{4} - \frac{\eta^2}{8} \right) \quad (3.60)$$

În continuare :

$$\begin{aligned}
 E_5 &= r \int_0^r u_t^3 dy = r \cdot v_*^3 \int_0^r (a_1^3 + 3 a_1^2 a_2 \cdot \ln a_3 y + 3 a_1 a_2^2 \ln^2 a_3 y + \\
 &\quad + a_2^3 \cdot \ln^3 a_3 y) dy
 \end{aligned}$$

Notînd :

$$C_1 = a_1^3 \quad C_2 = 3 a_1^2 a_2 \quad C_3 = 3 a_1 a_2^2 \quad C_4 = a_2^3 \quad (3.61)$$

Se obține :

$$\begin{aligned}
 E_5 &= r v_*^3 (C_1 \int_0^r dy + C_2 \int_0^r \ln a_3 y dy + C_3 \int_0^r \ln^2 a_3 y dy + \\
 &\quad + C_4 \int_0^r \ln^3 a_3 y dy) = r v_*^3 [C_1 (r-y) + C_2 I_1 + C_3 I_3 + C_4 I_5] \quad (3.62)
 \end{aligned}$$

$$E_6 = \int_0^r y \cdot u_t^3 dy = v_*^3 (C_1 \frac{r^2 - d^2}{2} + C_2 I_2 + C_3 I_4 + C_4 I_6) \quad (3.63)$$

unde :

$$I_1 = \int_{\sigma}^r \ln a_3 y \, dy \quad I_2 = \int_{\sigma}^r y \ln a_3 y \, dy \quad I_3 = \int_{\sigma}^r \ln^2 a_3 y \, dy \quad (3.64)$$

$$I_4 = \int_{\sigma}^r y \cdot \ln^2 a_3 y \, dy \quad I_5 = \int_{\sigma}^r \ln^3 a_3 y \, dy \quad I_6 = \int_{\sigma}^r y \ln^3 a_3 y \, dy \quad (3.65)$$

Integralele $I_1 \dots I_6$ pot fi calculate știind că :

$$I_1^z = \int \ln z \, dz = z(\ln z - 1) + C$$

$$I_2^z = \int z \cdot \ln z \, dz = \frac{z^2}{2} (\ln z - \frac{1}{2}) + C$$

$$I_3^z = \int \ln^2 z \, dz = z (\ln^2 z - 2 \ln z + 2) + C$$

$$I_4^z = \int z \cdot \ln^2 z \, dz = \frac{z^2}{2} (\ln^2 z - \ln z + \frac{1}{2}) + C$$

$$I_5^z = \int \ln^3 z \, dz = z (\ln^3 z - 3 \ln^2 z + 6 \ln z - 6) + C$$

$$I_6^z = \int z \ln^3 z \, dz = \frac{z^2}{2} (\ln^3 z - 1,5 \ln^2 z + 1,5 \ln z - 0,75) + C \quad (3.66)$$

In consecință, introducînd și notațiile :

$$R = \ln a_3 r \quad D = \ln \sigma a_3 \quad (3.67)$$

rezultă :

$$I_1 = y(\ln a_3 y - 1) \Big|_{\sigma}^r = r(R - \eta D - 1 + \eta) = r \cdot I_1''$$

$$I_2 = \frac{y^2}{2} (\ln a_3 y - \frac{1}{2}) \Big|_{\sigma}^r = r^2 (\frac{R}{2} - \frac{\eta}{2} D - \frac{1}{4} + \frac{\eta}{4}) = r^2 \cdot I_2''$$

$$I_3 = y (\ln^2 a_3 y - 2 \ln a_3 y + 2) \Big|_{\sigma}^r =$$

$$= r(R^2 - \eta D^2 - 2R + 2 \eta D + 2 - 2 \eta) = r \cdot I_3''$$

$$I_4 = \frac{y^2}{2} (\ln^2 a_3 y - \ln a_3 y + \frac{1}{2}) \Big|_{\sigma}^r =$$

$$= r^2 (\frac{R^2}{2} - \frac{\eta}{2} D^2 - \frac{R}{2} + \frac{\eta}{2} D + \frac{1}{4} - \frac{\eta}{4}) = r^2 \cdot I_4''$$

$$I_5 = y(\ln^3 a_3 y - 3 \ln^2 a_3 y + 6 \ln a_3 y - 6) \Big|_{\sigma}^r =$$

$$= r(R^3 - \eta D^3 - 3R^2 + 3 \eta D^2 + 6 R - 6 \eta D - 6 + 6 \eta) = r \cdot I_5''$$

$$I_6 = \frac{v^2}{2} (\ln^3 a_3 y - 1,5 \ln^2 a_3 y + 1,5 \ln a_3 y - 0,75) \Big|_0^r =$$

$$= r^2 \left(\frac{R^3}{2} - \frac{\eta^2}{2} D^3 - 0,75 R^2 + 0,75 \eta^2 D^2 + 0,75 R - 0,75 \eta^2 D - 0,375 + \eta^2 \cdot 0,375 \right) = r^2 I_6^* \quad (3.70)$$

Cu aceste notații diferența $E_5 - E_6$ devine :

$$E_5 - E_6 = v_*^3 \cdot r^2 \cdot E_{16} \quad (3.71)$$

$$E_{16} = C_1 \frac{(1-\eta)^2}{2} + C_2 E_8 + C_3 E_9 + C_4 E_{10} \quad (3.72)$$

în care :

$$E_8 = I_1^* - I_2^* = \frac{R}{2} - \frac{3}{4} - \eta (D-1) + \frac{\eta^2}{2} \left(D - \frac{1}{2} \right) \quad (3.73)$$

$$E_9 = I_3^* - I_4^* = \frac{R^2}{2} - \frac{3R}{2} + \frac{7}{4} - \eta (D^2 - 2D + 2) + \eta^2 \left(\frac{D^2}{2} - \frac{D}{2} + \frac{1}{4} \right) \quad (3.74)$$

$$E_{10} = I_5^* - I_6^* = \frac{R^3}{2} - 2,25 R^2 + 5,25 R - 5,625 - \eta (D^3 - 3D^2 + 6D - 6) + \eta^2 \left(\frac{D^3}{2} - 0,75 D^2 + 0,75 D - 0,375 \right) \quad (3.75)$$

Rezultă deci :

$$\frac{r^2 v_*^3}{2} \alpha = v_*^2 r^2 (E_7 + E_{16}) = \frac{v_*^3 \lambda \sqrt{\lambda}}{8\sqrt{8}} r^2 (E_7 + E_{16})$$

$$\alpha = \frac{\lambda \sqrt{\lambda}}{8\sqrt{2}} (E_7 + E_{16}) \quad (3.76)$$

Explicitînd și pe E_7 și E_{16} , rezultă după o serie de transformări că :

$$\alpha = \frac{\lambda \sqrt{\lambda}}{8\sqrt{2}} \left\{ 0,5 \cdot C_4 R^3 + (0,5 C_3 - 2,25 C_4) R^2 + (0,5 C_2 - 1,5 C_3 + 5,25 C_4) R + 0,5 C_1 - 0,75 C_2 + 1,75 C_3 - 5,625 C_4 + \eta^2 [0,5 C_1 + 0,5 C_2 (D - 0,5)] + C_3 (0,5 D^2 - 0,5 D + 0,25) + C_4 (0,5 D^3 - 0,75 D^2 + 0,75 D - 0,375) - \frac{R^3}{8} \right\} + \eta \left\{ -\frac{R^3}{4} - C_1 - C_2 (D-1) - C_3 (D^2 - 2D + 2) - C_4 (D^3 - 3D^2 + 6D - 6) \right\} \quad (3.77)$$

relație care reprezintă expresia generală a coeficientului α în cazul ipotezelor admise.

III.2.3.2. Expresia generală a coeficientului β

Relația (3.53) poate fi explicitată în modul următor :

$$\begin{aligned} \tilde{u} r^2 v^2 \beta &= \int_0^\delta u_\tau^2 \cdot 2 \tilde{u}(r-y) dy + \int_0^r u_t^2 \cdot 2 \tilde{u}(r-y) dy \\ \frac{r^2 v^2}{2} \beta &= r \int_0^\delta u_\tau^2 dy - \int_0^\delta y \cdot u_\tau^2 dy + r \int_0^r u_t^2 dy - \int_0^r y \cdot u_t^2 dy \\ &= E_{11} - E_{12} + E_{13} - E_{14} \end{aligned} \quad (3.78)$$

Pentru :

$$u_1 = \bar{u}_1 \cdot y (2r - y)$$

rezultă :

$$E_{11} = r^3 \delta^3 \cdot \bar{u}_1^2 \left(\frac{4}{3} - \eta + \frac{\eta^2}{3} \right) \quad (3.79)$$

$$E_{12} = r^3 \delta^3 \cdot \bar{u}_1^2 \left(\eta - \frac{4}{3} \eta^2 + \frac{1}{6} \eta^3 \right) \quad (3.80)$$

$$E_{11} - E_{12} = \frac{r^3 \delta^3}{6} \cdot \bar{u}_1^2 (2 - \eta)^3 \quad (3.81)$$

iar prin înlocuirea expresiei lui \bar{u}_1 ,

$$E_{11} - E_{12} = r^2 \cdot u_\delta^2 \left(\frac{\eta}{3} - \frac{\eta^2}{6} \right) \quad (3.82)$$

Exprimindu-l și pe u_δ , conform relației (3.45) se obține :

$$E_{11} - E_{12} = r^2 \cdot v_*^2 E_{15} \quad (3.83)$$

$$E_{15} = B^2 \left(\frac{\eta}{3} - \frac{\eta^2}{6} \right) \quad (3.84)$$

În continuare, utilizând notațiile :

$$D_1 = a_1^2 \quad D_2 = 2 a_1 a_2 \quad D_3 = a_2^2 \quad (3.85)$$

rezultă :

$$E_{13} = r^2 \cdot v_*^2 \cdot [D_1 (1 - \eta) + D_2 I_1'' + D_3 I_3''] \quad (3.86)$$

$$E_{14} = r^2 \cdot v_*^2 \cdot \left(D_1 \frac{1 - \eta^2}{2} + D_2 I_2'' + D_3 I_4'' \right) \quad (3.87)$$

$$(E_{13} - E_{14}) = r^2 v_*^2 \left[D_1 \frac{(1-\eta)^2}{2} + D_2 E_8 + D_3 E_9 \right] = r^2 v_*^2 \cdot E_{17} \quad (3.88)$$

E_8 și E_9 fiind definite prin relațiile (3.73) și (3.74).

respectiv,

$$\frac{r^2 v^2}{2} \beta = r^2 v_*^2 (E_{15} + E_{17}) = r^2 v^2 \frac{\lambda}{8} (E_{15} + E_{17})$$

$$\beta = \frac{\lambda}{4} (E_{15} + E_{17}) \quad (3.89)$$

sau, înlocuind relațiile E_{15} și E_{17} ,

$$\beta = \frac{\lambda}{4} \left\{ \frac{B^2 \eta}{3} - \frac{B^2 \eta^2}{6} + D_1 \frac{(1-\eta)^2}{2} + D_2 \left[\frac{R}{2} - \frac{3}{4} - \eta(D-1) + \frac{\eta^2}{2} (D - \frac{1}{2}) \right] + \left[D_3 \frac{R^2}{2} - \frac{3}{2} R + \frac{7}{4} - (D^2 - 2D + 2) + \eta^2 \left(\frac{D^2}{2} - \frac{D}{2} + \frac{1}{4} \right) \right] \right\} =$$

$$= \frac{\lambda}{4} \left\{ 0,5 D_3 R^2 + R(0,5 D_2 - 1,5 D_3) + 0,5 D_1 - 0,75 D_2 + 1,75 D_3 + \right.$$

$$+ \eta \left[\frac{B^2}{3} - D_1 - D_2(D-1) - D_3(D^2 - 2D + 2) \right] + \eta^2 \left[-\frac{B^2}{6} + 0,5 D_1 + \right.$$

$$\left. + D_2(0,5 D - 0,25) + D_3(0,5 D^2 - 0,5 D + 0,25) \right] \left. \right\} \quad (3.90)$$

relație care reprezintă, în cadrul ipotezelor admise, expresia generală a coeficientului β .

Cele două relații (3.77) și (3.90) permit calculul coeficienților α și β în orice zonă a regimului turbulent, pe baza particularizării coeficienților care intervin.

III.2.3.3. Studiul numeric al variantelor teoretice de calcul a coeficienților α și β .

În funcție de cele menționate, rezultă ca posibile următoarele variante de calcul :

- cazul conductelor netede (CN) : $u_{\sigma} \rightarrow (3.44)$;
- cazul conductelor rugoase (CR) : $u_{\sigma} \rightarrow (3.45)$;
- varianta CRM : coeficientul $a_1 = A$ este calculat după indicațiile prof. Cr. Mateescu, relația (3.47) ;
- varianta CRC : coeficientul a_1 este calculat conform tabelului (3.3), respectiv indicațiile profesorului D. Cioc .

Pentru edificare, se propune analizarea a 3 regimuri de curgere corespunzătoare unei conducte circulare caracterizată prin :

$$d = 0,5 \text{ m} ; \quad k = 0,0008 \text{ m} ; \quad \nu = 1,31 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$$

respectiv :

$$R_1 : v = 0,02 \text{ m/s} ; \quad \lambda = 0,03322 ; \quad \text{Re} \sqrt{\lambda} K = 2,226$$

$$v_* = 1,2888 \cdot 10^{-3} \text{ m/s} ; \quad \sigma = 0,01118 \text{ m} ; \quad u_{\sigma} = 0,014177 \text{ m/s}$$

$$R_2 : v = 0,8 \text{ m/s} ; \quad \sigma = 0,02277 ; \quad \text{Re} \sqrt{\lambda} K = 73,731$$

$$v_* = 0,04268 \text{ m/s} ; \quad \sigma = 3,376 \cdot 10^{-4} \text{ m} ;$$

Varianta CRM : A = 8,4629 ; B = 6,30629 ; $u_f = 0,26915$ m/s ;

Varianta CRC : A = 9,2 ; B = 7,0433 ; $u_f = 0,30061$ m/s ;

R_3 : $v = 3,0$ m/s ; $\lambda = 0,02208$; $Re\sqrt{\lambda} K = 272,279$;

$v_* = 0,157607$ m/s ; $d = 9,1429 \cdot 10^{-5}$ m ;

Varianta CRM : A = 8,7537 ; B = 3,33113 ; $u_f = 0,525$ m/s ;

Varianta CRC : A = 8,5 ; B = 3,0773 ; $u_f = 0,4798$ m/s ;

valorile λ fiind calculate cu relațiile (3.27, 3.28 și 3.29), eroarea maximă admisă fiind de 10^{-5} . Rezultatele numerice sînt redată în tabelul 3.5.

TABELUL 3.5

Nr. crt.	Regim	Varianta	α	β
1	R_1	CN	1,074496	1,014894
2	R_2	CRM	1,116354	1,057739
3		CRC	1,278798	1,139298
4	R_3	CRM	1,113728	1,056587
5		CRC	1,072013	1,026715

Fără a putea trage concluzii general valabile, ținînd cont că numărul valorilor obținute este foarte redus, se poate totuși observa că :

- pentru regiunea R_1 (regim turbulent neted), valoarea $\alpha = 1,074496$

nu se încadrează în intervalul de valori indicate în literatura de specialitate ($\alpha = 1,03 - 1,05$), spre deosebire de $\beta = 1,014894$ care aparține domeniului $1,01 - 1,02$;

- în cazul regimurilor R_2 și R_3 (varianta CRM), valorile α și β sînt mai mari decît cele recomandate ;

- în cazul regimului R_3 (varianta CRC), valorile α și β obținute se încadrează în limitele recomandate.

Fără a urmări în mod special apropierea celor două grupuri de valori α și β (obținute pe baza formulelor deduse în lucrare respectiv recomandate de literatura de specialitate, se poate considera că o cauză care influențează rezultatele prezentate o poate constitui, neconcordanța dintre relațiile de calcul ale coeficientului λ și legile de distribuție ale vitezelor în cele trei zone ale regimului turbulent. Astfel urmărind raționamentul lui D. Ionescu /112/, rezultă că pornind de la ecuația universală de distribuție a vitezelor în simburile central turbulente, respectiv :

$$\frac{u}{v_*} = \frac{\ln lo}{2\pi} \log \frac{v_*}{y} y + N - \frac{\ln lo}{2\pi} \log N \quad (3.91)$$

se ajunge pentru $2\pi = 0,4$ și $N = 11,5$ la relațiile :

a) regim turbulent conducte netede :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -0,9112 + 2,0329 \log (Re\sqrt{\lambda}) \quad (3.92)$$

b) regim turbulent tranzitoriu :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -0,0945 - 2,0329 \log \left(\frac{2,51}{\text{Re}\sqrt{\lambda}} + \frac{k}{3,706 D} \right) \quad (3.93)$$

c) regim turbulent patrat :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = -1,6793 + 2,0329 \log \left(\frac{r}{k} \right) \quad (3.94)$$

corectate prin comparație cu rezultatele experimentale la forma relațiilor (3.27, 3.28 și 3.29). De aici rezultă că expresiile (3.77) și (3.90) de calcul ale coeficienților α și β , se bazează pe relațiile de calcul ale coeficientului λ (verificate experimental) și pe legile de repartiție a vitezelor (3.41 și 3.42), fără ca aceste două grupuri de relații să fie în concordanță matematică. În consecință, pornind de la relațiile de calcul ale coeficientului λ , este necesară corectarea legilor de distribuție a vitezelor.

III.2.3.4. Corectarea legilor de distribuție a vitezelor în regim turbulent

Pornind de la relația :

$$\frac{u}{v_*} = 7,8 - 5,75 \log \left(\frac{v}{\alpha v_* y} + \frac{0,76 k}{y} \right) \quad (3.95)$$

menționată în /112/, referitor la regimul tranzitoriu, pusă sub forma :

$$\frac{u}{v_*} = a_1 - a_2 \log \left(\frac{v}{\alpha v_* y} + \frac{c' k}{y} \right) = a_1 - a_2 \log a_3 \frac{1}{y} \quad (3.96)$$

exprimînd această relație în axa conductei ($y = r \Rightarrow u = u_{\max}$) și calculînd viteza medie în conductă cu relația :

$$v = u_{\max} - 3,75 v \quad (3.97)$$

(relație confirmată și de Tietjens /220/), va rezulta :

$$\frac{1}{\sqrt{\lambda}} = \frac{1}{\sqrt{8}} (a_1 - 3,75 - a_2 \log \frac{2\sqrt{8}}{0,4 \cdot 2,51}) - \frac{a_2}{\sqrt{8}} \log \left(\frac{2,51}{\text{Re}\sqrt{\lambda}} + c' \frac{1,004}{\sqrt{8}} \cdot \frac{k}{d} \right) \quad (3.98)$$

iar prin echivalare cu relația (3.28),

$$a_2 = 2 \sqrt{8} = 5,65685 \quad \dots$$

$$a_1 = 3,75 + a_2 \log \frac{2\sqrt{8}}{0,4 \cdot 2,51} = 7,9974 \quad (3.99)$$

$$c' = \frac{8}{1,004 \cdot 3,71} = 0,7593419$$

astfel că :

$$\frac{u}{v_*} = 7,9974 + 2,4567 \ln \frac{1}{\frac{2,5\nu}{v_*} + 0,75934 \cdot k} \cdot y \quad (3.100)$$

relație valabilă deci pentru regimul tranzitoriu.

Prin particularizarea acestei relații rezultă :

- pentru regimul turbulent - conducte netede :

$$\frac{u}{v_*} = 5,7463 + 2,4567 \frac{v_*}{\nu} y \quad (3.101)$$

- pentru regimul turbulent patratric :

$$\frac{u}{v_*} = 8,67373 + 2,4567 \ln \frac{1}{k} \cdot y \quad (3.102)$$

În condițiile acceptării acestor relații este necesară și o corecție a valorii numărului N , cunoscut ca fiind soluția ecuației :

$$N - \frac{1}{0,4} \cdot \ln N = C \quad (3.103)$$

În cazul de față $C = 5,7463$, astfel că $N = 11,9477$.

Rezultă în concluzie, că în cazul unui calcul concret pentru care se cunosc d, ν, k și ν se vor determina în ordine valorile Re, k, λ (cu relațiile 3.27, 3.28 și 3.29) în corelație cu limitele $Re \sqrt{\lambda} K$ care separă cele trei zone ale curgerii turbulente), v_* , σ (relația 3.43, $N = 11,9477$), $\eta, a_1, a_2, a_3, B, R, D$, urmînd a se aplica în continuare relațiile (3.77) și (3.90) cu observația că :

- pentru regimul turbulent - conducte netede :

$$a_1 = 5,7463 \quad a_2 = 2,4567 \quad a_3 = \frac{v_*}{\nu} \quad (3.104)$$

- pentru regimul turbulent tranzitoriu :

$$a_1 = 7,9974 \quad a_2 = 2,4567 \quad a_3 = \frac{1}{\frac{2,5\nu}{v_*} + 0,75934 \cdot k} \quad (3.105)$$

- pentru regimul turbulent pătratic :

$$a_1 = 8,67373 \quad a_2 = 2,4567 \quad a_3 = \frac{1}{k} \quad (3.106)$$

Pentru verificarea acestor indicații, se prezintă rezultatele din tabelele 3.6, 3.7 și 3.8, calculate în condițiile :

- tabelul 3.6. $L_1 = 14$ $L_2 = 200$

- tabelul 3.7. $L_1 = 3$ $L_2 = 280$

- tabelul 3.8. $L_1 = 0$ $L_2 = \infty$

ultimul tabel fiind deci rezultatul extinderii relației Colebrook-White și a relației (3.100) pe întregul domeniu al curgerii turbulente.

TABELUL 3.6

Nr. crt.	Regim	v (m/s)	λ	$Re\sqrt{\lambda} K$	α	β
d = 5m K = 0,002m T = 10°C L ₁ = 14 L ₂ = 200						
1	TURB. NETED	0,0008	0,04329	0,25	10805	0,9988
2	---	0,01	0,02221	2,28	10669	1,0249
3	---	0,05	0,01578	9,59	1,0505	1,0203
4	TURB. TRANZ.	0,10	0,01730	20,08	1,0548	1,0222
5	---	0,40	0,01628	77,94	1,0519	1,0212
6	---	0,80	0,01609	154,95	1,0514	1,0210
7	TURB. PATR.	1,20	0,01589	230,95	1,0511	---
8	---	1,60	---	307,94	---	---
9	---	2,40	---	461,91	---	---
10	---	4,00	---	769,85	---	---
d = 1,6m K = 0,0008m T = 10°C						
11	TURB. NETED	0,003	0,04097	0,37	10836	1,0059
12	---	0,01	0,02931	1,04	10803	1,0140
13	---	0,05	0,01999	4,32	1,0615	1,0247
14	---	0,10	0,01726	8,02	1,0545	1,0237
15	TURB. TRANZ.	0,50	0,01749	40,39	1,0553	1,0216
16	---	1,00	0,01711	79,89	1,0543	1,0225
17	---	2,00	0,01690	158,82	1,0537	1,0221
18	---	2,40	0,01687	190,39	1,0536	1,0219
19	TURB. PATR.	2,60	0,01669	205,17	1,0534	---
20	---	3,40	---	268,30	---	---
21	---	4,00	---	315,65	---	---
d = 0,052m K = 0,0002m T = 10°C						
22	TURB. NETED	0,08	0,04278	2,53	10813	1,0005
23	---	0,10	0,04	3,05	10844	1,0085
24	---	0,20	0,03286	5,54	10842	1,0217
25	---	0,30	0,02950	7,87	10805	1,0246
26	---	0,40	0,02741	10,11	10773	1,0254
27	TURB. TRANZ.	0,80	0,03125	21,59	1,0918	1,0356
28	---	1,20	0,03029	31,89	1,0898	1,0355
29	---	1,80	0,02960	47,29	1,0883	1,0353
30	---	2,40	0,02924	62,66	1,0874	1,0351
31	---	4,00	0,02879	103,63	1,0863	1,0348

Concluziile care se desprind din aceste tabele sînt :

1. Referitor la tabelul 3.6., coeficientul α prezintă două maxime corespunzătoare începutului zonelor turbulente - conducte netede respectiv tranzitoriu (în sensul de creștere al valorilor $Re\sqrt{\lambda} K$). Pe măsură ce aceste tind către ∞ ,

valorile α , descreșc către o valoare limită. Aceeași variație o prezintă și β (cu excepția cazului $d = 0,052$, în care se

TABELUL 3.7

Nr. crt.	Regim	v (m/s)	λ	$Re\sqrt{\lambda}K$	α	β
d=5m K=0,002m T=10°C L ₁ =3 L ₂ =280						
1	TURB. NETED	0,0008	0,04329	0,25	1,0805	0,9988
2	---	0,01	0,02221	2,28	1,0669	1,0249
3	TURB. TRANZ.	0,05	0,01837	10,35	1,0577	1,0232
4	---	0,10	0,01730	20,08	1,0548	1,0222
5	---	0,40	0,01628	77,94	1,0519	1,0212
6	---	0,80	0,01609	154,95	1,0514	1,0210
7	---	1,20	0,01602	231,93	1,0512	1,0209
8	TURB. PATR.	1,60	0,01589	307,94	1,0511	1,0210
9	---	2,40	0,01589	461,91	1,0511	1,0210
10	---	4,00	0,01589	769,85	1,0511	1,0210
d=1,6m K=0,0008m T=10°C L ₁ =3 L ₂ =280 Re _{cr} =3000						
11	TURB. NETED	0,003	0,04097	0,37	1,0836	1,0059
12	---	0,01	0,02931	1,04	1,0803	1,0247
13	TURB. TRANZ.	0,05	0,02183	4,51	1,0666	1,0259
14	---	0,10	0,01982	8,60	1,0616	1,0245
15	---	0,50	0,01749	40,39	1,0553	1,0225
16	---	1,00	0,01711	79,89	1,0543	1,0221
17	---	2,00	0,01690	158,82	1,0537	1,0219
18	---	2,40	0,01687	190,39	1,0536	1,0219
19	---	2,60	0,01686	206,17	1,0536	1,0219
20	---	3,40	0,01682	269,30	1,0535	1,0218
21	TURB. PATR.	4,00	0,01669	315,65	1,0534	1,0219
d=0,052m K=0,0002m T=10°C L ₁ =3 L ₂ =280 Re _{cr} =3000						
22	TURB. NETED	0,08	0,04278	2,53	1,0813	1,0005
23	TURB. TRANZ.	0,10	0,04371	3,19	1,0980	1,0168
24	---	0,20	0,03772	5,93	1,0997	1,0303
25	---	0,30	0,03519	8,59	1,0978	1,0335
26	---	0,40	0,03374	11,22	1,0960	1,0347
27	---	0,80	0,03125	21,59	1,0918	1,0356
28	---	1,20	0,03029	31,89	1,0898	1,0355
29	---	1,80	0,02960	47,29	1,0883	1,0353
30	---	2,40	0,02924	62,66	1,0874	1,0351
31	---	4,00	0,02879	103,63	1,0863	1,0348

observă un singur maxim). Maximele valorilor α și β nu sînt simultane.

2. În tabelul 3.7, coeficienții α și β prezintă nesimultan un singur maxim care se deplasează către valori crescînde ale numărului $Re\sqrt{\lambda}K$, o dată cu micșorarea diametrului.

3. Referitor la tabelul 3.8, pentru $d = 5$ m și 1,6 m, valorile α descreșc asimptotic, în timp ce valorile β au aceeași variație, după ce ating însă un maxim, în apropierea limitei

inferioare a valorilor $Re\sqrt{\lambda K}$, considerate.

Pentru $d = 0,052$ m, atât α cât și β ating mai întâi un maxim, înainte de a descrește, de asemenea asimptotic.

TABELUL 3.8

Nr. crt.	Regim	v (m/s)	λ	$Re\sqrt{\lambda K}$	α	β
d=5m K=0,002m T=10°C L ₁ =0 L ₂ =∞						
1	TURB. TRANZ.	0,0008	0,04364	0,26	1,0815	0,9995
2	---	0,01	0,02389	2,33	1,0700	1,0263
3	---	0,05	0,01837	10,35	1,0577	1,0232
4	---	0,10	0,01730	20,08	1,0548	1,0222
5	---	0,40	0,01628	77,94	1,0519	1,0212
6	---	0,80	0,01609	154,95	1,0514	1,0210
7	---	1,20	0,01602	231,93	1,0512	1,0209
8	---	1,60	0,01599	308,91	1,0511	1,0209
9	---	2,40	0,01595	462,87	1,0510	1,0208
10	---	4,0	0,01593	770,79	1,0509	1,0208
d=1,6m K=0,0008m T=10°C L ₁ =0 L ₂ =∞ Re _{cr} =2320						
11	TURB. TRANZ.	0,003	0,04144	0,37	1,0850	1,0068
12	---	0,01	0,03014	1,06	1,0826	1,0259
13	---	0,05	0,02183	4,51	1,0666	1,0259
14	---	0,10	0,01982	8,60	1,0616	1,0245
15	---	0,50	0,01749	40,39	1,0553	1,0225
16	---	1,00	0,01711	79,89	1,0543	1,0221
17	---	2,00	0,01690	158,82	1,0537	1,0219
18	---	2,40	0,01687	190,39	1,0536	1,0219
19	---	2,60	0,01686	206,17	1,0536	1,0219
20	---	3,40	0,01682	269,30	1,0535	1,0218
21	---	4,00	0,01680	316,65	1,0534	1,0218
d=0,052m K=0,0002m T=10°C L ₁ =0 L ₂ =∞ Re _{cr} =2320						
22	TURB. TRANZ.	0,08	0,04618	2,62	1,0945	1,0088
23	---	0,10	0,04371	3,19	1,0980	1,0168
24	---	0,20	0,03772	5,93	1,0997	1,0303
25	---	0,30	0,03519	8,59	1,0978	1,0365
26	---	0,40	0,03374	11,22	1,0960	1,0347
27	---	0,80	0,03125	21,59	1,0918	1,0356
28	---	1,20	0,03029	31,89	1,0898	1,0355
29	---	1,80	0,02960	47,29	1,0883	1,0353
30	---	2,40	0,02924	62,66	1,0874	1,0351
31	---	4,00	0,02879	103,63	1,0863	1,0348

4. Valorile α și β depind nu numai de valoarea $Re\sqrt{\lambda K}$ ci și de diametrul conductei.

5. Pentru limita inferioară a valorilor $Re\sqrt{\lambda K}$, adoptate, coeficientul β , poate lua valori mai mici decât 1, diferența fiind însă foarte mică (0,0004), în condițiile tabelului 3.8.

Pentru a avea o imagine asupra limitelor de variație ale coeficienților α și β , se prezintă în tabelul 3.9 valorile corespunzătoare diametrelor și rugozităților menționate, tempe-

ratura apei fiind de 10°C , $L_1 = 14$, $L_2 = 200$, iar $v \in [0,0002 ; 4,0]$ m/s . După cum se poate observa, aceste limite diferă față de valorile menționate în mod frecvent.

TABELUL 3.9

Nr. crt.	d m	K mm	TURBULENT NETED						TURBULENT TRANZITORIU						TURBULENT PATRATIC					
			α			β			α			β			α			β		
			min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.	min.	max.
1	5.0	1	10506	10861	09990	10261	10450	10481	10185	10196	10448	10450	10184	10185	10509	10512	10208	10209	10219	10194
2	5.0	2	10568	10869	09995	10267	10513	10561	10210	10227	10509	10512	10208	10209	10512	10512	10208	10209	10219	10194
3	3.0	15	10593	10869	10045	10271	10536	10588	10219	10237	10533	10536	10217	10219	10533	10536	10217	10219	10219	10194
4	3.0	06	10545	10860	10040	10263	10475	10514	10194	10209	10473	10474	10194	10194	10473	10474	10194	10194	10194	10194
5	16	15	10676	10891	09895	10284	10611	10669	10248	10267	10607	10610	10247	10248	10607	10610	10247	10248	10248	10248
6	16	08	10616	10872	09885	10271	10536	10581	10219	10235	10534	10536	10218	10219	10534	10536	10218	10219	10219	10219
7	05	08	10786	10911	10023	10303	10689	10744	10280	10295	10685	10688	10278	10279	10685	10688	10278	10279	10279	10279
8	05	04	10653	10877	10005	10280	10591	10639	10241	10257										
9	0052	04	10981	11127	10021	10372	11034	11114	10403	10423	11032	11033	10417	10418	11032	11033	10417	10418	10418	10418
10	0052	02	10860	10997	09944	10352	10863	10934	10348	10355										
EXTREME			10506	11127	10000	10372	10450	11114	10185	10423	10448	11039	10184	10418	10448	11039	10184	10418	10418	10418

Subliniind faptul că valorile β mai mici decât 1, au fost echivalate cu valoarea 1 (fapt aplicat și în calculele ulterioare), limitele obținute pentru exemplele studiate sînt :

- regim turbulent - conducte netede :

$$\alpha = 1,05 \dots 1,111$$

$$\beta = 1,00 \dots 1,037$$

- regim turbulent tranzitoriu

$$\alpha = 1,045 \dots 1,11$$

$$\beta = 1,018 \dots 1,042$$

- regim turbulent pătratic :

$$\alpha = 1,044 \dots 1,103$$

$$\beta = 1,018 \dots 1,041$$

Formulele deduse, dau un răspuns celor două semne de întrebare menționate la sfîrșitul paragrafului III. 2.3. căci ele atașează fiecărei zone a mișcării turbulente, cîte o relație care descrie distribuția de viteze, astfel că regimul tranzitoriu îi corespunde acum relația (3.100).

În ceea ce privește valoarea coeficientului A din relația (3.42), ea este de 7,9974 în cazul regimului tranzitoriu (inferioară valorilor indicate de D.Cioc și cu unele excepții, și celor propuse de Cr.Mateescu), respectiv de 8,67373 în cazul regimului pătratic, superioară valorii 8,5 propusă de D.Cioc.

In concluzie, ținând cont și de aspectele semnalate în paragraful III.2.2., se consideră că singura modalitate de a se obține valori continue pentru λ , α și β pe întregul regim turbulent se bazează pe aplicarea relației Colebrook - White (pentru calculul lui λ) și a relației (3.100) (pentru distribuția de viteze), cu atât mai mult cu cât nici limitele de separare a celor trei zone nu sînt certe .

III.3. Evaluarea pierderilor de sarcină

III.3.1. Stadiul actual

Este cunoscut faptul că în momentul de față, calculul pierderilor de sarcină se face în cadrul următoarelor ipoteze :

- regimul de curgere în aducțiune, este turbulent pe toată durata oscilației ;
- valoarea pierderilor de sarcină rezultă din aplicarea relațiilor :

$$h_1 = \lambda_0 \cdot \frac{1}{d} \cdot \frac{v^2}{2g}$$

$$h_i = \zeta_{i0} \cdot \frac{v^2}{2g} \quad (i = 1 \dots n)$$

$$h = h_1 + \sum h_i = \frac{v^2}{2g} \left(\lambda_0 \cdot \frac{1}{d} + \sum \zeta_{i0} \right) = k_0 v^2$$

coeficientul global al pierderilor de sarcină, k_0 , fiind constant pe toată durata oscilațiilor (implicit deci, și în cazul celor două sensuri de curgere a apei prin aducțiune) ;

- valoarea lui k_0 se calculează referitor la regimul permanent inițial sau final ;
- pierderi de sarcină locale pot să apară între secțiunile de intrare în aducțiune și secțiunea de ieșire spre castel, de exemplu, la intrare, prin grătar, la vane, în zonele de racord ale diametrului aducțiunii cu diametrul vanelor, în curbe, la intrarea în castel ;
- pierderea de sarcină locală la racordul aducțiune - castel - conductă forțată este asimilată cu pierderea de sarcină în cazul unei lărgiri bruște.

Acceptarea acestor ipoteze simplificatoare, constituie în mod cert, una dintre cauzele aflate la baza neconcordanței dintre curbele $z = z(t)$ calculate și măsurate, așa încît se impune și o reconsiderare a lor.

III.3.2. Considerații privind evoluția și calculul pierderilor de sarcină.

Ținând cont de aspectul real al curgerii apei în mișcarea nepermanentă, pierderile de sarcină în sistemul aducțiune-castel, pot fi clasificate astfel :

A. pierderi de sarcină în regim turbulent :

A_1 - longitudinale

A_2 - locale - $A_{2,1}$ - în aducțiune

$A_{2,2}$ - în castel

$A_{2,3}$ - în ramificație

B. pierderi de sarcină în regim laminar :

B_1 - longitudinale

- locale : $B_{2,1}$ - în aducțiune

$B_{2,2}$ - în castel

$B_{2,3}$ - în ramificație

Aceste pierderi sînt variabile nu numai datorită modificărilor vitezei, ca valoare și sens (după cum se consideră în teoria clasică a castelelor de echilibru), ci și datorită variației coeficienților λ și γ_i , dependenți de valoarea numărului Re, de rugozitatea k sau de geometria elementului constructiv ca și de exponentul vitezei (1 sau 2). Rezultă de aici, variabilitatea în timp a coeficientului total al pierderilor de sarcină. În vederea stabilirii expresiei ecuației dinamice, este necesară explicitarea modului de calcul a pierderilor de sarcină, conform următoarelor propuneri :

A_1 . Pierderi longitudinale în regim turbulent

Pe baza celor menționate la paragraful III.2.2., calculul coeficientului λ , referitor atât la aducțiune cât și la castel, urmează a se efectua cu formula Colebrook - White, care asigură valori continue pe întregul domeniu turbulent, condiție necesară în cazul aplicării calculului numeric bazat pe metoda predictor - corector.

A_2 . Pierderi locale în regim turbulent

$A_{2,1}$. În aducțiune

În cazul unui calcul numeric concret, evaluarea coeficienților γ_i (variabili în timp) pe baza unor expresii general valabile este imposibilă, deoarece bibliografia de specialitate /57,50, 149,107/ nu pune la dispoziție decît cazuri disparate, studiate concret în laborator. În consecință, nu există decît posibilitatea aproximării lor, păstrîndu-se valoarea corespunzătoare regimului permanent, drept constantă pentru întregul regim turbulent. În si-

tuația (similară lucrării de față), în care calculul oscilațiilor se bazează pe măsurători efectuate în laborator, valoarea coeficientului global al pierderilor locale în regim permanent ($\Sigma \xi_{l_0}$) poate fi obținută indirect, prin determinarea pierderii de sarcină totale h_0 , a vitezei v_0 , a coeficientului λ_0 (cunoscându-se rugozitatea aducțiunii k) și a temperaturii apei, ținându-se cont și de pierderea de sarcină în ramificație. Valoarea obținută urmează a fi păstrată, ca o constantă pe parcursul regimului turbulent (asemănător teoriei clasice).

A.2.2. In castel

Astfel de pierderi de sarcină sînt mai rar întilnite, putînd fi, spre exemplu, modificări ale secțiunii transversale a castelului de echilibru, de mică proporție (nu de tipul came- relor). Intru-cît coeficienții acestor pierderi pot fi deter- minați mai greu prin măsurători de laborator, se propune evalua- rea lor în funcție de indicațiile bibliografice, admitînd că valoarea lor rămîne constantă în cadrul regimului turbulent.

A.2.3. In ramificație

Referitor la figura 3.5., în care prin a, c și cf s-au notat aducțiunea, castelul și conducta forțată, caracterizate prin secțiune transversală, viteză și debit după cum urmează :

$$a : f, v, Q_a$$

$$c : F, W, Q_c$$

$$cf : f, v_f, Q$$

admițindu-se deci egalitatea secțiunii transversale a aducțiu- nii și conductei (galeriei) forțate, se prezintă în figura 3.6, sensurile posibile de curgere a apei în ramificația aducțiune- castel - conductă forța-

tă, evidențiindu-se deci, 7 cazuri posibile. Potri- vit relației de continui- tate, în oricare dintre aceste cazuri, unul din- tre debite este egal cu suma celor două. Pentru a creea imagine asupra momentelor sau interva-

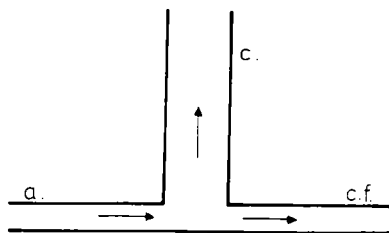


FIG. 3.5

lelor de timp în care pierderile de sarcină pot fi încadrate în cazurile menționate în figura 3.6, se prezintă curbele $s = s(r)$ din figurile 3.7 și 3.8, care prin alură nu sînt

singurele care caracterizează variația nivelului apei în castel, în schimb sînt cele mai frecvent întîlnite, alte forme rezultînd prin particularizarea acestora.

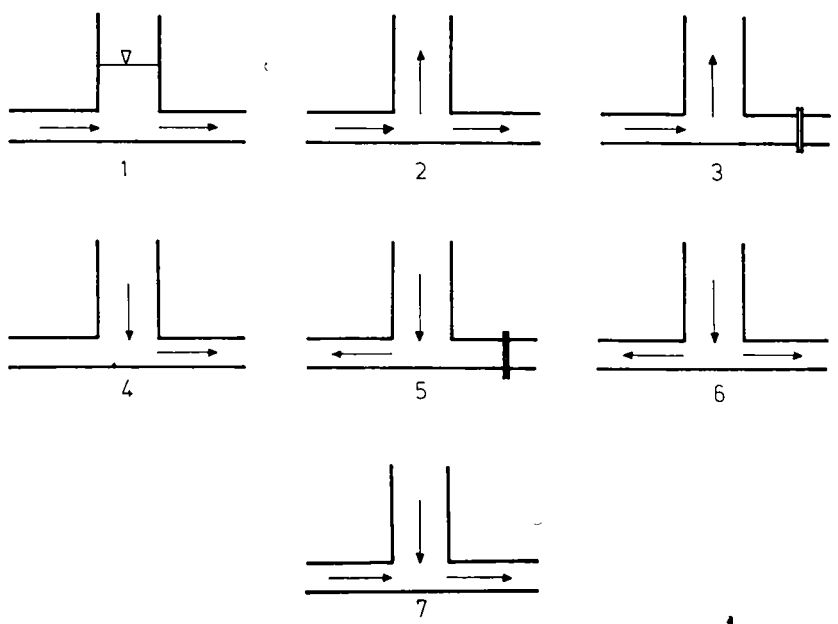


FIG. 3.6

Față de cele 7 cazuri menționate, mai este figurat în plus, cazul 8, caracterizat prin $v = w = v_p = 0$, deci un moment de repaus,

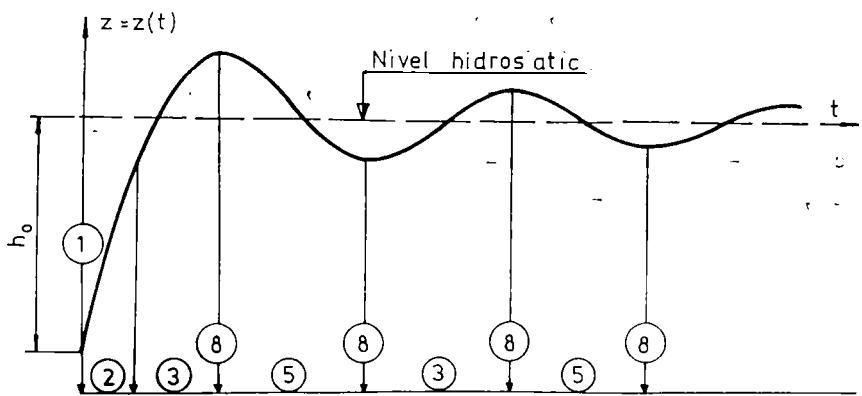


FIG. 3.7

paus, limitînd în general, sensuri diferite de curgere a apei în aducțiune și castel, după închiderea completă a vanei.

Figura 3.7. se referă la cazul închiderii totale a vanei.

Cazul 2, se întinde pe durata de manevră a vanei, lipsind în cadrul ipotezei "închidere bruscă totală". După închiderea vanei, pierderea de sarcină urmează a fi calculată drept consecință a unor alternanțe de cazuri 3 și 5 separate prin cazul 8.

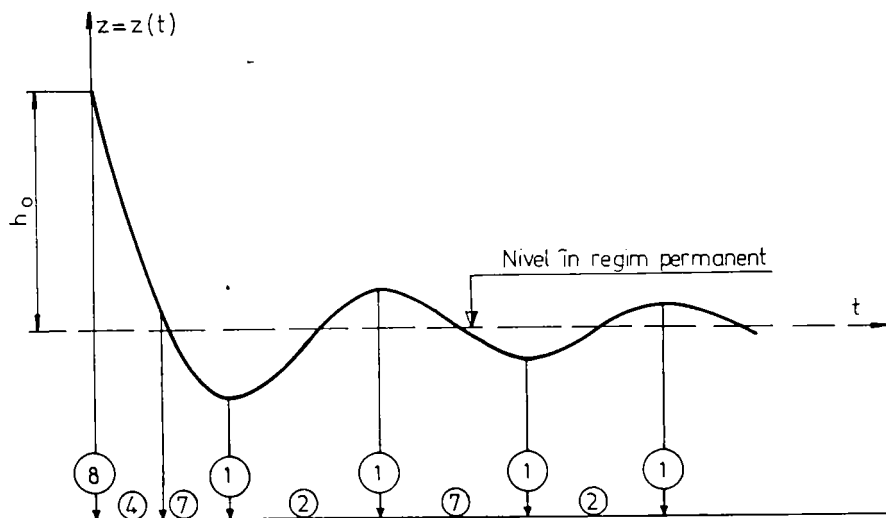


FIG. 3.8

Figura 3.8. corespunde deschiderii vanei. Durata de evoluție a pierderii de sarcină în cadrul cazului 4 depinde de caracteristicile geometrice ale sistemului. După depășirea acestei zone, pierderea de sarcină evoluează conform cazurilor 7 și 2, avînd ca limită de separație cazul 1.

Referitor la aceste două grafice se pot trage următoarele concluzii :

- în teoria clasică, atît la închidere cît și la deschidere coeficientul pierderii de sarcină în ramificație este calculat conform cazului 1, fapt care se poate observa, este eronat ;

- este puțin probabil, ca în cazul unei oscilații normale, cauzată de variația uniformă a debitului turbinat, pierderea de sarcină să se desfășoare conform cazului 6 . O astfel de situație poate să apară, spre exemplu, în cazul unei închideri totale rapide urmată de o deschidere totală rapidă.

Dorința de a introduce în calcule coeficienți ai pierderilor locale de sarcină în ramificație apropiați de realitate și variabili în timp, m-au determinat să consult o serie de lucrări de specialitate reprezentative, ca de exemplu /50, 57, 70, 89, 93, 106, 107, 227, 233). Din păcate însă, în toate aceste lucrări, secțiunea

transversală a ramificației (corespondență castelului) este mai mică sau egală cu celelalte două secțiuni (în majoritatea cazurilor egale între ele), situație care nu este caracteristică castelurilor de echilibru. Totuși, propun în continuare luarea în considerare a acestor cercetări, avînd în vedere metoda posibilă de introducere în calcul a coeficienților pierderilor de sarcină în ramificație, urmînd ca rezultatele finale de calcul să confirme sau să infirme această propunere.

Dintre lucrările menționate, am considerat că cea mai completă este cea elaborată de A.Gardel și G.F.Rechsteiner. Cele 7 cazuri din figura 3.6, au fost studiate (alături de alte cazuri de curgere într-o ramificație) de către cei doi cercetători, prezentarea succintă a rezultatelor fiind făcută în tabelul 3.10, debitele

TABELUL 3.10

Cazul	Debit total în, valoare absolută	Debit de referință Gardel-Rechsteiner	Posibilitate de apariție
1	$Q_a = Q$	$q_c = 0$	-reg. permanent -deschidere
2	Q_a	$0 < q_c < 1$	-închidere
3	$Q_a = Q_c$	$q_c = 1$	-închidere
4	$Q_c = Q_f$	$q = 1$ $q_c = -1$	-deschidere
5	$Q_a = Q_c$	$q = 0$	-închidere
6	Q_c	$0 < q < 1$	-deschidere
7	Q	$-1 < q_c < 0$	-deschidere

de referință fiind întotdeauna raportate la debitul total din ramificație, (sensurile pozitive ale vitezelor și debitelor corespund figurii 3.5). Pentru racorduri cu muchii vii (nerotunjite), asemănătoare

figurii 3.5. și rapoarte ale secțiunilor F/f de 0,44 ; 0,69 și 1,0, Gardel și Rechsteiner indică coeficienții din tabelul 3.11.

La partea superioară a tabelului sînt indicate cazurile la care se referă coeficienții iar la partea inferioară, debitele de referință și valorile acestora. Coeficienții menționați permit calculul pierderii de sarcină între castel și aducțiunea H_{ca} , definită ca :

$$H_{ca} = H_c - H_a \quad (3.107)$$

H_c și H_a fiind sarcinile în castel respectiv aducțiune, în vecinătatea ramificației. Coeficienții pierderii de sarcină sînt definiți pe baza relației :

MODUL 3

TABELUL 3.14

Cazul	F/f		0,44	0,69	1,0
	q				
5	0,0		3,40	1,63	1,0
6	0,2		5,30	2,26	1,0
	0,4		4,80	2,2	1,0
	0,6		4,2	2,0	0,9
	0,8		4,9	1,7	0,7
4	1,0		2,69	1,02	0,51

in care :

- Modul 1, corespunde lui $q_c \in [0; 1]$
- Modul 2, este valabil pentru $q_c \in [-1; 0]$
- Modul 3, corespunde variației $q \in [0; 1]$

In acest fel, calculul pierderii de sarcină

nă se va face cu relația :

$$h_r = \left\{ r \cdot \frac{v_m^2}{2g} \right. \quad (3.110)$$

unde :

$$v_m = \frac{Q_a}{f}, \quad (\text{Modul 1}) ;$$

$$v_m = \frac{Q}{f}, \quad (\text{Modul 2}) ; \quad (3.111)$$

$$v_m = \frac{Q_c}{f}, \quad (\text{Modul 3}).$$

Se observă, potrivit tabelelor menționate, că la "cazul 1" se poate ajunge parcurgînd fie "Modul 1", fie "Modul 2", iar la "cazul 4", prin intermediul Modulilor 2 și 3. Această situație nu conduce la discontinuități ale valorilor pierderii de sarcină (in valoare absolută), căci pentru cazul 1 :

$$\text{Modul 1} \quad v_m^2 = \frac{Q_a^2}{f^2} \quad (3.112)$$

$$\text{Modul 2} \quad v_m^2 = \frac{Q^2}{f^2}$$

iar la limită $Q^2 = Q_a^2$.

Trebuie subliniat faptul că, potrivit tabelului 3.13 și a figurii 3.8, in timpul unei mișcări nepermanente, ("cazul 7"), pierderea de sarcină își schimbă semnul datorită modificării semnului coeficientului pierderii de sarcină și nu a vitezei.

Incadrarea, in ceea ce privește calculul pierderii de sarcină in ramificație, intr-unul din cele 3 "Moduri" respectiv 8 cazuri, se poate face, in cazul folosirii unui program de calcul, pe baza schemei logice din figura 3.9.

Folosirea coeficienților menționați anterior, pentru rapoar-
te F/f diferite de cele studiate de Gardel și Rechsteiner, în

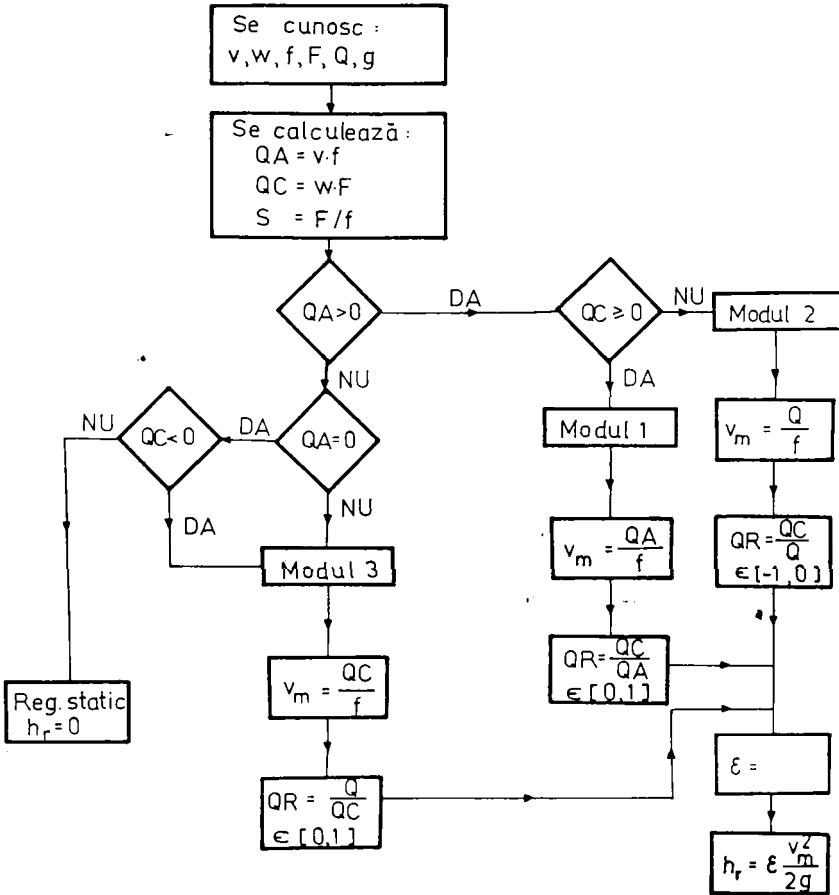


FIG. 3.9

condițiile unei mișcări nepermanente, impune o dublă interpolare a valorilor de care se dispune. Bazat pe graficul principal din figura 3.10 modul de interpolare propus este următorul :

Având dispunând în cazul fiecărui debit Q_i , de 3 valori x respectiv y , se pot calcula coeficienții parabolei de gradul 2 care trece prin cele 3 puncte, a cărei formulă este :

$$y_i = a_{i1} x^2 + a_{i2} x + a_{i3} \quad (i = 1, 2, \dots, 5) \quad (3.113)$$

Intr-o formulare matriceală, rezultă că se cunosc componentele matricelor :

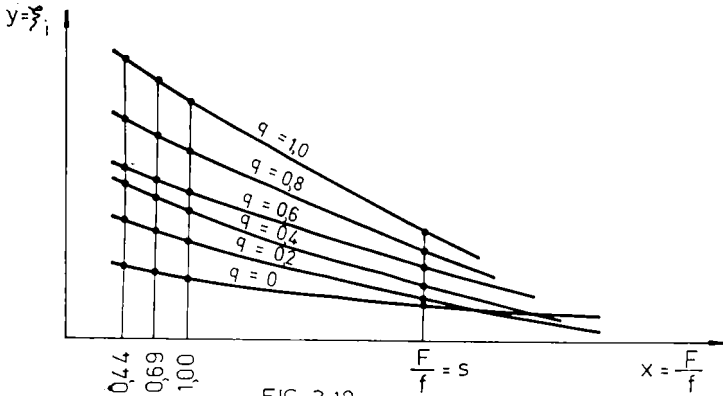


FIG. 3.10

$$Y = \begin{pmatrix} y_{11} & y_{12} & y_{13} \\ y_{21} & y_{22} & y_{23} \\ y_{31} & y_{32} & y_{33} \\ y_{41} & y_{42} & y_{43} \\ y_{51} & y_{52} & y_{53} \\ y_{61} & y_{62} & y_{63} \end{pmatrix} \quad \text{și} \quad X = \begin{pmatrix} x_1 \\ x_2 \\ x_3 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 0,44 \\ 0,69 \\ 1,0 \end{pmatrix}$$

urmînd a se calcula elementele matricei :

$$A = \begin{pmatrix} a_{11} & a_{12} & a_{13} \\ a_{21} & a_{22} & a_{23} \\ a_{31} & a_{32} & a_{33} \\ a_{41} & a_{42} & a_{43} \\ a_{51} & a_{52} & a_{53} \\ a_{61} & a_{62} & a_{63} \end{pmatrix}$$

prin rezolvarea ecuațiilor matriceale :

$$B \cdot A_i = Y_i \quad (3.114)$$

în care B este un invariant al problemei,

$$B = \begin{pmatrix} 0,44^2 & 0,44 & 1 \\ 0,69^2 & 0,69 & 1 \\ 1 & 1 & 1 \end{pmatrix}$$

iar A_i și Y_i sînt submatrice ale matricelor A și Y,

$$A_i = (a_{i1} \quad a_{i2} \quad a_{i3})$$

$$Y_i = (y_{i1} \quad y_{i2} \quad y_{i3})$$

exprimate în relația (3.114) ca matrice coloană.

- înlocuindu-l în relațiile (3.113) pe x prin S, se vor obține componentele matricii :

$$YS = (y_1^S, y_2^S, y_3^S, y_4^S, y_5^S, y_6^S)$$

care reprezintă coeficienții pierderii de sarcină corespunzători raportului $F/f = S$ pentru $q \in \{ 0 ; 0,2 ; 0,4 ; 0,6 ; 0,8 ; 1,0 \}$.

Urmează o nouă interpolare care urmărește determinarea coeficientului ξ_0 , pentru un debit oarecare q_0 . Conform figurii 3.11 se dispune de 6 puncte (perechi de valori q_i și y_i^S), astfel că interpolarea se poate face cu un polinom de gradul 5 de forma :

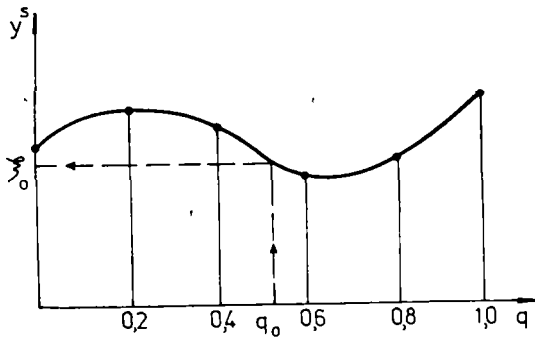


FIG. 3.11

$$y^S = b_1 \cdot q^5 + b_2 \cdot q^4 + b_3 \cdot q^3 + b_4 \cdot q^2 + b_5 \cdot q + b_6$$

Apelînd de asemenea la o exprimare matriceală, rezultă că, notînd :

$$D = (b_1 \quad b_2 \quad b_3 \quad b_4 \quad b_5 \quad b_6)$$

$$C = \begin{pmatrix} 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \\ 0,2^5 & 0,2^4 & 0,2^3 & 0,2^2 & 0,2 & 1 \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot & \cdot \\ 0,8^5 & 0,8^4 & 0,8^3 & 0,8^2 & 0,8 & 1 \\ 1 & 1 & 1 & 1 & 1 & 1 \end{pmatrix}$$

urmează a se rezolva ecuația :

$$C \cdot D = YS$$

a cărei soluție o constituie matricea D.

Coeficientul ξ_0 se va calcula cu relația :

$$\xi_0 = b_1 q_0^5 + b_2 q_0^4 + b_3 q_0^3 + b_4 q_0^2 + b_5 q_0 + b_6$$

Pentru exemplificare se prezintă rezultatele din tabelul 3.15, valorile inițiale fiind alese în mod arbitrar.

TABELUL 3.15

F (m ²)	f (m ²)	QA (m ³ /s)	QC (m ³ /s)	Q (m ³ /s)	ξ_r	v _m (m/s)	h _r (m)
60	20	100	20	80	4,088	5,0	5,209
100	20	100	20	80	13,292	5,0	16,94
60	20	80	-20	100	1,203	5,0	1,533
100	20	80	-20	100	10,22	5,0	13,02
60	20	-40	-40	0	38,58	1,98	7,71
100	20	-40	-40	0	148,26	2,0	30,23

Rezultatele din acest tabel, care pot caracteriza amenajări hidrotehnice la scară naturală, conduc la presupunerea că pierderea de sarcină în ramificație poate avea valori importante, cu implicații directe asupra curbei $z = z(t)$.

B.1. Pierderi longitudinale în regim laminar

Se vor calcula atât în cazul castelului cât și al aducțiunii cu relația (3.30).

B.2. Pierderi locale în regim laminar

Nedisponind de elemente care să permită evaluarea corectă a coeficienților pierderilor locale de sarcină, se propune ca o primă variantă, neglijarea acestor pierderi iar ca o a doua variantă, calculul lor în mod asemănător regimului turbulent, deci conform teoriei clasice.

Observații : Propunerile menționate referitor la calculul pierderilor de sarcină, prezintă în concluzie, următoarele deficiențe :

- evaluarea pierderilor de sarcină în ramificație, prin interpolarea unor rezultate bazate în exclusivitate pe secțiuni transversale ale castelului mai mici sau egale cu cele ale aducțiunii și conductei forțate ;

- neconcordanța există între spectrul real de curgere corespunzător cazului 7 (figura 3.5) respectiv "Modelul 3" și modul de exprimare a ecuației dinamice bazat pe o linie de curent al cărui sens de curgere este dinspre aducțiune spre castel sau invers ;

- relativitatea modului de evaluare a pierderilor locale de sarcină atât în regim laminar, cât și în cel turbulent.

Acestea sînt aspecte care vor contribui la neconcordanța dintre curbele $z = z(t)$ măsurate și calculate.

III.4. Expresia generală de calcul a ecuației dinamice

Pornind de la expresia ecuației dinamice propusă la paragraful III.1.2, (relația 3.11), pentru a ține cont de sensul fizic al pierderilor de sarcină, se prezintă următoarea expresie generală de calcul a acestei ecuații :

$$\beta_g \cdot \frac{L}{g} \cdot \frac{dv}{dt} + \beta_c \cdot \frac{H_c + z}{g} \frac{dw}{dt} + z + \sigma_s \left(\frac{\alpha_c w^2}{2g} + h_{L,g} + h_{L,c} \right) + \sigma_g h_{1,g} + \sigma_c h_{1,c} + h_r = 0 \quad (3.115)$$

în care :

$h_{1,g}$, reprezintă pierderile locale totale în aducțiune (inclusiv la intrare, mai puțin pierderea în secțiunea de intrare în castel) ;

$h_{1,c}$, este suma pierderilor locale în castel ;

$h_{L,g}$, $h_{L,c}$, reprezintă pierderile longitudinale în aducțiune și castel ;

$$\sigma_g = \begin{cases} 1, & \text{pentru } v > v_{cr} \\ 0, & \text{pentru } -v_{cr} \leq v \leq v_{cr} \\ -1, & \text{pentru } \frac{H_c v}{\alpha_c} \leq -v_{cr} \end{cases}$$

$$\sigma_c = \begin{cases} 1, & \text{dacă } w > w_{cr} \\ 0, & \text{dacă } -w_{cr} \leq w \leq w_{cr} \\ -1, & \text{dacă } w < -w_{cr} \end{cases}$$

$$\sigma_s = \begin{cases} 1, & \text{pentru } v \text{ respectiv } w > 0 \\ -1, & \text{în cazul } v \text{ respectiv } w < 0 \end{cases}$$

v_{cr} și w_{cr} fiind vitezele în aducțiune și castel cărora le corespunde valoarea $Re_{cr} = 2320$, deci :

$$v_{cr} = \frac{Re_{cr} \cdot \nu}{d} \quad (3.116)$$

$$w_{cr} = \frac{Re_{cr} \cdot \nu}{D}$$

Semnul pierderii de sarcină în ramificație h_r va fi atribuit în mod implicit, în funcție de cazul în care se desfășoară curgerea.

În completarea ecuației (3.115) se menționează că :

- în cazul regimului turbulent în aducțiune sau castel,

β_g , β_c și α_c se calculează cu relațiile (3.90) și (3.77), iar :

$$h_{l,g} = \frac{v^2}{2g} \approx \xi i_{go}$$

$$h_{L,g} = \lambda_g \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2g}$$

$$h_{l,c} = \frac{w^2}{2g} \approx \xi i_{co}$$

$$h_{L,c} = \lambda_c \frac{H_c + z}{D} \cdot \frac{w^2}{2g}$$

- în cazul regimului laminar în aducțiune sau castel ,

$$\beta_c = \beta_g = \frac{4}{3}$$

$$\alpha_c = 2,0$$

$$\lambda_g = \frac{64}{Re_g} = \frac{64}{v \cdot d}$$

$$\lambda_c = \frac{64}{Re_c} = \frac{64}{w \cdot D}$$

III.5. Integrarea numerică a ecuațiilor generale ale mișcării pe baza metodei Euler - algoritm predictor - corector.

Cu notațiile folosite pînă acum, rezultă că sistemul de ecuații diferențiale format din :

- relația (3.115) :

$$\frac{dz}{dt} = \frac{f}{F} \cdot v = \frac{1}{F} \cdot \dots \quad (3.117)$$

și :

$$w = \frac{dz}{dt}$$

descrie pe baza unor condiții inițiale fenomenul oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice. Pe baza ultimelor două relații, expresia (3.115) devine :

$$\beta_g \frac{L}{g} \frac{dv}{dt} + \beta_c \frac{H_c + z}{g} \left(\frac{f}{F} \cdot \frac{dv}{dt} - \frac{1}{F} \cdot \frac{dQ}{dt} \right) + z + \delta_s \left(\frac{\alpha_c \cdot w^2}{2g} + h_{L,g} + h_{L,c} \right) + \delta_g h_{1,g} + \delta_c h_{1,c} + h_r = 0$$

astfel că sistemul ecuațiilor (3.117) devine :

$$\frac{dv}{dt} = - \frac{1}{\beta_g \frac{L}{g} + \beta_c \frac{H_c + z}{g} \cdot \frac{f}{F}} \left[z + \delta_s \left(\frac{\alpha_c \cdot w^2}{2g} + h_{L,g} + h_{L,c} \right) + \delta_g h_{1,g} + \delta_c h_{1,c} + h_r + \beta_c \frac{H_c + z}{gF} \cdot \frac{dQ}{dt} \right] \quad (3.118)$$

$$\frac{dz}{dt} = \frac{f \cdot v}{F} - \frac{Q}{F}$$

$$w = - \frac{dz}{dt}$$

urmînd a fi rezolvate pe baza metodei Euler, urmărind în principiu relațiile teoretice expuse la paragraful II.2.2. Astfel notînd prin :

$F(t)$, membrul drept al primei relații (3.118), și

$$G(t) = \frac{1}{F} f \cdot v(t) - \frac{1}{F} Q(t)$$

rezultă că pentru momentul $t_0(i)$, la care se cunosc v_i^c , t_i^c și w_i^c , se vor calcula :

$$F^c = F(t_0)$$

$$G^c = G(t_0)$$

urmînd ca pentru momentul $t_0 + \Delta t, (i+1)$ să se obțină :

$$v_{i+1}^P = v_i^c + \Delta t \cdot F^c$$

$$z_{i+1}^P = z_i^c + \Delta t \cdot G^c$$

$$w_{i+1}^P = \frac{1}{F} [f \cdot v_{i+1}^P - Q(t_0 + \Delta t)]$$

$$F^P = F(t_0 + \Delta t, v_{i+1}^P, z_{i+1}^P, w_{i+1}^P)$$

$$G^P = G(t_0 + \Delta t, v_{i+1}^P, z_{i+1}^P, w_{i+1}^P)$$

$$v_{i+1}^c = v_i^c + \frac{\Delta t}{2} (F^c + F^P)$$

$$z_{i+1}^C = z_i^C + \frac{\Delta t}{2} (G^C + G^P)$$

$$w_{i+1}^C = \frac{1}{F} [f \cdot v_{i+1}^C - Q(t_{i+1} + \Delta t)]$$

Relațiile de decizie vor fi :

$$\Delta v = |v_{i+1}^C - v_{i+1}^P| < \epsilon_v$$

$$\Delta z = |z_{i+1}^C - z_{i+1}^P| < \epsilon_z$$

$$\Delta w = |w_{i+1}^C - w_{i+1}^P| < \epsilon_w$$

Integrarea numerică a sistemului de ecuații (3.118) este imposibil de efectuat în absența unor procedee matematice adecvate, de rezolvare a ecuațiilor implicite (de exemplu metoda Newton - Raphson), a altor procedee numerice ca și a unei aparaturi moderne de calcul. Este probabil motivul esențial pentru care sistemul (3.118) nu a fost niciodată citat, nici măcar din punct de vedere teoretic, în literatura de specialitate.

Capitolul IV. Cercetări experimentale

Programul experimental a urmărit rezolvarea următoarelor două probleme :

- determinarea rugozității medii a tuburilor din oțel, din care au fost realizate aducțiunile standurilor de castele de echilibru ;

- determinarea oscilogramelor $z = z(t)$ și a parametrilor semnificativi oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice (debit în regim permanent, viteză medie în aducțiune și pierdere totală de sarcină la castel, în cadrul aceluiași regim, temperatura apei, etc), în cazul a două standuri de castele de echilibru.

Primul grup de măsurători a fost efectuat din dorința de a introduce în calcule o valoare a rugozității cât mai apropiată de cea reală, evitând erorile datorate adoptării unor valori între niște limite largi, conform indicațiilor din literatura de specialitate, în timp ce al doilea grup s-a datorat imposibilității folosirii unor măsurători menționate în alte lucrări de specialitate, în cadrul acestora neexistând toate datele inițiale necesare efectuării calculelor, pe baza formulelor prezentate la Capitolul III.

La realizarea cercetării experimentale s-a folosit aparatura de măsură existentă în dotarea laboratorului de Hidraulică al Catedrei de CHF ca și din dotarea Catedrei de drumuri, fundații și instalații în construcții. S-au efectuat măsurători pe trei standuri și anume, pentru determinarea rugozității pe un stand special amenajat în laboratorul de Hidraulică, și pentru măsurători de oscilații pe un stand interior aflat în laboratorul de Construcții Hidrotehnice și pe un stand exterior, aflat pe platforma Catedrei CHF, primele două fiind realizate după concepție proprie în timp ce ultimul a fost folosit, cu unele modificări, la realizarea cercetărilor experimentale care au stat la baza elaborării tezelor de doctorat ale prof.dr.ing, Mihai Bălă și conf.dr. ing, Dumitru Arsenie.

Ca urmare a recomandărilor primite din partea tovarășului Academician Ioan Anton și în consecință, a discuțiilor purtate cu specialiști din cadrul I.C.H. București, am adoptat, în ceea ce privește măsurarea debitelor, o tehnică îmbunătățită față de cea aplicată în mod curent în cadrul laboratorului de Hidraulică,

în scopul micșorării la maxim a erorilor comise pe parcursul experiențelor.

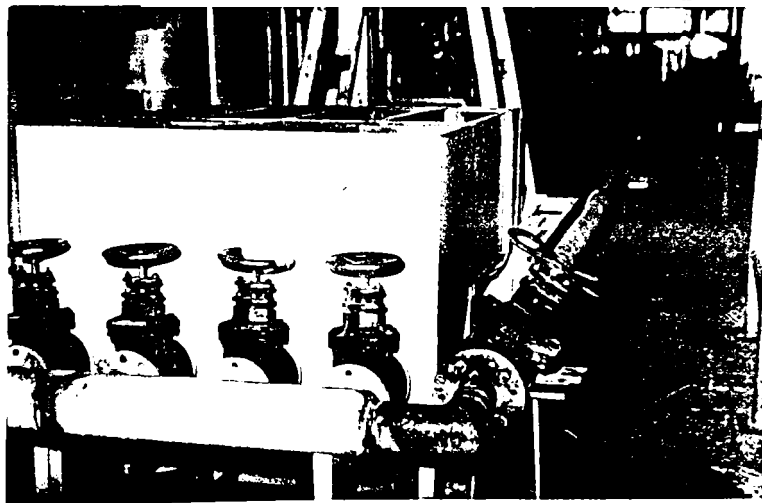
IV.1. Determinarea experimentală a rugozității conductelor de aducțiune

Valoarea rugozității a fost obținută în mod indirect, pe baza relației :

$$\Delta h = \lambda \frac{L}{d} \frac{v^2}{2g} = \lambda (R_{e,k}) \frac{L}{d} \left(\frac{Q}{\frac{\pi d^2}{4}} \right)^2 = \frac{1}{2g} \quad (4.1)$$

măsurînd pierderea de sarcină longitudinală Δh , debitul Q , distanța dintre prize L , diametrul interior d și temperatura apei T , determinînd prin calcul valoarea coeficientului λ și apoi a rugozității k . Cele două tronsoane de conductă, au fost detașate din cele două aducțiuni, după efectuarea măsurătorilor privind oscilațiile în castelele de echilibru, fiind intercalate succesiv în circuitul hidraulic al standului prin intermediul unor îmbinări cu flanșe. Ele au fost astfel alese, încît să nu prezinte, pe toată lungimea lor, corderoane de sudură transversale sau alte elemente geometrice care să determine apariția unor pierderi locale de sarcină.

Standul în sine, a fost racordat la circuitul hidraulic închis al laboratorului de Hidraulică, fiind alimentat de la bazinul de nivel constant (la o sarcină statică de circa 9 m coloană de apă), prin intermediul unui sistem de conducte cu dia-



FOTO

des
metre crescînde de la 9" la 6", 5", 105 mm respectiv a 5 caturi

și 2 vaze, necesare reglării debitului. Partea finală a standului, cuprinzând ultima vană, zona de racord a tronsoanelor studiate și bazinul de măsură al debitelor, este prezentată în fotografiile 1 și 2.



FOTO 2

Partea finală a standului o constituie bazinul de măsură a debitelor, realizat din tablă de oțel cu grosimea de 1,5 mm, rigidizată pe contur cu profil cornier, fiind conceput în ideea asigurării distanțelor de minim 4 h (h sarcina pe deversor), de la creasta deversorului până în secțiunea de măsurare a fiecărui nivel, respectiv de la această în amonte până la ultimul grătar de liniștire (placă perforată cu găuri de 6 mm). Bazinul este prezentat prin intermediul unor vederi și secțiuni în figura 4.1.

Secțiunea verticală finală a bazinului permite atașarea unor profile deversante de forme diferite în funcție de mărimea debitelor, în scopul măririi preciziei de măsurare. Pentru a elimina neuniformitatea curgerii apei în bazin, datorită deformării tablei în cazul realizării unor nivele de apă apropiate de partea superioară a bazinului, fapt remarcat la primele experiențe, s-a căptușit interiorul acestuia cu plăci de PAL, ajungându-se la o lățime de 0,453 m. Realizarea unei suprafețe libere a apei în bazin fără ondulații, s-a obținut după mai multe încercări, prin instalarea unei bucăți de placaj plutind la suprafața apei, articulată față de ultimul grătar al bazinului prin 2 bucăți de sirmă, placajul având lățimea apropiată de gabaritul interior al bazinului. Reperarea suprafeței libere a apei s-a făcut cu ajutorul unui limnometru de tip B82, prevăzut și cu semnalizare electrică, la care,

pentru diminuarea efectului tensiunii superficiale a apei în

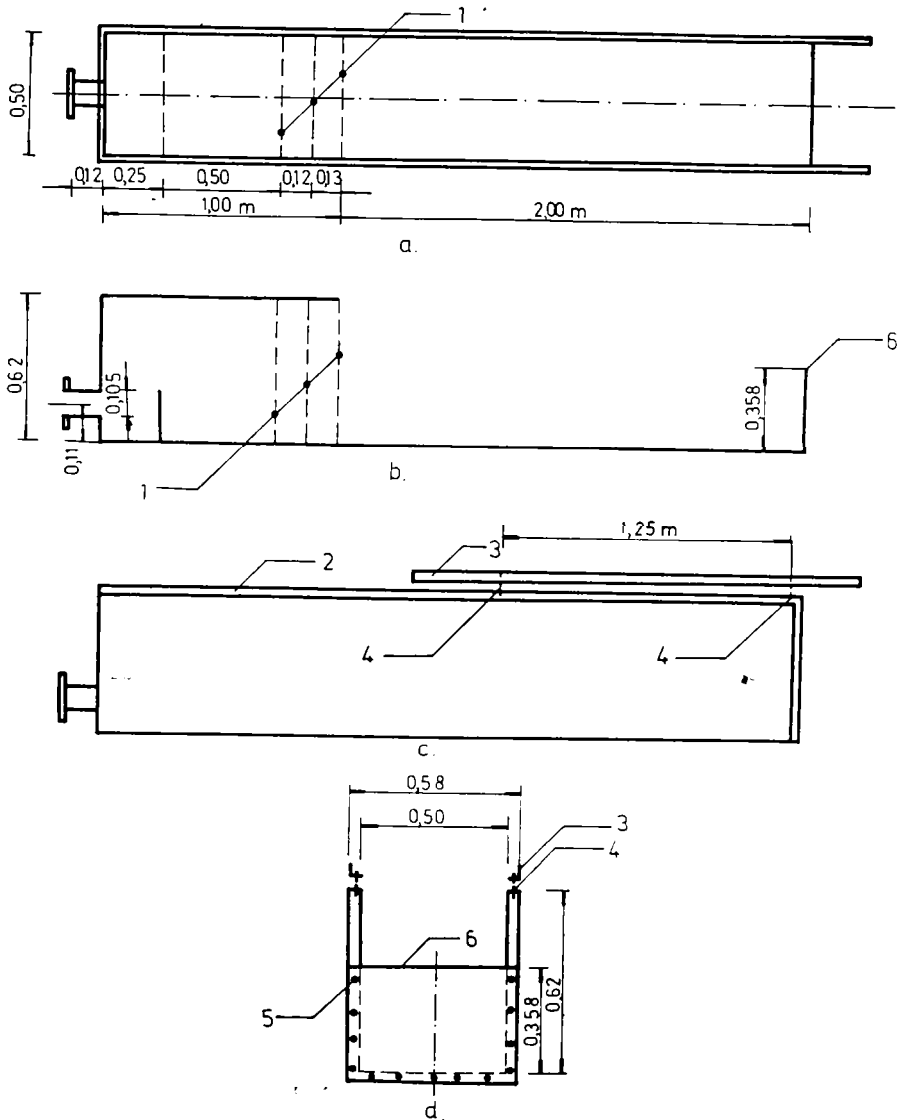


FIG.4.1. Bazinul de măsură a debitelor
a-vedere în plan; b-secțiune longitudinală;
c-vedere laterală; d-vedere aval.
1-grătare; 2-profile de rigidizare a bazinului;
3-șine de rulare; 4-șuruburi de calare;
5-șuruburi de fixare devorsor; 6-crăastă devorsor.

jurul vârfului- senzor, s-a înlocuit vârful original printr-un ac de seringă. Nivelele au fost reperate, potrivit sistemului de măsură al limnimetrului cu precizia de 0,001 m. Limnimetrul a fost

montat pe un cărucior, prevăzut cu role, în scopul deplasării în lungul bazinului pe două șine de ghidare prevăzute fiecare cu șuruburi de calare necesare verticalizării tijei limnimetrului.

Un al doilea sistem mecanic, a permis deplasarea comandată a limnimetrului pe direcția transversală, conform fotografiei 3.

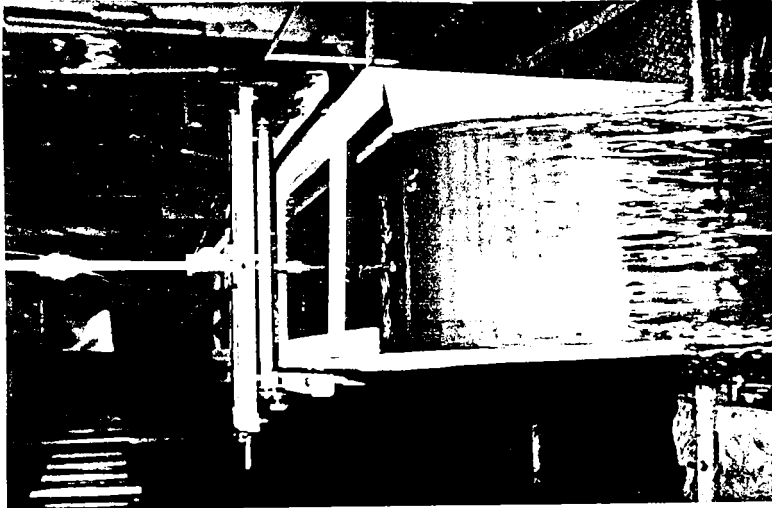


FOTO 3

Nivelul crestei deversorului a fost reperat zilnic, înainte și după efectuarea experiențelor. Pentru a corecta imposibilitatea practică de orizontalizare perfectă a șinelor de ghidare, fapt rezultat și din modul lor de fabricație, s-au determinat erorile introduse prin translatarea limnimetrului între secțiunea de măsură și creasta deversorului prin reperări ale nivelului liber, static, al apei din bazin. Pe baza a mai mult de 10 translații succesive, s-a introdus un coeficient de corecție atașat sarcinii deversorului, notat cu ε_{T^v}

Profilul deversor folosit în cazul acestui stand, a fost dreptunghiular, cu perete subțire, fără contracție laterală, fiind realizat din tablă grosă de 5 mm, dintre care 2 mm, constituie zona orizontală a crestei, restul grosimii fiind prelucrat la un unghi de 45° față de orizontală.

Condiția D.Cioc, respectiv :

$$h > \frac{C}{0,67} = 4,48 \text{ mm}$$

a fost îndeplinită de valorile h , obținute prin măsurători.

In consecință, debitul a fost calculat cu relația Rehbock, (Gr.Mateescu, /149/ :

$$Q = \frac{2}{3} \mu b h \sqrt{2 gh} \quad (m^3/s, \quad h \text{ in } m) \quad (4.2)$$

$$\mu = (0,6035 + 0,0813 \cdot \frac{h}{p} + \frac{0,00009}{p}) (1 + \frac{0,0011}{h})^{3/2} \quad (4.3)$$

$$p = 0,335 \text{ m} ; \quad b = 0,453 \text{ m} ; \quad g = 9,81 \text{ m/s}^2 \quad (4.4)$$

care pentru 0,80 m > h > 0,03 m, conduce la erori mai mici de 1 %.

Temperatura apei a fost determinată cu ajutorul unui termometru cu mercur, avînd un interval pe scală de 3 mm, corespunzător unui grad Celsius, fapt care a permis aprecierea temperaturilor cu precizie de 0,1 °C.

Pe parcursul unui regim s-au citit valorile inițiale și finale ale temperaturii apei, adoptîndu-se în calcule valoarea medie. Determinarea pierderii longitudinale de sarcină Δ h, s-a făcut pe bazareperării nivelului liber al apei în două secțiuni ale conductei, cu ajutorul unor tuburi piezometrice din sticlă, racordate la prizele montate în conductă la nivelul diametrului orizontal, pe aceeași parte a conductelor, prin intermediul unor furtune din cauciuc folosite uzual în laborator, (fotografia 4) ;

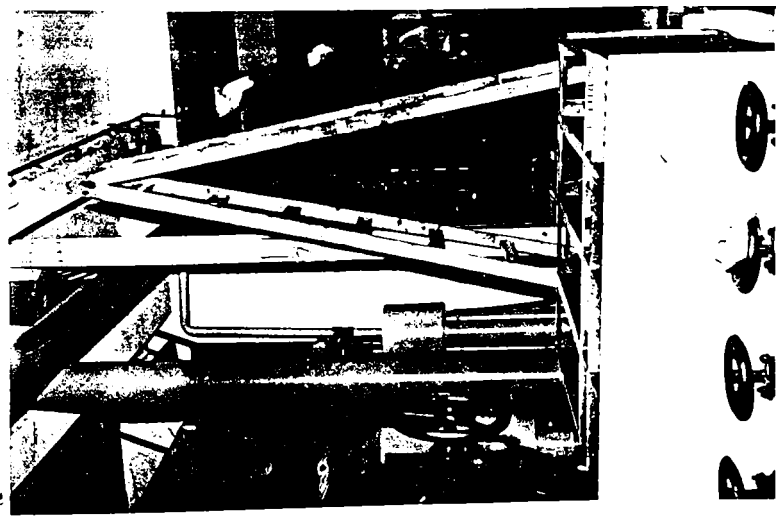


FOTO 4

Sistemul de referință ales în raportarea nivelului a fost arbitrar. Regimurile studiate s-au considerat stabile în momentul

in care cel puțin două citiri consecutive la limnometru, au indicat aceeași valoare. Deoarece în tuburile piezometrice, nivelul liber al apei nu s-a menținut constant, s-au reperat valorile extreme, luându-se în calcule valorile medii.

IV.1.1. Experiențe efectuate pe conducta cu diametrul interior $d=0,0534$ m

Conform figurii 4.2., în stand s-a introdus un tronson cu lungimea de 390 cm (între flanșe). În figură, prin 1 și 2 s-au

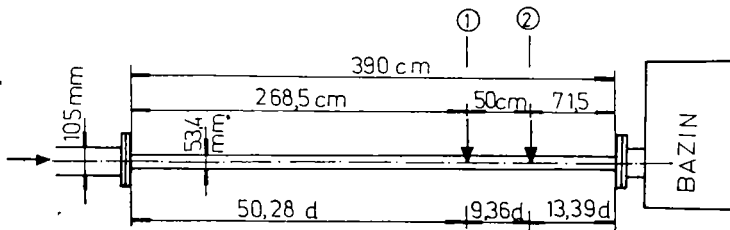


FIG. 4.2

notat cele două prize (amonte și aval). Poziția primei prize față de cea mai apropiată perturbare geometrică din amonte, a fost aleasă

respectându-se indicațiile :

$$\begin{aligned}
 l_s &= 1,57 \cdot d (Re_d)^{1/4} && \text{(S.Hâncu)} \\
 l_s &= 50 d && \text{(Cr.Mateescu)} \\
 l_s &= (40 \dots 50) d && \text{(D.Cioc)}
 \end{aligned}
 \tag{4.5}$$

căci :

$$50,28 d > l_s$$

iar pentru regimurile studiate, formula S.Hâncu conduce la valori de (34...36) d. Distanțe dintre prize este $L = 0,5$ m. În consecință, rezultatele măsurărilor sînt prezentate în tabelul 4.1. iar cele bazate pe prelucrarea acestora, în tabelul 4.2.

În aceste tabele s-au folosit următoarele notații :

C_i cota citită la limnometru în secțiunea de măsură ;

$$h_{dev} = C_i - C_o$$

C_o cota crestei deversorului, ($C_o = 45,02$ cm) ;

h sarcina de calcul pe deversor,

$$h = h_{dev} + \varepsilon_T \quad (\varepsilon_T = 0,0000)$$

Numărul redus de regimuri studiate, este motivat de dorința de a se obține valori $Re \sqrt{\lambda} \cdot K$ cât mai mari, încadrabile în regimul turbulent pătratic, în condițiile imposibilității obținerii unui debit mai mare. În tabelul 4,2, valorile k_p sînt calculate pe baza relațiilor :

TABELUL 4.1

Regim	Data	Ora	C _i	h _{dev} cm	h _i m	Temp. apă T		h ₁ (amonte)			h ₂ (aval)			Δh cm	
						min. °C	max. °C	med. °C	min. cm	max. cm	med. cm	min. cm	max. cm		med. cm
101 a	31/XII	9,20													
	1985	9,35	5103												
		9,45	5097												
		9,50	5099												
		9,55	5099	5,97	0,0597	11,2	11,3	11,25	78,65	78,90	78,675	28,9	29,6	29,25	49,425
102 a	---	9,55													
		10,10	5094												
		10,15	5094												
		10,20	5094												
		10,25	5094	5,92	0,0592	11,6	11,7	11,65	75,1	75,5	75,30	27,8	28,45	28,125	47,175
103 a	---	10,25													
		10,45	5087												
		10,50	5087												
		10,55	5087	5,85	0,0585	12,0	12,1	12,05	72,80	72,95	72,875	26,35	26,55	26,45	46,425
104 a	---	10,55													
		11,10	5115												
		11,15	5116												
		11,30	5116	6,14	0,0614	12,5	12,6	12,55	85,65	85,85	85,75	32,40	32,60	32,50	53,25
105 a	---	11,30													
		11,45	5057												
		11,55	5059												
		12,00	5059	5,57	0,0557	12,8	12,9	12,85	61,65	62,05	61,85	21,0	21,2	21,1	40,75
106 a	2/I	10,10													
	1986	10,20	5089												
		10,30	5088												
		10,50	5088	5,86	0,0586	12,2	12,3	12,25	70,60	70,80	70,70	24,90	25,10	25,00	45,70

$$k_p = \frac{d}{2.10^4 \varphi} \quad (4.6)$$

$$\varphi = \left(\frac{1}{\sqrt{\lambda}} - 1,74 \right) \cdot 0,5$$

derivând din relația Nikuradze - Th.V.Kármán. Ele prezintă o dispersie destul de mare (cca. 10 % între valorile extreme).

Ținând cont de numărul lor redus, s-a considerat că nu este indicat un calcul statistic, rezultând în consecință valoarea medie :

$$k_p = \frac{\sum k_{pi}}{6} = 0,369 \text{ mm} \Rightarrow \frac{d}{k_p} = 144,715$$

Deoarece $(Re \sqrt{\lambda} K_p)_{\min} = 278,85 > L_2(C_{Re}) = 200$
și

$$(Re \sqrt{\lambda} K_p)_{\min} = 278,85 \approx L_2(C_{v_*}) = 282,84$$

rezultă că încadrarea calculelor în domeniul turbulent pătratic este corectă.

Intru-cît așa cum s-a menționat în Capitolul III, integrarea sistemului de ecuații diferențiale se va face prin aplicarea relației Colebrook - White la calculul lui λ , rezultă că introducerea, ca valoare inițială de calcul, a unei rugozități determinate pe baza relațiilor (4.6) nu este corectă, avînd drept consecință obținerea unor pierderi de sarcină longitudinale diferite de cele reale. Pentru acest motiv, s-au calculat și valorile k_t din tabelul 4.2. pe baza relației (4.7) și a programului HD01, rezultînd valoarea medie $k_t = 0,358 \text{ mm}$,

$$k_t = 3,71 \cdot d \left(10^{-\frac{1}{2\sqrt{\lambda}}} - \frac{2,51}{Re \sqrt{\lambda}} \right) \quad (4.7)$$

care va fi introdusă ca valoare ^{primară} în calculul oscilațiilor referitor la standul avînd aducțiunea cu diametrul interior de $d = 0,0534 \text{ m}$.

IV.1.2. Experiențe efectuate pe conducta cu diametrul interior $d = 0,105 \text{ m}$

Poziția conductei (executată din oțel galvanizat), în cadrul standului este prezentată în figura 4.3. iar rezultatele măsurătorilor și cele obținute prin prelucrarea acestora, în tabelele 4.3 și 4.4.

TABELUL 4.3

Regim	Data	Ora	C _i	h _{dev} cm	h _v m	Temp. apă T			h ₁			h ₂			Δh cm
						min. °C	max. °C	med. °C	min. cm	max. cm	med. cm	min. cm	max. cm	med. cm	
107b	4/1	9,25													
	1986	9,40	5791												
		9,45	5792												
		9,50	5792												
		9,55	5792	1291	0,1293	12,2	12,3	12,25	41,05	41,25	41,15	15,4	15,60	15,5	25,65
108b	---	9,55													
		10,10	5796												
		10,15	5798												
		10,20	5800												
		10,25	5800	12,99	0,1301	12,7	12,8	12,75	44,65	44,85	44,75	18,50	18,60	18,55	26,20
109b	---	10,25													
		10,35	5784												
		10,45	5782												
		10,55	5782	12,81	0,1283			13,00	37,85	38,15	38,00	12,85	13,15	13,0	25,00
110b	---	10,55													
		11,05	5800												
		11,10	5801												
		11,15	5802												
		11,25	5802	1301	0,1303	13,2	13,3	13,25	46,50	46,65	46,575	20,25	20,50	20,375	26,20

TABELUL 4.2

Regim	μ	Q	v ₀	ρ	Re	λ	K _p	K _t
		m ³ /s	m/s	10 m ² /s			10 ⁻⁴ m	10 ⁻⁴ m
101a	0,6354228	0,0124003	5,5366369	1,265131	233705	0,0337824	3,76842	3,659196
102a	0,6354437	0,0122452	5,46756	1,2513497	233323	0,0330667	3,52272	3,411474
103a	0,6354771	0,0120293	5,37118	1,2378048	231717	0,0337195	3,74649	3,635972
104a	0,6353692	0,0129326	5,7745133	1,2211976	252505	0,0334562	3,65536	3,556115
105a	0,635662	0,011793	4,99163	1,2114017	220037	0,0342648	3,94071	3,825175
106a	0,6354721	0,0120601	5,3849348	1,2311192	233572	0,0330236	3,50819	3,397108

In cadrul acestui grup de experiențe :

$$C_0 = 45,01 \text{ cm}^2$$

$$\epsilon_T = 0,0002 \text{ m}$$

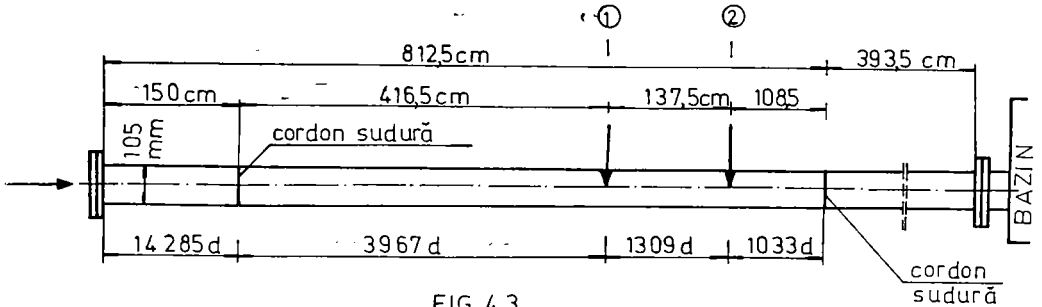


FIG. 4.3

Poziția prizei 1 față de cordonul de sudură din amonte verifică numai condiția S.Hănou, fiind în apropierea limitei infe-

TABELUL 4.4

Regim	μ	Q	v_0	ψ
		m^3/s	m/s	$10^{-6} m^2/s$
107 b	0.6432702	0.0400129	4.6209609	1.2311192
108 b	0.6434168	0.0403941	4.6649844	1.2146533
109 b	0.6430877	0.0395385	4.5661739	1.2065505
110 b	0.6434535	0.0404896	4.6760133	1.198533
Regim	Re	λ	K_t	
			$10^5 m$	
107 b	394114	0.0179973	5.4537	
108 b	403262	0.0180379	5.56861	
109 b	397371	0.0179647	5.41057	
110 b	409652	0.0179529	5.44462	

rioare indicată de relația D.Cioc. Distanța dintre prize este $L = 1,375 \text{ m}$.

Valorile k_t prezentate în tabelul (4.4) au condus la valoarea medie :

$$k_t = \frac{\sum k_{ti}}{4} = 0,0547 \text{ mm} \Rightarrow \frac{d}{k_t} = 1919,56$$

respectiv :

$$Re \sqrt{\lambda K_t} \in [27,44 ; 29,329]$$

IV.2. Studiul experimental al oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice.

IV.2.1. Descrierea instalațiilor

Așa cum s-a menționat, experiențele au fost efectuate pe 2 instalații (standuri) de castele de echilibru. primul denumit "Instalație - platformă exterioară" iar cel de-al doilea "Instalație - laborator C.H.". S-a apelat la ambele standuri datorită dorinței de a extinde aria experiențelor, în condițiile unor geometrii diferite, atrăgând după sine printre altele, și ponderi diferite ale pierderilor locale respectiv longitudinale de sarcină.

IV.2.1.1. Instalația - platformă exterioară (A)

Vederea de ansamblu, în plan, este prezentată în figura 4.4. În timp ce fotografiile 5, 6, 7 prezintă rezervorul de nivel constant

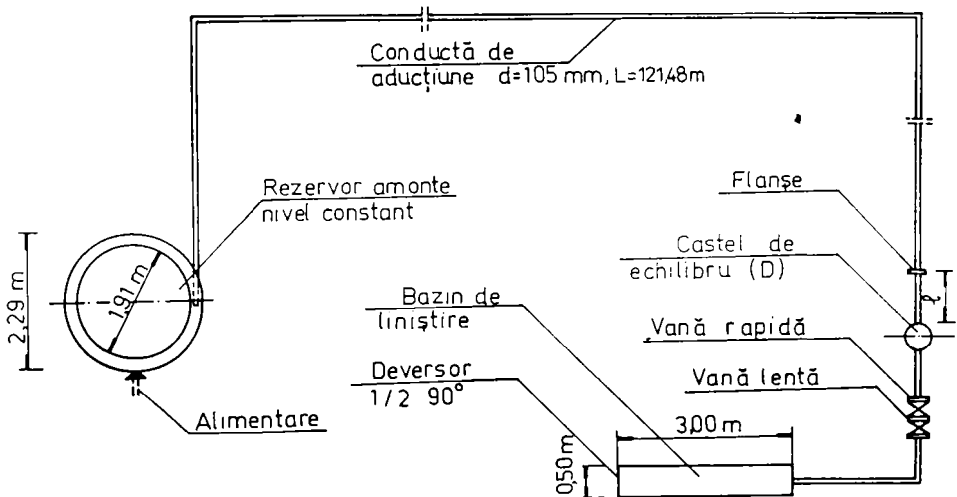


FIG. 4.4. Instalația - platformă exterioară (A)

și o parte a conductei de aducțiune, cele două modele de castele de echilibru și vana de închidere rapidă, manevrată manual.

Ultima parte a acestui stand formată din vana de reglare a debitului și bazinul de măsură a acestuia (același cu cel folosit la determinarea rugozității), nu apare în aceste imagini, fiind transferată (la ora preluării imaginilor) în laboratorul de Hidraulică pentru asamblarea standului necesar determinării rugozității-

Instalația se compune în principiu din :

- bazinul de nivel constant, cu un diametru interior de

1,91 m alimentat cu apă prin pompare din canalul Bega, raportul

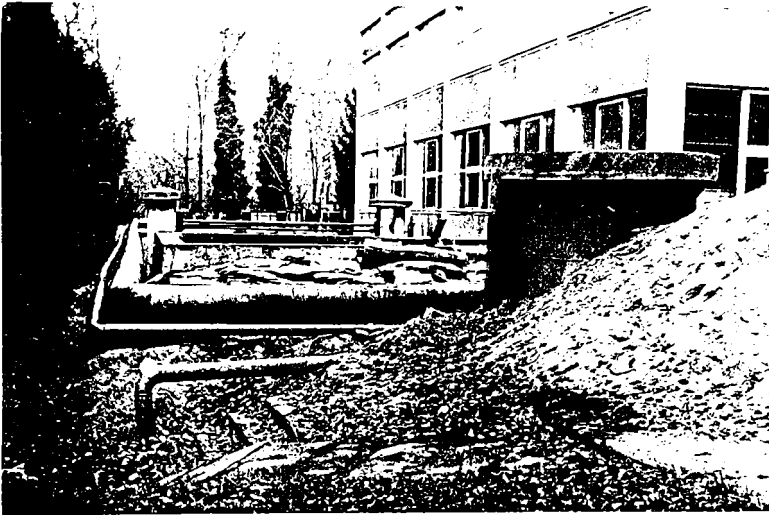


FOTO 5

secțiunii orizontale a bazinului față de secțiunea transversală a conductei fiind de 330,9 ;

- conducta de aducțiune, realizată din tuburi de oțel galvanizat cu diametrul interior de 0,105 m, îmbinate prin cordoane de



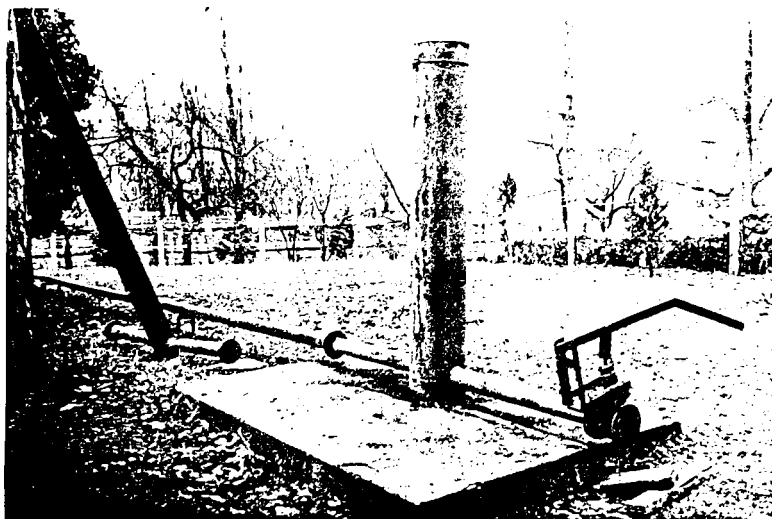
FOTO 6

sudură transversale avînd lungimea, între secțiunea de racord cu bazinul din amonte și secțiunea mediană a flangelor de racord cu castelele de echilibru, de 121,48 m. Conducta este prevăzută cu 3 ceteri în plan orizontal ;

- două variante de castele de echilibru cilindrice, realizate din țevi laminare de oțel cu diametrul interior de 0,205 m respectiv 0,357 m. Primul castel este racordat la aducțiune

printr-un tronson de conductă cu diametrul de 0,105 m, $l = 0,98m$, rezultând o lungime totală a aducțiunii $L = 122,46 m$, în timp ce

FOTO 7



la cel de-al doilea, $l = 1,16 m$ și $L = 122,64 m$. În cazul ambelor castele, racordul la aducțiunea este realizat conform figurii 4.5, în cazul căreia dimensiunile sînt indicate în cm ;

- vana pentru manevre rapide;
- vana pentru reglarea debitului ;
- bazinul de măsură a debitelor, amintit mai înainte ; dar fără căptușeala din PAL deoarece, datorită debitelor și vitezelor relativ mici, undulațiile nivelului apei în apropierea pereților laterali nu s-au mai manifestat.

În plus, s-a înlocuit profilul deversant dreptunghiular printr-un deversor cu perete subțire de formă triunghiulară de tipul "1/2.

90°", valoarea 1/2 reprezentînd raportul dintre jumătatea laturii orizontale a profilului triunghiular și înălțimea aferentă, formula de calcul a debitului fiind :

$$Q = 1,18125 \cdot C_d \cdot h^{5/2}$$

în care C_d reprezintă un coeficient dependent de sarcina h a

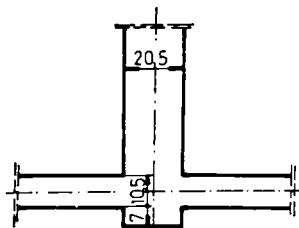
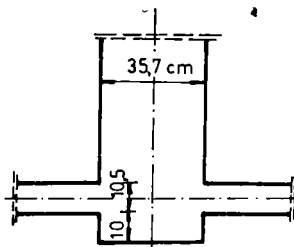


FIG.4.5. Detalii racord castele de echilibru- aducțiune.

deversorului, indicat tabelar pentru pasul de 1 mm al sarcinii h . Formula de calcul și valorile coeficientului (C_d), mi-au fost puse la dispoziție cu deosebită amabilitate de către tov.inginer Cîrlig (I.C.H.București). În tabelul 4.5 sînt indicate valorile h , C_d și Q pentru intervalul de variație, a sarcinii h , obținut în timpul experiențelor.

TABELUL 4.5

Sarcina h	C_d	Debit Q (dev. $1/2$ 90°)
m		m^3/s
0,144	0,5960	0,005539
0,145	0,5959	0,005635
0,146	0,5958	0,005732
0,147	0,5957	0,005830
0,148	0,5956	0,005929
0,149	0,5956	0,006029
0,150	0,5955	0,00613
0,151	0,5954	0,006231
0,152	0,5952	0,006334
0,153	0,5952	0,006437
0,154	0,5951	0,006542
0,155	0,595	0,006648
0,156	0,5949	0,006755
0,157	0,5948	0,006863
0,158	0,5948	0,006971
0,159	0,5947	0,007081
0,160	0,5946	0,007192
0,161	0,5945	0,007304
0,162	0,5944	0,007417

Poziția profilului deversant față de secțiunea transversală a bazinului, este prezentată în figura 4.6.

În aval de bazinul de măsură, prin intermediul circuitelor hidraulice existente pe platformă, s-a returnat apa în canalul Bega.

Experiențele au fost efectuate într-o perioadă lipsită de precipitații, apa circulată prin stand fiind limpede, captarea neintroducînd în stand debit solid. Așa cum reiese din prezentarea rezultatelor experimentale,

acest stand este caracterizat atît printr-o pondere mult mai mică a pierderilor locale de sarcină comparativ cu cele longitudinale cît și printr-o geometrie a castelului de echilibru mai favorabilă, în sensul respectării ipotezelor teoretice admise, comparativ cu standul din laborator. de C.H.C

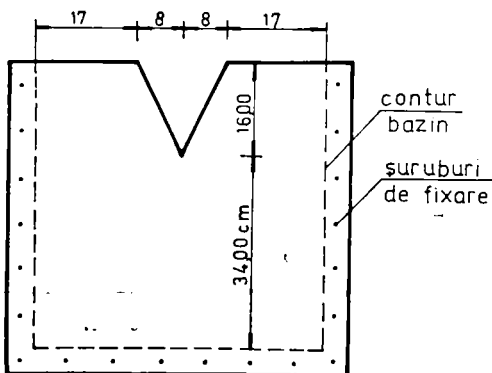


FIG. 4.6. Deversorul tip $1/2.90^\circ$
Vedere ayal

IV.2.1.2. Instalația laborator de Construcții Hidrotehnice
(B)

A fost proiectată de mine și realizată în anul 1974. Este prezentată, ca vedere în plan în figura 4.7., fiind compusă din :

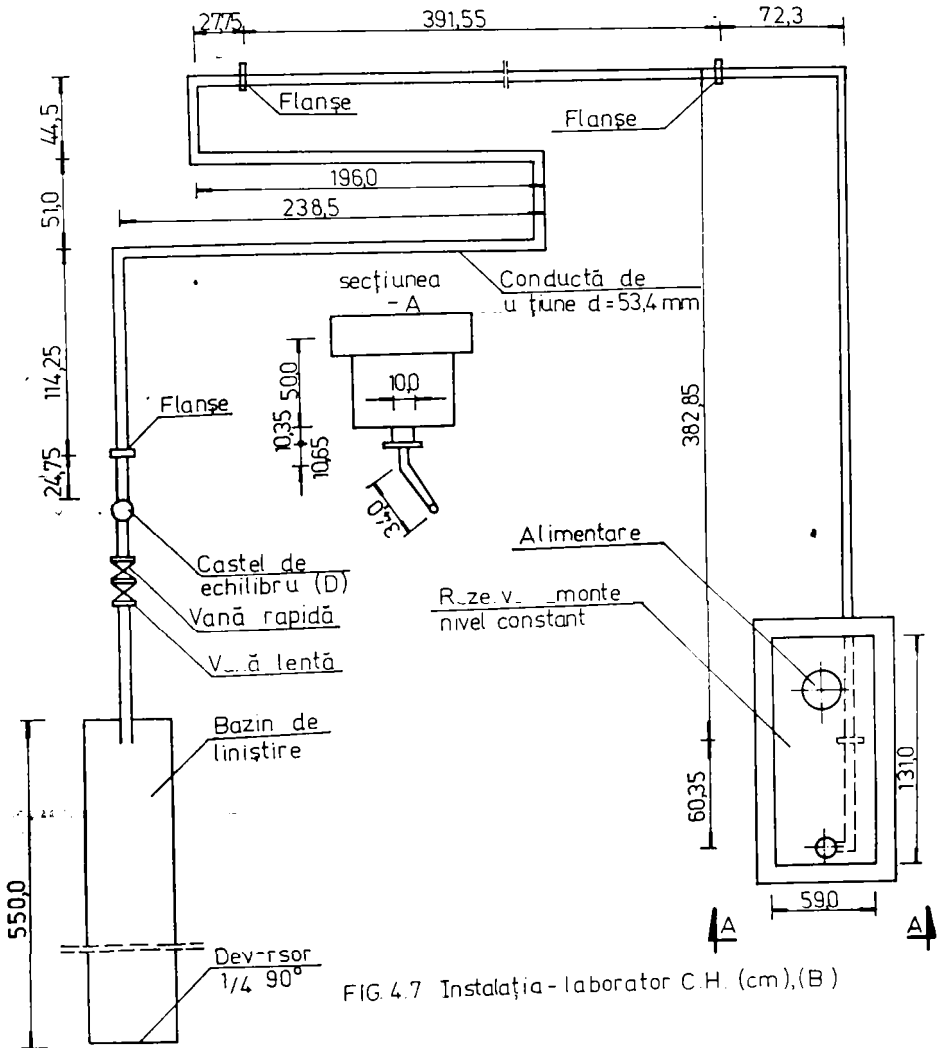


FIG. 4.7 Instalația-laborator C.H. (cm),(B)

- rezervorul de nivel constant, de formă dreptunghiulară (0,59 x 1,31 m), alimentat de la bazinul general de nivel constant al laboratorului de Hidraulică (raportul secțiunii orizontale față de secțiunea transversală a conductei fiind de 345,1) ;

- conducta de aducțiune, din țevă de oțel, cu diametrul interior de 0,0534 m, realizată pe baza a 8 coturi, 5 îmbinări cu flanșe și o reducere bruscă a secțiunii, cu lungimea totală,

între racordul la rezervor și axa castelului de 16,59 m.
Rugozitatea medie a conductei este $k = 0,358$ mm.

- două tipuri de castele de echilibru, realizate din plexiglas cu diametrele interioare de 9,09 respectiv 5,65 cm,

Racordul celor două castele la aducțiune s-a realizat conform figurii 4.8, respectiv a fotografiei 8 :

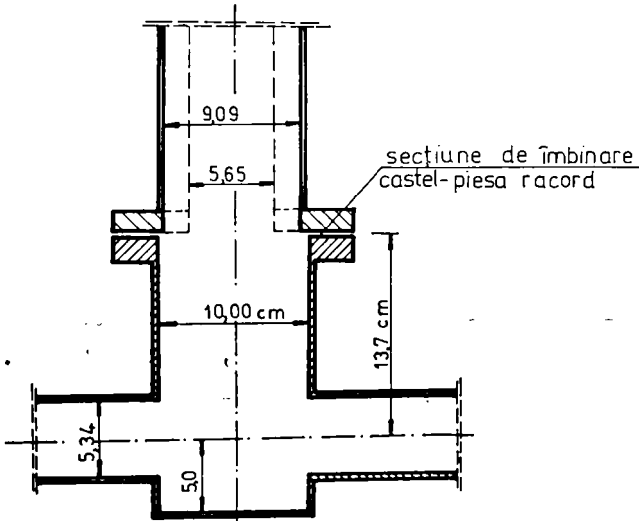


FIG.4.8. Piesă de racord
castel de echilibru

- vana pentru asigurarea manevrelor rapide (acționare manuală) :

- vana pentru reducerea debitului ;

- bazinul de liniștire, respectiv un canal dreptunghiular cu pereți laterali de sticlă, cu lungimea de 5,5 m și lățimea de 0,565 m, prezentat în

fotografia 9 :

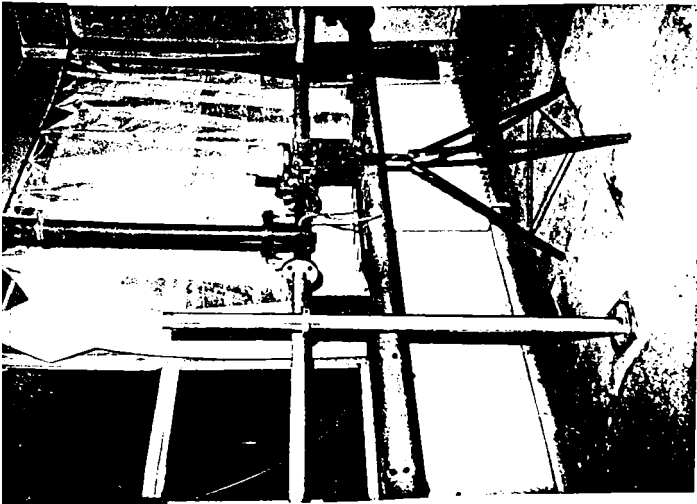
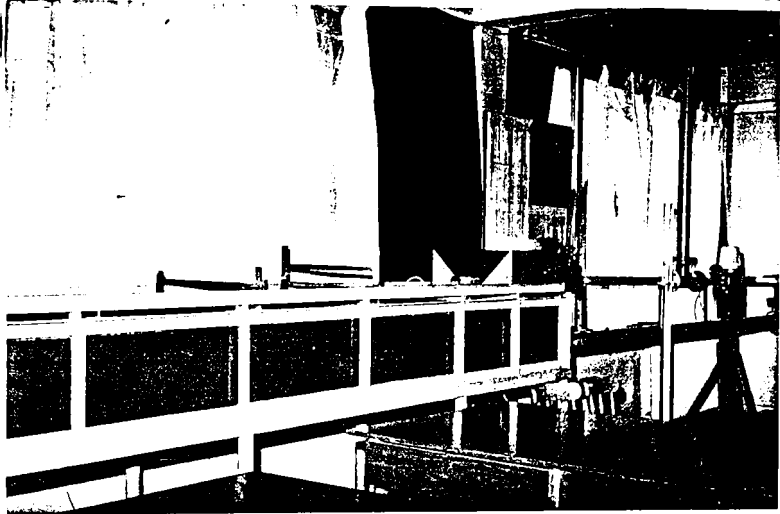


FOTO 8

Liniștirea oglinzii apei s-a asigurat prin intermediul a

FOTO 9



două grătare din lemn ca și a plăcii de placaj plutitoare ;
-- deversorul de formă triunghiulară, de tip " 1/4.90° " ,
montat conform fotografiei 10, respectiv figurii 4.9.

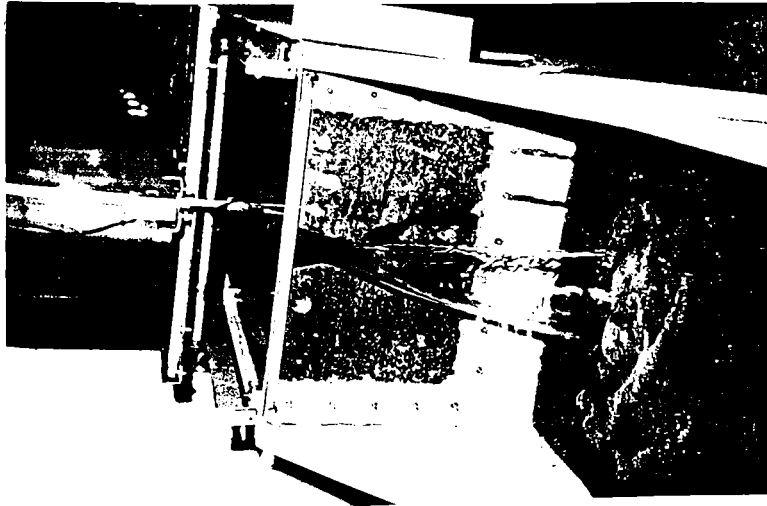


FOTO 10

in cazul căruia, formula de calcul a debitului este :

$$Q = 0,590625 \cdot C_d \cdot h^{5/2}$$

recomandată pentru sarcini cuprinse între 0,05 și 0,3 m,

(debite cuprinse între $0,000215 \text{ m}^3/\text{s}$ și $0,017267 \text{ m}^3/\text{s}$), în

tabelul 4.6, fiind indicate valorile h , C_d și Q , corespunzătoare intervalului de variație a sarcinilor h , rezultate în timpul experiențelor.

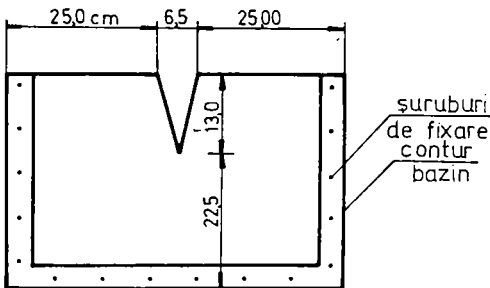


FIG. 4.9 Deversor tip 1/4 90°
Vedere, aval.

IV.2.1.2. Măsurători preliminare.

In afară de măsurătorile necesare calculului debitului s-au mai determinat:

- temperatura apei ;
- pierderea totală de sarcină în secțiunea castelului în regim permanent, fie cu ajutorul unui tub piezometric conectat cu castelul (în cazul varianteelor metalice), fie direct pe castel, în cazul castelurilor din plexiglas ;

- tipul de manevră al vanelor rapide, prin cronometrare manuală repetată, reținându-se în final valoarea medie ;

- temperatura aerului (cu rol orientativ);
- oscilogramele $z = z(t)$. Pentru înregistrarea acestora s-a folosit un montaj de aparate electronice format din:

- alimentator cu stabilizator de 24 V;
- traductor de presiune diferențial tip H.B.A.J.B 2

(două variante, unul cu sensibilitatea de 1 mm coloană de apă montat la standul B și celălalt cu sensibilitatea de 3 mm coloană

TABELUL 4.6

Sarcina h m	C_d	Debit Q (dev. 1/4 90°) m^3/s
0,096	0,6233	0,001051
0,097	0,6229	0,001078
0,098	0,6226	0,001106
0,099	0,6222	0,001133
0,100	0,6219	0,001161
0,101	0,6215	0,001190
0,102	0,6212	0,001219
0,103	0,6209	0,001249
0,104	0,6205	0,001278
0,105	0,6202	0,001309
0,106	0,6199	0,001339
0,107	0,6196	0,001371
0,108	0,6193	0,001402
0,109	0,6190	0,001434
0,110	0,6187	0,001466
0,111	0,6184	0,001499
0,112	0,6181	0,001533
0,113	0,6179	0,001566
0,114	0,6176	0,001601
0,115	0,6173	0,001635
0,116	0,6171	0,001670
0,117	0,6169	0,001706

- amplificator adaptor ;

- integritator - oscilograf tip 8 L 31.

Oscilogramele au fost înregistrate pe hîrtie fotosensibilă Azoscript cu lăţimea de 120 mm, în cadrul primelor experienţe făcîndu-se şi testarea acestui produs, la cererea producătorului (Intreprinderea Azomureş Tîrgu-Mureş).

IV.2.2. Determinarea în regim permanent a parametrilor caracteristici oscilaţiilor în castelele de echilibru

Măsurătorile au fost efectuate respectînd aceeaşi metodică aplicată la determinarea rugozităţii. Valorile măsurate direct, mai puţin debitul sînt prezentate în tabelul 4.7.

În cazul standului A, cota de referinţă a deversorului a fost $C_0 = 29,43$ cm iar coeficientul de corecţie a sarcinii deversorului a fost $\epsilon_T = -0,16$ cm pentru regimurile 1 şi 2 şi $\epsilon_T = -0,1$ cm pentru regimurile 3 şi 4. Diferenţa se explică prin aceea că montarea celui de-al doilea castel a necesitat deplasarea bazinei de măsură, nereuşindu-se calarea şinelor în poziţia anterioară. În cazul standului B, valorile menţionate au fost $C_0 = 42,12$ cm şi $\epsilon_T = 0,1072$.

În tabelul 4.8. sînt indicate valorile calculate pe baza celor anterioare, indicele " 0 " referindu-se la regimul permanent iniţial sau final, prin $(\sum \gamma_i)_0$, notîndu-se suma coeficienţilor pierderilor locale de sarcină în regim permanent, incluzînd şi pierderea de sarcină în ramificaţie. Pentru caracterizarea standurilor sînt indicate orientativ, separat, pierderile de sarcină longitudinale respectiv locale în aducţiune inclusiv raportul acestora. Surprinde desigur, diferenţa coeficienţilor pierderilor locale de sarcină în cadrul regimurilor 1 şi 2 faţă de 3 şi 4. Valoarea lor mai mică în a doua zi a măsurătorilor efectuate pe standul A a fost cauzată de demontarea unui grătar existent la intrarea în aducţiune, a cărui utilitate nu s-a considerat necesară. Pe baza datelor din cele două tabele anterioare se prezintă în tabelul 4.9 toate valorile iniţiale de calcul, constituind date de intrare în programele realizate şi aplicate în lucrare. Valorile rugozităţilor castelelor de echilibru s-au ales în funcţie de indicaţiile din bibliografie de specialitate. În cazul standului A coeficienţii pierderilor locale de sarcină în aducţiune pentru viteze pozitive şi negative s-au adoptat ca fiind egali cu valorile determinate în regim permanent, iar în cazul castelelor, egali cu zero. În cazul standului B, valorile $(\sum \gamma_i)_0$ au rezultat prin adăugarea la $(\sum \gamma_i)_0^+$ a unui coeficient de pierdere suplimentar, ţinînd cont de racordul diametrelor de 0,0534 şi 0,1 existent

TABELUL 4.7

Stand	Regim	Data	Temp. medie		C _i	h _{dev}	h	h ₀			Q
			apă °C	aer °C				min.	max.	med.	
A	1	24.XII.85	5,35	2,0	45,27	15,84	15,68	106,35	106,70	106,525	10 ⁻³ m ³ /s
A	2	---	5,15	2,5	---	---	---	---	---	---	6,84057
A	3	26.XII.85	4,25	5,6	45,68	16,25	16,15	115,1	115,35	115,22	---
A	4	---	4,30	6,0	---	---	---	---	---	---	7,36011
B	5	2.XI.85	9,0	8,9	53,605	11,485	11,5922	8,30	83,4	83,2	1,6676
B	6	6.XII.85	11,3	11,5	53,145	11,025	11,1322	6781	68,99	68,4	1,5099618
B	7	---	10,3	11,6	53,115	10,995	11,1022	6733	67,83	67,58	1,500027
B	8	14. XII.85	11,55	10,4	53,23	11,1	11,2172	7085	71,12	70,985	1,538358

TABELUL 4.8

Regim Stand	v ₀ m/s	γ 10 ⁻⁶ m ² /s	(Re) ₀		λ ₀	(Σ ξ _i) ₀	K ₀	h _L (long.)	h _L (loc)	h _L /h _L
			---	---						
1A	0,78999403	1,5000944	55296	0,022251239	7,5378035	1706838	0,8254808	0,2397692	3,4428	
2A	---	1,5092548	54961	0,022273296	7,5120286	---	0,8262969	0,2389493	3,458	
3A	0,849996	1,516055	57521	0,022109686	5,46509	15947555	0,9509517	0,2012482	4,725	
4A	---	---	---	---	---	---	---	---	---	
5B	0,7445958	1,3550581	29343	0,0357115	18,348299	15006595	0,3135128	0,5184871	0,6046684	
6B	0,6742075	1,2633954	28497	0,0357789	18,407927	15047659	0,2575255	0,4264744	0,6038475	
7B	0,66977	---	28309	0,0357943	18,437007	15064919	0,2542561	0,4215438	0,6031546	
8B	0,686887	1,256265	29197	0,0357201	18,421236	15045132	0,2668636	0,4429863	0,6024195	

TABELUL 4.9 a

Regim Stand	Manevră	T _{apă} °C	T _v sec	ADUCȚIUNE						K _a s ² /m	(Σ γ ₁) ₀	(Σ γ _g) ⁺ %	(Σ γ _g) ₀
				d m	f 10 ⁻³ m ²	K m.m	L m	Q 10 ³ m ³ /sec	h _a m				
0	I	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12	13
1A	D.	5,35	0,5	0,05	8,659	0,0547	122,46	6,84057	1,06525	1,7068838	7,5378035	7,5378035	7,5378035
2A	I.	5,15	-	-	-	-	-	-	-	-	7,5120286	7,5120286	7,5120286
3A	I.	4,25	-	-	-	-	122,64	7,36011	1,1522	1,5947555	5,46509	5,46509	5,46509
4A	D.	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5B	I.	9,0	-	0,0534	223,961	0,3581	16,59	1,6676	0,832	1,5006595	18,352307	18,352307	18,60782
6B	I.	11,3	-	-	-	-	-	1,5099618	0,684	1,5047659	18,407927	18,407927	18,65344
7B	D.	-	-	-	-	-	-	1,500027	0,6758	1,5064919	18,437007	18,437007	18,692502
8B	I.	11,55	-	-	-	-	-	1,538358	0,70985	1,5045132	18,421236	18,421236	18,67674

TABELUL 4.9 b

Regim Stand	CASTEL				R _s	ε _v	ε _z	Re _{cr}	
	D m	F 10 ³ m ²	K _c mm	H _c m					
0	14	15	16	17	19	20	21	22	23
1A	0,205	33,0063	15	1,657	0,0	3,81179	0,001	0,001	23,20
2A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
3A	0,357	100,0982	-	-	-	11,56	-	-	-
4A	-	-	-	-	-	-	-	-	-
5B	0,0909	6,48959	0,01	1,0555	0,01509	2,8976	-	-	-
6B	0,0565	2,50718	-	1,0595	0,23173	1,119475	-	-	-
7B	-	-	-	-	-	-	-	-	-
8B	0,0909	6,48959	-	1,0595	0,01509	2,8976	-	-	-

pe aducțiune. S-au introdus de asemenea coeficienți de pierdere locală la castele în funcție de variațiile bruste de secțiune existente. Aplicarea coeficienților Gardel-Rechsteiner s-a făcut numai în cazul regimurilor 6 și 7 considerând că raportul $R_g = 1,1194$ apropiat de valoarea 1, permite acest fapt.

Capitolul V. Interpretarea rezultatelor

V.1. Observații preliminare

Diagramele, de tipul celor care urmează a fi prezentate, prin care se compară curbe obținute prin calcule numerice și pe cale experimentală, sînt rezultatul mai multor etape ale cercetării care cuprind aspecte dependente de :

1. Modelul fizic respectiv matematic adoptat ;
2. Metodele numerice de calcul aplicate, (erorile introduse de acestea) ;
3. Modul de realizare a standurilor experimentale, prin prisma concordanței cu modelul fizic ;
4. Calitatea măsurării (adoptării) elementelor inițiale geometrice și hidraulice ;
5. Calitatea aparatului electronice și fidelitatea de redare a valorilor înregistrate ;
6. Precizia preluării coordonatelor curbelor $z = z(t)$ de pe materialul - suport ;
7. Precizia prezentării grafice a rezultatelor experimentale și numerice.

Primele două aspecte au fost tratate în capitolele anterioare restul urmînd a fi discutate în continuare.

3. Conform celor menționate la Capitolul IV. Standul A corespunde integral modelului fizic adoptat în timp ce standul B este deficitar prin modul în care este conceput racordul dintre aducțiune și castelele de echilibru, fapt care contribuie la introducerea unor diferențe suplimentare între curbele calculate și măsurate. Abaterile vor fi mai mici în cazul regimurilor 5B și 8B (diametre de racord ale castelului la piesa de îmbinare de la 9,09 cm la 10 cm), față de regimurile 6 B și 7 B (racord de la 5,65 la 10 cm)

4. În relațiile propuse la Capitolul III, apar următoarele tipuri de mărimi :

a) Mărimi avînd valori constante pe parcursul oscilației

a_1 . adoptate : $g = 9,81 \text{ m/s}^2$, k_c ;

a_2 . determinate prin măsurători directe : $L, H_c, d, D, T, T_v, h_0$;

a_3 . determinate prin calcul pe bază de măsurători : $f, F, k_g, v_0, Q_0, (\sum \varphi_1)_0$;

b) Mărimi avînd valori variabile în timp, rezultate prin calcul pe baza formulelor propuse :

$$\alpha_c, \beta_g, \beta_c, \lambda_g, \lambda_c, \epsilon, h_r, (\sum \xi_g)^+, (\sum \xi_g)^-, (\sum \xi_c)^+, (\sum \xi_c)^-$$

Exceptând valorile T_v , h_r și coeficienții pierderilor locale din grupa b, se consideră că restul valorilor sînt determinate pe baza unei erori mai mici de 1 %.

Pentru a stabili dacă valori T_v , oscilînd în jurul lui 0,5 sec pot influența sensibil primul respectiv un extrem oarecare, se prezintă datele din tabelul 5.1. (obținute cu programul HDO5), calculate corespunzător regimului 2 A (figura 5.3.).

TABELUL 5.1

T_v (sec)	ϵ (sec)	z_1 (cm)	h_r (sec)	z_2 (cm)
0,5	36,63	3348	4'8,52	433
0,7	36,77	3347	4'8,95	434
1,0	37,01	3348	4'8,95	434
1,3	37,20	3347	4'8,95	434
1,5	37,20	3347	4'8,95	434

TABELUL 5.2

Regim	V_r	T (sec)	T_v / T
2A	30,15	43,34	0,011
3A	9,2	75,53	0,0066
5B	6,88	13,91	0,035
6B	21,57	86,45	0,0578
8B	8,06	13,91	0,035
1A	30,15	43,34	0,011
4A	9,2	75,53	0,0066
7B	21,93	86,45	0,0578

În plus, pe baza concluziilor desprinse de la paragraful II.6, și a valorilor din tabelul 5.2., rezultă că erorile introduse eventual de valoarea $T_v = 0,5$ sec, sînt de asemenea mai mici decît 1 %.

Referitor la calculul pierderii de sarcină în ramificație (h_r), s-a mizat pe posibilitatea aplicării coeficienților Gardel și Rechsteiner.

Din păcate, prin compararea rezultatelor obținute rezultă că această soluție nu poate fi acceptată.

În consecință, neavînd nici o posibilitate de exprimare analitică corectă a variației în timp a pierderii h_r și a coeficienților $(\sum \xi_g)^+$, $(\sum \xi_g)^-$, $(\sum \xi_c)^+$ și $(\sum \xi_c)^-$, s-a admis că :

- nu se individualizează pierderea de sarcină în ramificație, ea urkînd a fi înglobată în pierderile din aducțiune ;

- coeficienții pierderilor locale în aducțiune și cîștel în regim turbulent, sînt constanți pe parcursul oscilației avînd ca valori, pe cele obținute în regim permanent, în regim laminar, pierderile locale fiind, fie egale cu zero (varianta 1. Ion), fie că se calculează asemănător regimului turbulent (varianta 2. Ion).

Este de așteptat ca aceste două accepțiuni să constituie cauze esențiale în ceea ce privește diferențele dintre rezultatele calculate și măsurate. Pentru a face în acest sens, o diferențiere a regimurilor studiate, se prezintă în tabelul 5.3., -

rapoartele procentuale ale pierderilor locale față de cele longitudinale. Din acest tabel rezultă că în cazul regimurilor 3A, 4A,

TABELUL 5.3:

Regimul	%
2A	28,92
3A	21,16
5 B	165,38
6 B	165,6
8 B	165,99
1A	28,79
4A	21,16
7B	165,79

1 A și 2 A (în această ordine), diferențele vor fi mult mai mari decât în cazul regimurilor realizate pe standul B.

5. Fidelitatea redării valorilor înregistrate a fost verificată comparându-se câteva amplitudini măsurate prin reperare pe tubul piezometric atașat castelelor de la standul A respectiv direct pe castelele de la standul B și compararea acestora cu valorile corespunzătoare

obținute de pe hîrtia înregistrată.

Intervalele de timp au fost verificate prin cronometrare manuală.

6. Figurile 5.1 ... 5.13 au rezultat prin mărirea, de 2...3 ori, după direcția axei z a amplitudinilor (măsurate pe hîrtie fotosensibilă), cu o precizie de 0,2 mm. După direcția axei t, pe aceeași hîrtie, timpul este marcat prin linii paralele distanțate la cca. 3 mm, corespunzător unei secunde.

7. Se consideră că eroarea maximă efectuată la reprezentarea punctelor în figurile menționate este de 0,5 mm.

V.2. Variante de calcul. Grafice comparative

Pentru a verifica ipotezele și relațiile propuse în teză, se prezintă în figurile 5.1 ... 5.13, rezultatele numerice obținute ca și cele măsurate.

Aceste rezultate sînt urmarea variantelor de calcul prezentate în continuare :

- Varianta a, realizată pe baza relațiilor fundamentale și a ipotezelor clasice, calculul valorilor semnificative făcîndu-se cu ajutorul relațiilor explicite de calcul. Curbele trasate cu linie continuă, constituie elemente de referință, deoarece ele corespund modelului matematic acceptat unanim în momentul de față; Programele de calcul folosite au fost : HDO4 (deschidere) și HDO5 (închidere) ;

- Varianta b, bazată pe aceleași relații și ipoteze, corespunde propunerii lui Ramponi. Calculul numeric este efectuat de asemenea pe baza relațiilor explicite. Rezultatele sînt marcate grafic prin simbolul "x". Programele folosite sînt : HDO7 (închidere) și HDO8 (deschidere) ;

- Varianta c, corespunde noilor relații și ipoteze prezentate în teză (§.4.), pierderile de sarcină în regia laminar

fiind neglijate. Rezolvarea ecuațiilor este făcută conform celor menționate la §.III.5., rezultatele fiind figurate prin simbolul "c".

Programul de calcul aplicat este HDO9.

- Varianta e, se deosebește de varianta c, prin aceea că pierderile locale de sarcină în regimul laminar sînt calculate asemănător regimului turbulent. Simbolul de reprezentare este "e" această variantă fiind figurată nimei legat de poziția punctelor extreme. Programul de calcul folosit este HDO9.

- Varianta f, în cadrul căreia pierderile de sarcină se calculează ca la varianta e, în schimb, referitor la relația 3.117, termenul de la numitor,

$$\beta_g \frac{L}{g} + \beta_e \frac{f}{F} \cdot \frac{H_c + z}{g}$$

este înlocuit prin $\frac{L}{g}$. Programul de calcul aplicat este HDO9.

În variantele c, e, și f, pierderea locală în ramificație este evaluată conform teoriei clasice, adică înglobată în pierderile locale din aducțiune. În grafice sînt menționate zonele în care, în castel și aducțiune, regimul de curgere este laminar, respectiv, caracteristici geometrice și hidraulice ale regimului studiat ca și coordonatele unor puncte caracteristice.

V.2.1. Grafice

Sînt rezultatul măsurătorilor și calculelor efectuate referitor la două standuri, și cîte două castele pentru fiecare stand, în cadrul manevrelor de închidere totală respectiv deschidere. S-au reprezentat curba referitoare la prima perioadă, din dorința de a evidenția aspectele legate de primul extrem, iar în cazul închiderii, punctele extreme corespunzătoare mai multor perioade, pentru a urmări evoluția în timp a fenomenului.

V.2.1.1. Cazul închiderii.

Caracteristic tuturor regimurilor studiate este faptul că, față de curbele calculate conform ipotezelor clasice, cele măsurate au extremele mai mici și decalate în sensul axei + t, fapt care este în concordanță cu rezultatele altor cercetători, (de exemplu, figura 1.).

Regimul 3 A Este efectuat pe standul influențat cel mai puțin de către parametrii neelucidați în teză (variabilitatea coeficienților pierderilor locale, inclusiv a celui în ramificație)

comparativ cu celelalte regimuri, motiv pentru care se consideră că și rezultatele sînt cele mai apropiate de cele așteptate. Influența inerției apei din castel este mică ($L_p/L = 1,0011$), iar ponderea pierderilor de sarcină locale în regim permanent este de-asemeni redusă (21.16 %, din pierderile longitudinale). În cadrul primei perioade, curba obținută corespunzător variantei c, este mai apropiată de cea măsurată decît curba variantei a, inclusiv prin amplitudinea și decalajul primului extrem, (figura 5.1.). Curba b (Ramponi) este identică cu curba clasică (la scara desenului), inclusiv în graficul extremelor (figura 5.2.). În cadrul acestuia, apropierea valorilor variantei c față de d este multumitoare, (mai bună comparativ cu variantele a și b). Totuși decalajul variantelor c și e (în avans față de d) crește, în condițiile în care, și în aducțiune, regimul laminar devine dominant. În fine, varianta f, încadrează valorile măsurate, în minus, atît ca amplitudini cît și ca timp.

Regimul 2 A. Se apropie, prin caracteristicile standului, de regimul 3 A, căci $L_p/L = 1,0035$ și $h_1 = 28,92\% h_L$ (figurile 5.3. și 5.4). Observațiile făcute asupra regimului 3A, rămîn în principiu valabile.

Regimul 5B Se referă la un stand cu curgere preponderent laminară atît în aducțiune cît mai ales în castel. Efectul inerției apei din castel este deja simțit căci $L_p/L = 1,022$, elementul caracteristic fiind însă pierderile de sarcină locale în aducțiune, predominante în regim permanent față de cele longitudinale ($h_1 = 165,4 \% \cdot h_L$), nesimetrice în raport cu cele două sensuri de parcurs a apei, în plus, apărînd și o pierdere locală de sarcină în castel (deasemeni nesimetrică). Urmările sînt evidente căci :

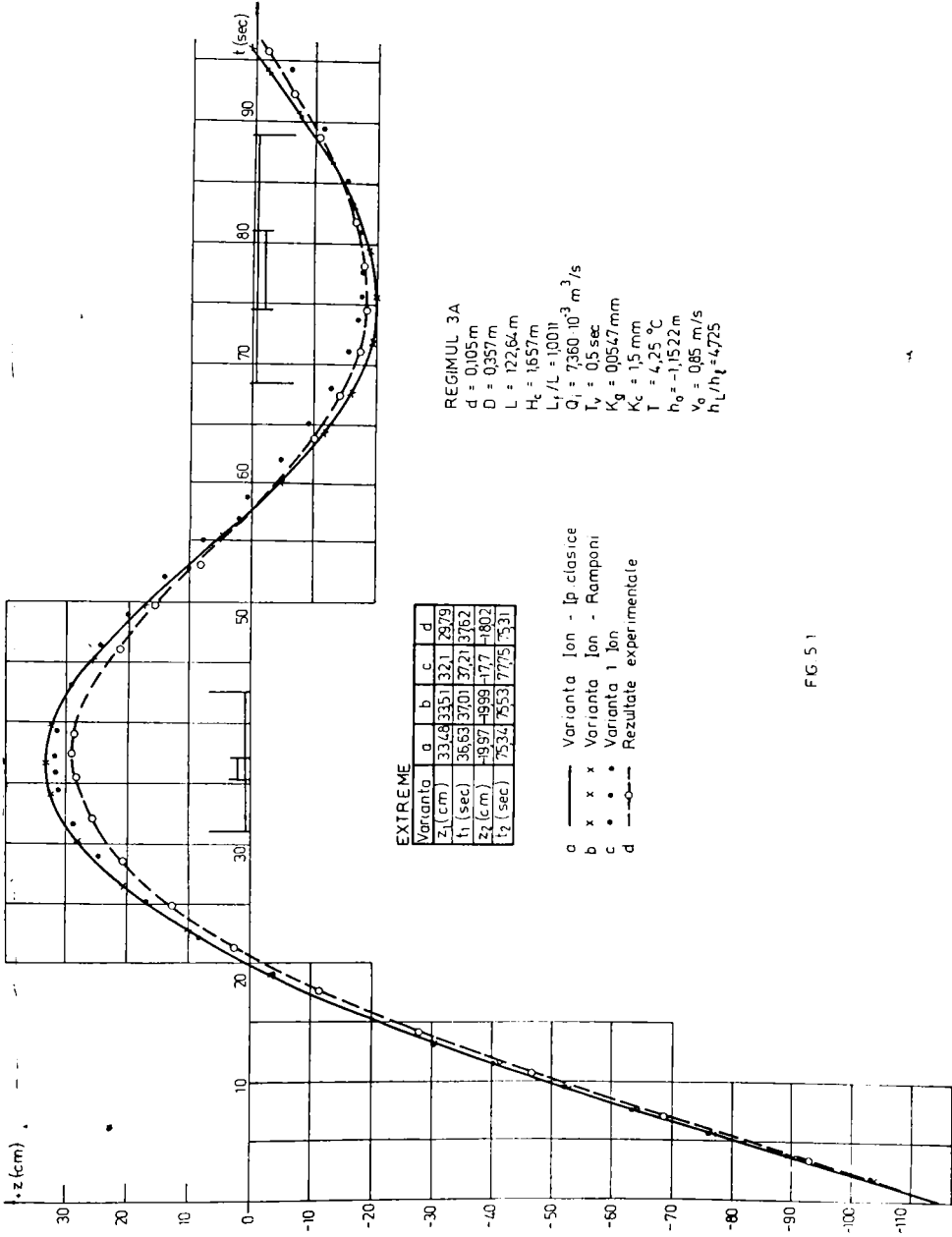
- efectul inerției apei din castel determină un decalaj în plus (atît ca timp cît și ca amplitudine) a extremelor variantei b față de a ;

- variantele c și f prezintă valori mult diferite față de cele măsurate comparativ cu variantele a și b, chiar dacă în varianta e, amplitudinile sînt mai mici ;

- extremele variantei f, încadrează cel mai bine valorile măsurate

Graficele acestui regim sînt prezentate în figurile 5.5 și 5.6

Regimul 8.B. A fost studiat pe același stand și același castel, ca și regimul 5 B. Chiar dacă unii dintre parametrii



EXTREME

Variantă	a	b	c	d
z_1 (cm)	33,68	33,51	32,1	28,79
t_1 (sec)	36,63	37,01	37,21	37,62
z_2 (cm)	-9,97	-9,99	-7,7	-10,02
t_2 (sec)	75,34	75,53	77,9	75,31

- a — Varianta Ion - Ip clasice
- b x x Varianta Ion - Ramponi
- c • • • Varianta 1 Ion
- d —○— Rezultate experimentale

REGIMUL 3A
 $d = 0,105$ m
 $D = 0,357$ m
 $L = 122,64$ m
 $H_c = 165,7$ m
 $L_1/L = 10011$
 $Q_1 = 7360 \cdot 10^{-3}$ m³/s
 $T_v = 0,5$ sec
 $K_g = 0,0547$ mm
 $K_c = 1,5$ mm
 $T = 4,25$ °C
 $h_0 = -1,1522$ m
 $V_0 = 0,85$ m/s
 $h_L/h_0 = 4,725$

FG 5 1

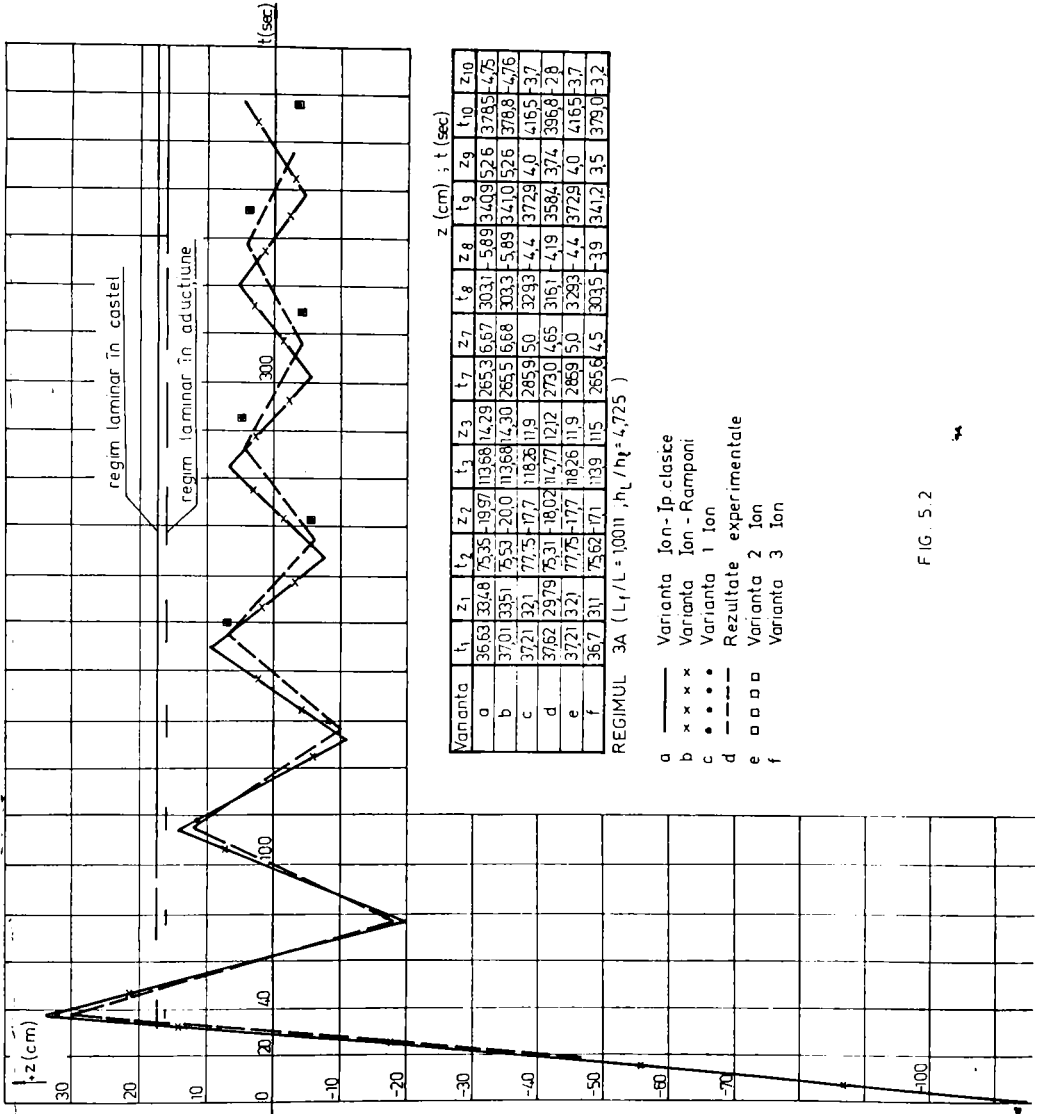


FIG. 5.2

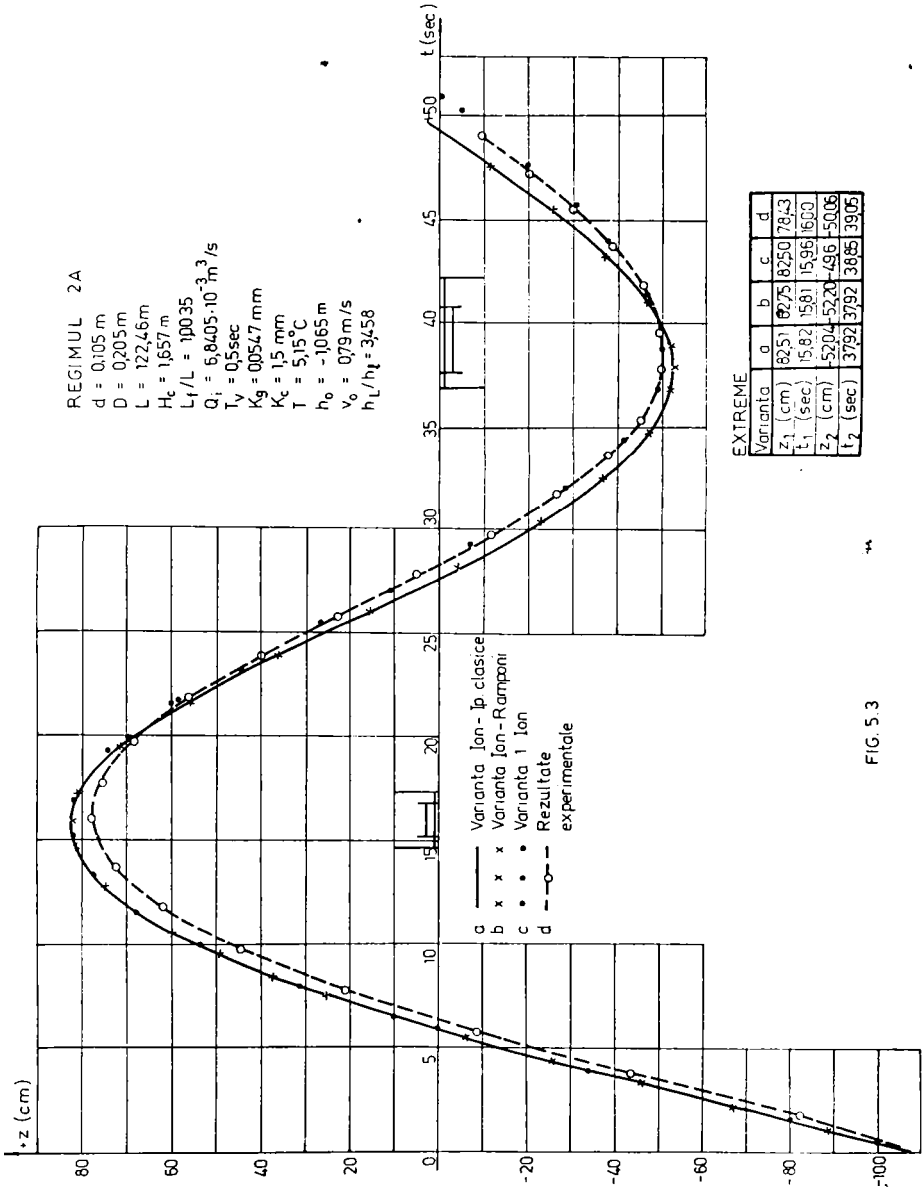
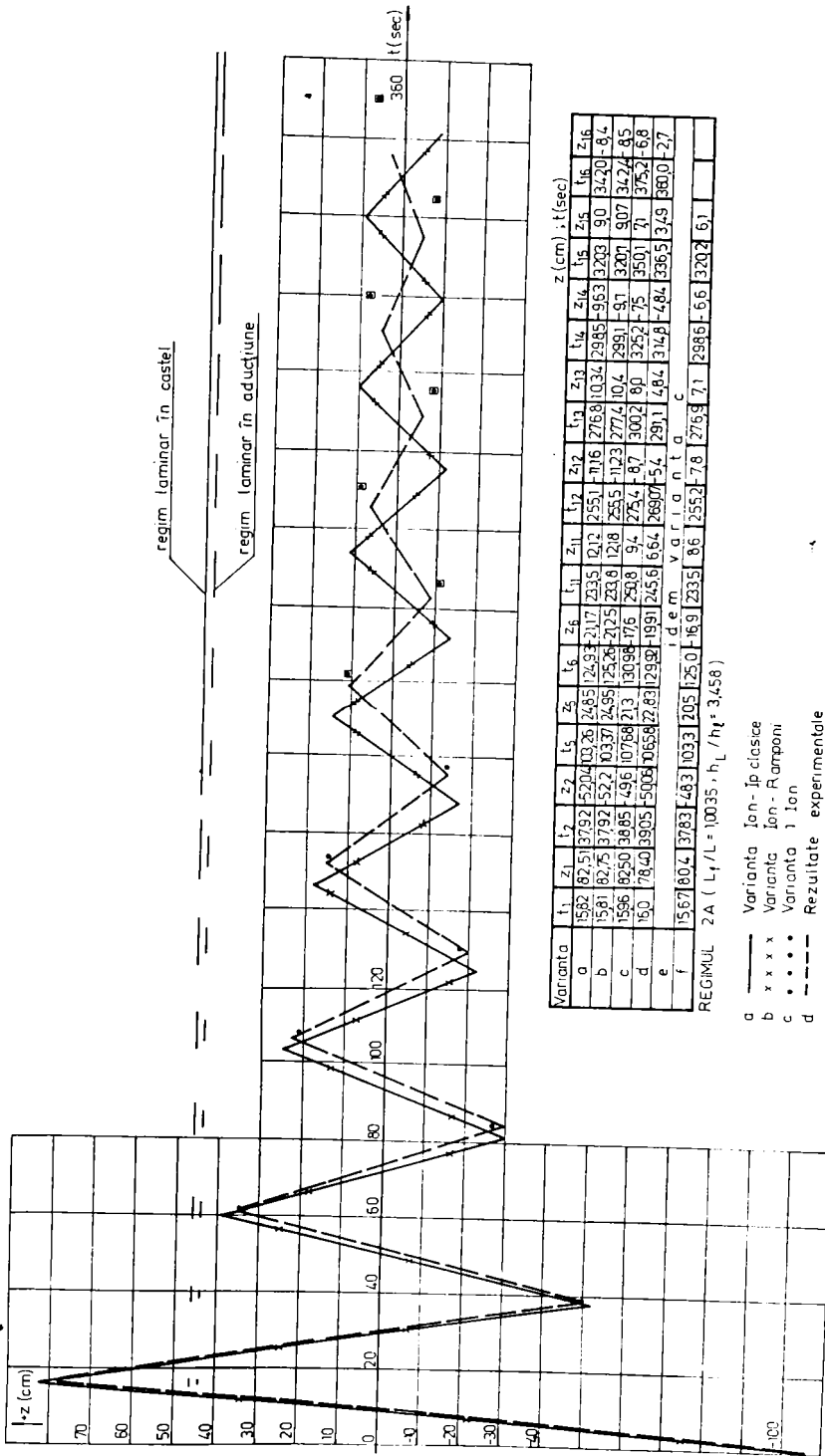


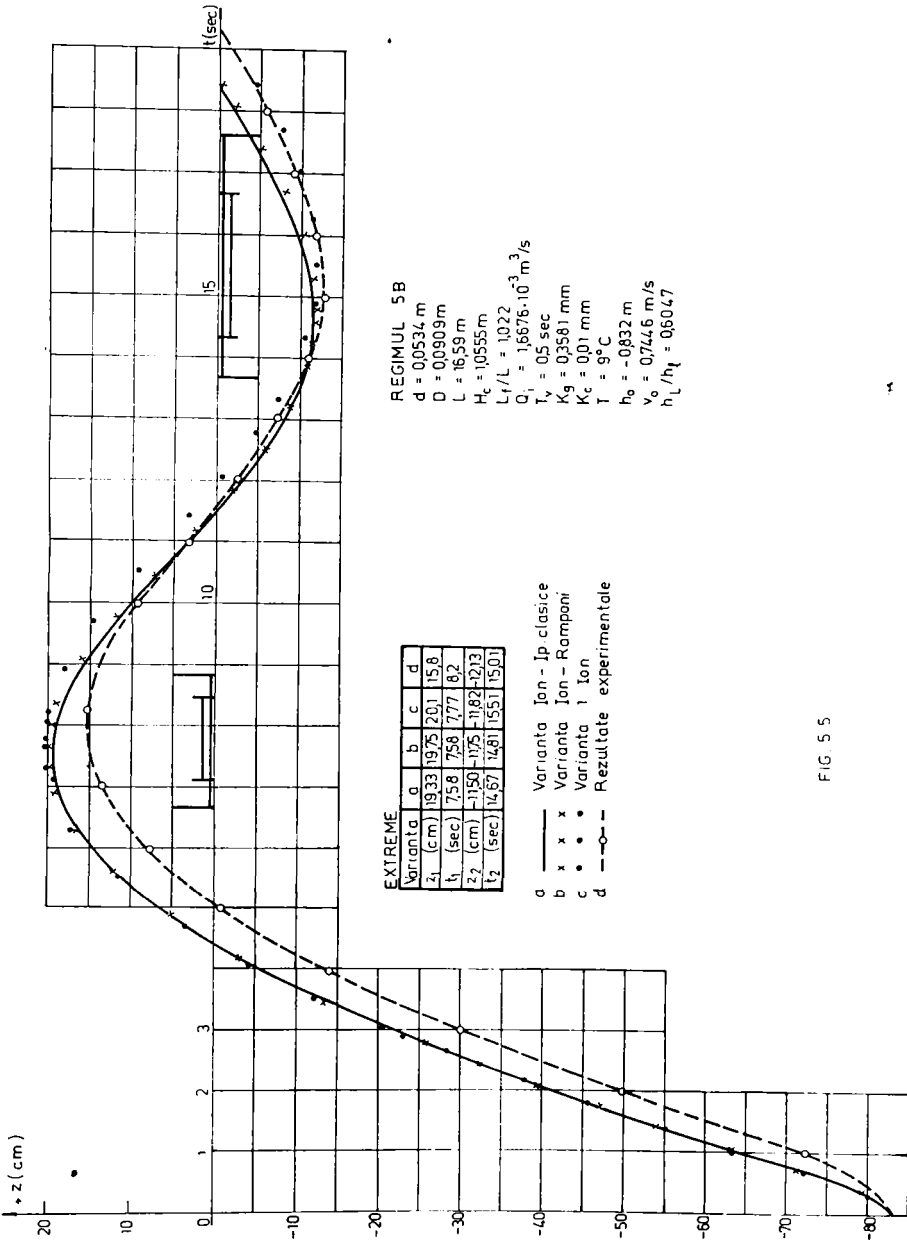
FIG. 5.3



Varianta	t ₁	z ₁	t ₂	z ₂	t ₃	z ₃	t ₄	z ₄	t ₅	z ₅	t ₆	z ₆	t ₇	z ₇	t ₈	z ₈	t ₉	z ₉	t ₁₀	z ₁₀	t ₁₁	z ₁₁	t ₁₂	z ₁₂	t ₁₃	z ₁₃	t ₁₄	z ₁₄	t ₁₅	z ₁₅	t ₁₆	z ₁₆			
a	1582	62.51	3792	5204	103.26	2485	124.93	2117	2335	121.2	2351	116	2768	103.4	2985	96.3	3203	90	3420	84															
b	1581	62.75	3792	522	103.37	2495	125.26	2125	2338	121.8	2355	112.3	2774	104	2991	97	3201	907	3424	85															
c	1586	62.50	3805	496	107.68	213	130.98	176	230.8	94	275.4	87	300.2	80	325.2	75	350.1	71	375.2	68															
d	160	78.40	3905	5006	106.58	22.83	129.92	1991	245.6	6.64	2690	5.4	2911	4.84	314.8	4.84	336.5	3.49	360.0	2.7															
e	1567	60.4	3783	483	103.3	205	125.0	169	233.5	86	255.2	78	276.9	71	298.6	6.6	320.2	6.1																	
f	1567	60.4	3783	483	103.3	205	125.0	169	233.5	86	255.2	78	276.9	71	298.6	6.6	320.2	6.1																	

- a - Varianta Ion- Ip clasice
- b - Varianta Ion- Ramponi
- c - Varianta 1 Ion
- d - Rezultate experimentale
- e - Varianta 2 Ion
- f - Varianta 3 Ion

FIG. 54



EXTREME

Varianta	a	b	c	d
z_1 (cm)	19.33	19.75	20.1	15.8
t_1 (sec)	7.58	7.58	7.77	8.2
z_2 (cm)	-1.50	-1.75	-1.82	-2.13
t_2 (sec)	14.67	14.81	15.51	15.01

- a Varianta Ion - Ip clasice
- b x x Varianta Ion - Rampani
- c • • • Varianta 1 Ion
- d - - - Rezultate experimentale

REGIMUL 5B

- $d = 0.0534$ m
- $D = 0.0909$ m
- $L = 16.59$ m
- $H_c = 1.0555$ m
- $L_f/L = 1.022$
- $Q_1 = 1.6876 \cdot 10^{-3}$ m³/s
- $T_y = 0.5$ sec
- $K_g = 0.3581$ mm
- $K_c = 0.01$ mm
- $T = 9^\circ\text{C}$
- $h_0 = -0.832$ m
- $v_0 = 0.7446$ m/s
- $h_L/h_t = 0.6047$

FIG 5.5

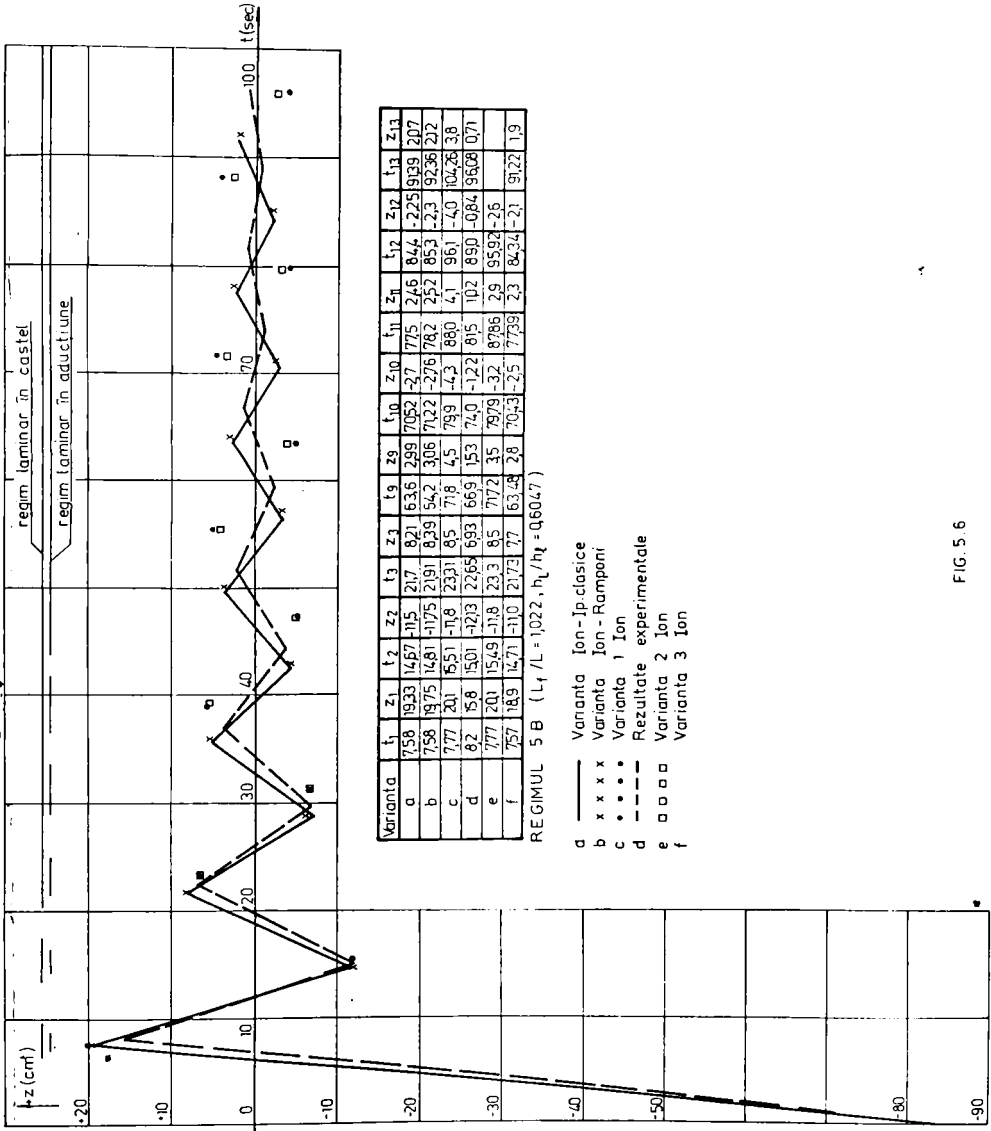


FIG. 5.6

- d ————— Varianta Ion-Ip-clasice
- b x x x x Varianta Ion-Ramponi
- c Varianta 1 Ion
- d - - - - - Rezultate experimentale
- e o o o o o Varianta 2 Ion
- f Varianta 3 Ion

inițiali sînt diferiți, ($h_1 = 155,99 \% h_L, H_c, v_0, T, h_0$), concluziile calitative sînt identice, (figurile 5.7 și 5.8.).

Regimul 6.B, Asemănător regimurilor 5B și 8 B prin prisma raportului dintre pierderile locale și longitudinale de sarcină în regim permanent, ($h_1 = 155,6 \% h_L$), se distinge prin cel mai mare raport $L_p/L = 1,057$ cu implicații directe asupra rezultatelor de calcul. Astfel :

- extremele variantei b sînt mai mari și decalate spre dreapta față de cele ale variantei a ;
- extremele variantelor c și e sînt de asemenea mai mari și decalate spre dreapta comparativ cu variantele a, b și mai ales d, (prin prisma amplitudinii) ;
- rezultatele variantei f, sînt cele mai apropiate de valorile măsurate (ca amplitudine) , din punct de vedere al timpului fiind însă decalate în urmă, figurile 5.9 și 5.10.

V.2.1.2. Cazul deschiderii

Toate graficele referitoare la această manevră sînt caracterizate prin diferențe cantitative și calitative ale valorilor determinate prin variantele de calcul aplicate comparativ cu cele măsurate decalajul în timp al curbelor (pentru aceleași valori), ajungînd uneori pînă la aproape dublu. Regimul laminar se menține în afacțiune la începutul oscilației pe un interval destul de mare de timp (fie T_L), fapt care subliniază ideea că pierderea de sarcină în ramificație, calculată conform cazului 7 din figura 3.5 are o influență preponderentă asupra desfășurării oscilației. Minima măsurat este în toate cazurile mai mic (în valoare absolută , decît cele calculate și decalat în față) .

Regimul 4 A Este caracterizat prin ($L_p/L = 1,001$ și $h_1 = 21,6 \% h_L$, fiind puțin influențat de inerția apei din canal și pierderile locale de sarcină în regim permanent, T_L fiind egal cu $0,06 T$ (T , reprezentînd perioada de calcul).

Curba măsurată, prezintă un singur extrem (minim), pe cînd cele calculate tind asimptotic către nivelul în regim permanent. Curbele variantelor a și b coincid. Valorile calculate în cazul variantei c prezintă o ușoară apropiere față de cele măsurate , neesențială însă.

Regimul 1 A Este recomandat prin $L_p/L = 1,0035$, $h_1 = 22,73$ și $T_L = 0,06 T$. Curba măsurată prezintă un singur extrem (minim), pe cînd cele calculate au un minim și nu maxim. Minima măsurat este mai mic și decalat în față, comparativ cu cele calculate.

Curbele variantelor a și b coincid, fiind apropiate și de varian-
ta f, în timp ce variantele c și e, conduc la valori minime mai
mari (în valoare absolută).

Varianta 7.B. ($L_f/L = 1,089$, $h_1 = 165,79 h_L$ și $T_L = 0,08 T$)
prezintă curbe calitativ asemănătoare, minimul măsurat fiind însă
mai mic și decalat în față, în raport cu cele calculate. Varianta
b conduce la valorile cele mai mari, fiind urmată de variantele
c și e. În varianta f, minimul este simțitor redus, fiind cel
mai apropiat de cel măsurat.

V.3. Influența parametrilor considerați asupra rezultatelor
numerice

În tabelul 5.4. se prezintă raportul valorilor măsurate la
cele calculate în cadrul ipotezelor clasice, referitoare la pri-
mul și al 10-lea extrem (ultimul fiind ales arbitrar) pentru ca-
zul închiderii respectiv primul extrem, în cazul deschiderii.

Rezultă abateri mari atât
ca amplitudini cât și ca decalaje.

Ipotezele menționate la în-
ceputul Capitolului III, diferite
față de cele clasice, introduse în
ideea că pot corecta aceste deca-
laje, au drept consecință recon-
siderarea :

- efectului inerției masei
de apă (din aducțiune și castel);

- variabilității pierderi-
lor de sarcină (longitudinale și locale - inclusiv în ramifica-
ție, în castel și aducțiune, în regim turbulent și laminar) ;

- influenței coeficienților α_c , β_c și β_g .

V.3.1. Efectul inerției apei

Considerarea în mod diferit, a inerției masei de apă în
mișcare, este evidențiată de forma matematică a numitorului
ecuației dinamice, exprimată conform algoritmului predictor -
corector și anume :

$$\frac{L}{g} , \text{ în cadrul relațiilor clasice ;}$$

$$\frac{L}{g} \left(1 + \frac{f}{F} \cdot \frac{H_c}{L} \right) , \text{ în cazul ipotezei Ramponi ;}$$

$$\frac{L}{g} \left(\beta_g + \beta_c \cdot \frac{f}{F} \cdot \frac{H_c + z}{L} \right) , \text{ în cazul ipotezelor acceptate în teză.}$$

TABELUL 5.4

Regim	$\frac{z_1^d}{z_1^a}$	$\frac{t_1^d}{t_1^a}$	$\frac{z_{10}^d}{z_{10}^a}$	$\frac{t_{10}^d}{t_{10}^a}$
3A	0,9	1,027	0,59	1,048
2A	0,95	1,011	0,653	1,048
5B	0,817	1,08	0,44	1,049
6B	0,778	1,177	0,691	1,052
8B	0,808	1,043	0,533	1,048
4A	1,068	—	—	—
1A	0,864	0,48	—	—
7B	0,894	0,595	—	—

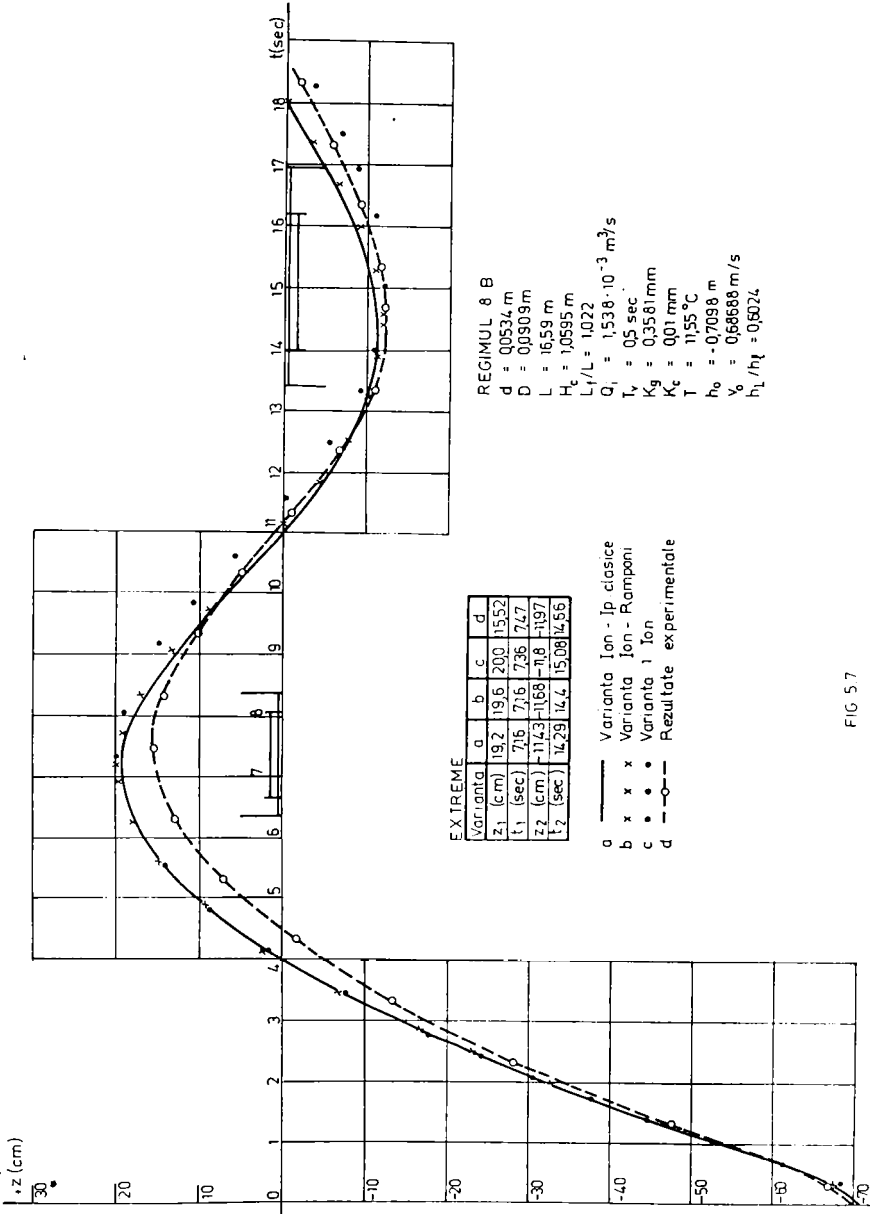
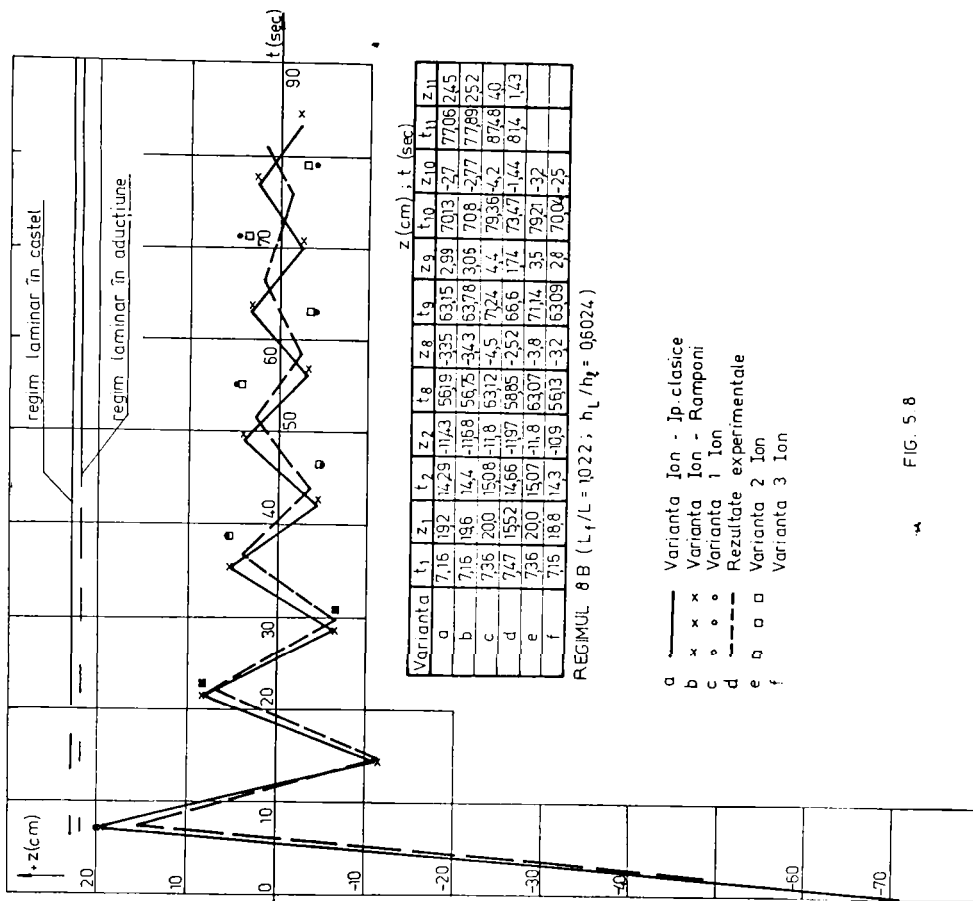


FIG 5.7



Varianta	t ₁	z ₁	t ₂	z ₂	t ₃	z ₃	t ₄	z ₄	t ₅	z ₅	t ₆	z ₆	t ₇	z ₇	t ₈	z ₈	t ₉	z ₉	t ₁₀	z ₁₀	t ₁₁	z ₁₁	
a	7,15	19,2	14,29	-17,3	56,19	-39,5	63,15	2,99	70,13	-2,7	77,09	24,5											
b	7,15	19,6	14,4	-16,8	56,75	-34,3	63,78	3,05	70,8	-2,77	77,89	25,2											
c	7,35	20,0	15,08	-11,8	53,72	-4,5	72,4	4,4	79,36	-4,2	87,48	4,0											
d	7,47	15,52	14,66	-19,7	58,85	-2,52	66,6	1,74	73,47	-1,44	81,4	1,43											
e	7,35	20,0	15,07	-11,8	63,07	-3,8	71,14	3,5	79,21	-3,2													
f	7,15	18,8	14,3	-10,9	56,13	-3,2	63,09	2,8	70,04	-2,5													

REGIMUL θ B (L_y/L = 10,22; h_L/h_z = 0,6024.)

- a — Varianta Ion - Ip clasice
- b x x x Varianta Ion - Ramponi
- c o o o Varianta I Ion
- d - - - - Rezultate experimentale
- e □ □ □ Varianta 2 Ion
- f Varianta 3 Ion

FIG. 5.8

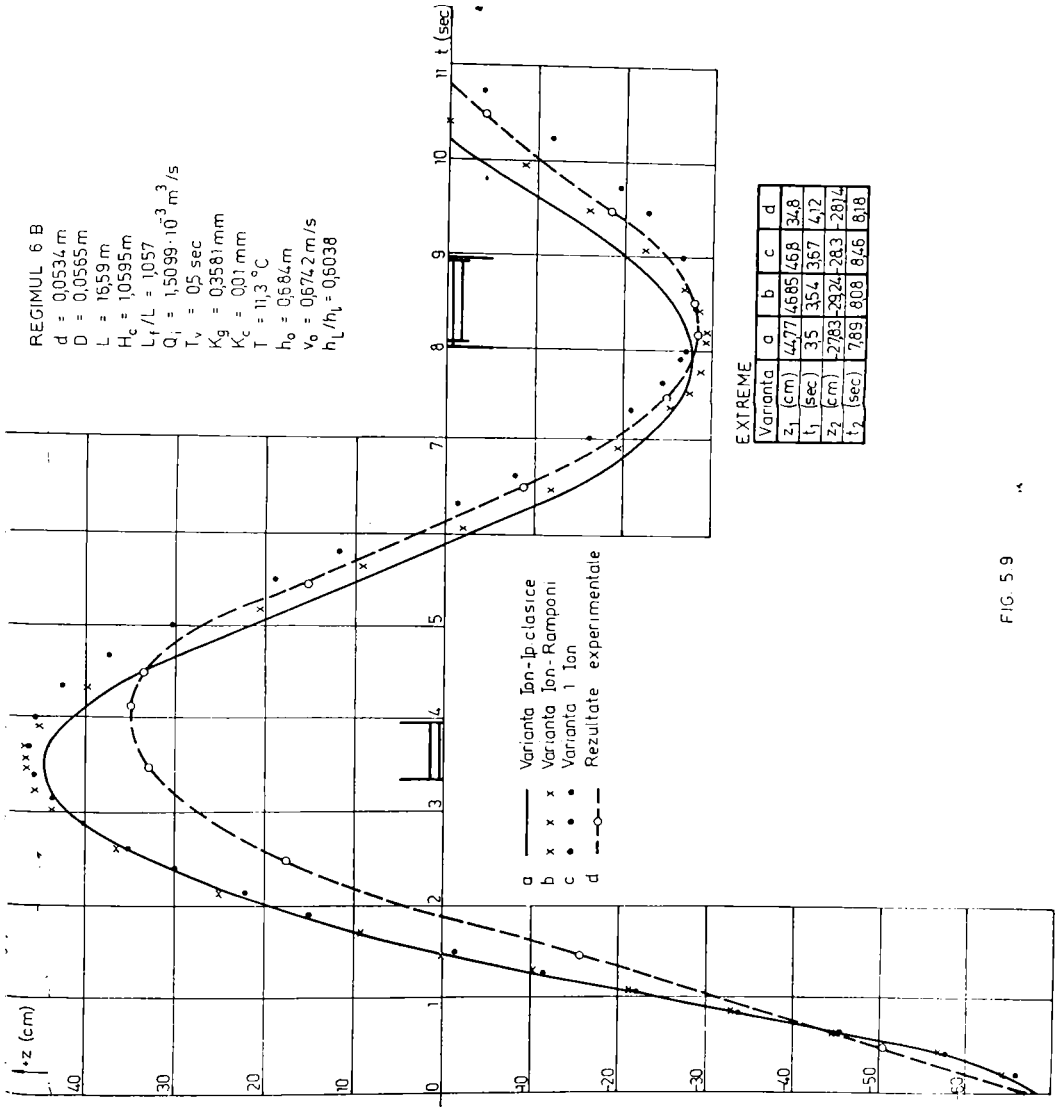


FIG. 5.9

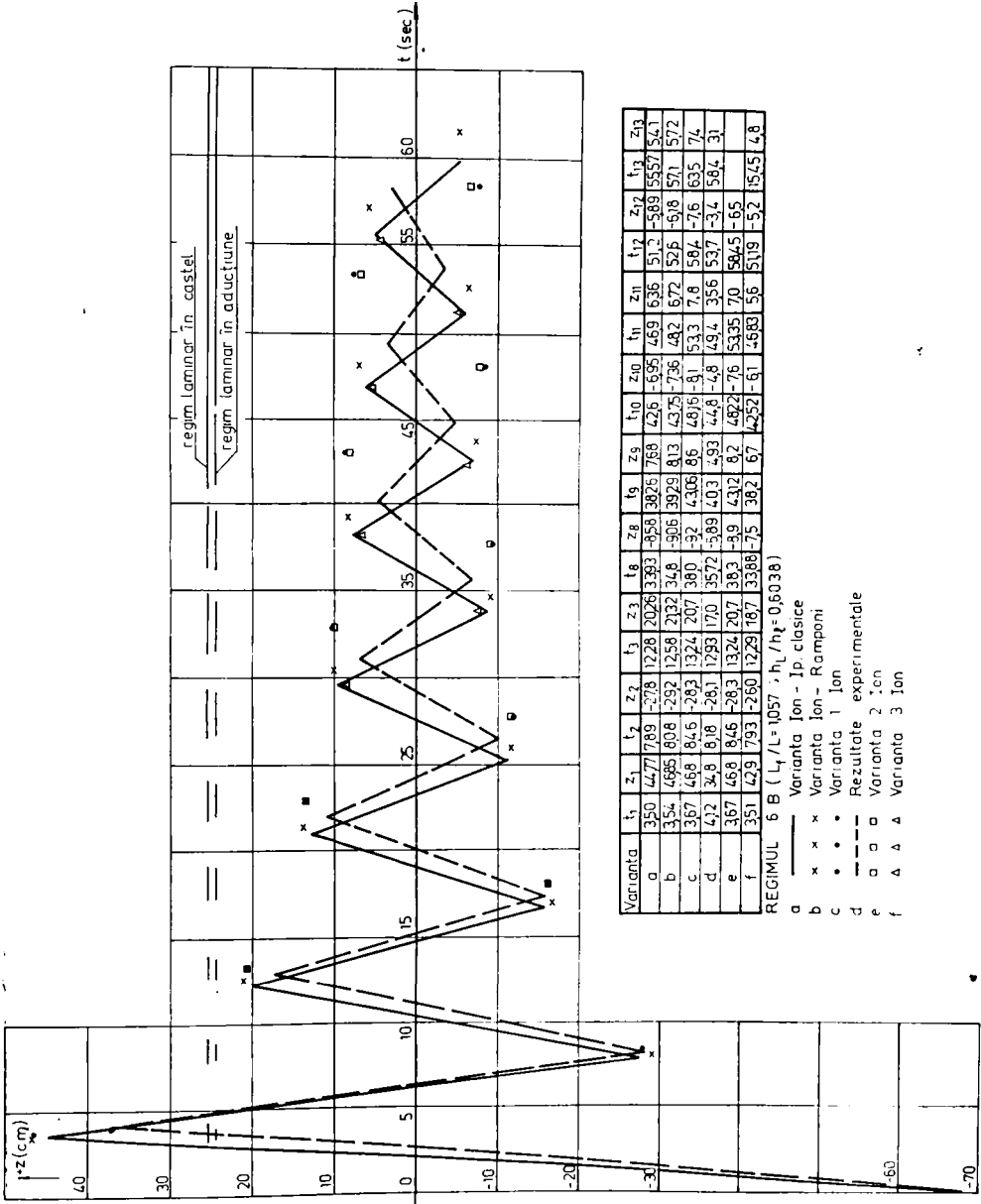


FIG. 5.10

Pentru a diferenția modul în care cele trei expresii influențează rezultatele numerice, se prezintă datele din tabelul 5.5, la care pentru primele 5 regimuri s-a considerat momentul primei inter-

TABELUL 5.5

Regim	$1 + \frac{f}{F} \frac{H_c}{L}$	β_c	β_g	α_c	$\beta_g + \beta_c \cdot \frac{f}{F} \frac{H_c + z}{L}$
2A	1,0036	1,041	1,027	1,107	1,0307
3A	1,0012	1,032	1,027	1,101	1,0282
3B	1,022	1,022	1,039	1,084	1,0614
6B	1,057	1,026	1,04	1,076	1,099
8B	1,020	1,023	1,04	1,084	1,063
1A	1,0036	1,333	1,026	2,0	1,0277
4A	1,0012	1,333	1,026	2,0	1,0265
7B	1,057	1,333	1,041	2,0	1,0516

secției a nivelului hidrostatic de către cel din castel, în timp ce pentru ultimele 3, z a fost ales ca fiind egal cu h_0 iar $t \rightarrow \infty$.

Ordonând regimurile în funcție de valorile crescătoare ale parametrului $1 + \frac{f}{F} \frac{H_c}{L}$, deci în sensul crescător al efectului inerției apei din castel în varianta Ramponi, rezultă datele din tabelul 5.6, ca urmare a comparării variantelor b și a în timp ce, cu ajutorul tabelului 5.7, se evidențiază efectul iner-

TABELUL 5.6

$1 + \frac{f}{F} \frac{H_c}{L}$	Regim	$\frac{z_1^b}{z_1^a}$	$\frac{t_1^b}{t_1^a}$	$\frac{z_{10}^b}{z_{10}^a}$	$\frac{t_{10}^b}{t_{10}^a}$
1,0012	3A	1,0009	1,01	1,002	1,0008
1,0036	2A	1,0029	1,0	1,0045	1,0015
1,02	8B	1,0208	1,0	1,025	1,0095
1,022	5B	1,0217	1,0	1,022	1,0099
1,057	6B	1,0465	1,011	1,058	1,027
1,0012	4A	—	—	—	—
1,0036	1A	1,002	1,0	—	—
1,057	7B	1,0243	1,01	—	—

ției în varianta propusă în teză, prin compararea variantelor e și f.

Luarea în considerare a efectului inerției apei, sub formele menționate ^{duce} la următoarele concluzii, (comparativ cu varianta clasică de calcul

— rezultă o mărire, în valoare absolută a extremelor, efectul fiind

mult mai mare în cadrul variantei propusă în teză ;

- are loc o decalare a extremelor, ca timp, spre dreapta, în cazul închiderii depășindu-se chiar (tabelele 5.5 și 5.7) decalajul menționat între extremele măsurate și calculate în ipoteza clasică ;

- în cazul deschiderii este insensibil ;

TABELUL 5.7

$\beta_g + \beta_c \frac{f}{F} \frac{H_c + z}{L}$	Regim	$\frac{z_1^e}{z_1^f}$	$\frac{t_1^e}{t_1^f}$	$\frac{z_{10}^e}{z_{10}^f}$	$\frac{t_{10}^e}{t_{10}^f}$
1,0282	3A	1,032	1,013	1,16	1,099
1,0307	2A	1,026	1,018	1,083	1,069
1,0614	5B	1,063	1,026	1,28	1,13
1,063	8B	1,063	1,028	1,28	1,13
1,099	6B	1,09	1,046	1,24	1,13
1,0265	4A	—	—	—	—
1,0277	1A	1,02	1,001	—	—
1,0516	7B	1,04	0,997	—	—

V.3.2. Variabilitatea pierderilor de sarcină

V.3.2.1. Efectul pierderilor locale în regim laminar.

Considerându-se două posibilități de evaluare a pierderilor locale în regim laminar și anume neglijarea lor respectiv calculul lor asemănător regimului turbulent (conform variantelor c și e), rezultă datele din tabelul 5.8, potrivit cărora, reiese că modul de calcul (inclusiv neglijarea) acestor pierderi nu are practic nici o influență asupra primului extrem. În ceea ce privește

TABELUL 5.8

$\frac{h_t}{h_L} \cdot 100$	Regim	$\frac{z_1^c}{z_1^e}$	$\frac{t_1^c}{t_1^e}$	$\frac{z_{10}^c}{z_{10}^e}$	$\frac{t_{10}^c}{t_{10}^e}$
21,16	3A	1	1	1	1
18,92	2A	1	1	1	1
165,38	5B	1	1	1,344	1,001
165,6	6B	1	1	1,066	0,999
165,99	8B	1	1	1,312	1,002
21,16	4A	—	—	—	—
28,79	1A	1	1	—	—
165,79	7B	0,996	1	—	—

evoluția în timp, efectul este important numai în cazul standurilor cu pierderi locale dominante. În sensul că neglijarea acestora conduce la mărirea amplitudinilor, la închiderea în momentul în care, cel puțin în castel, curgerea devine laminară.

V.3.2.2. Efectul

variabilității coeficienților pierderilor longitudinale de sarcină.

Comparând datele obținute cu variantele a și f (care diferă numai prin modul de calcul a pierderilor longitudinale, tabelul 5-9), rezultă că :

TABELUL 5.9

$\frac{h_t}{h_L} \cdot 100$	Regim	$\frac{z_1^f}{z_1^a}$	$\frac{t_1^f}{t_1^a}$	$\frac{z_{10}^f}{z_{10}^a}$	$\frac{t_{10}^f}{t_{10}^a}$
21,16	3A	0,929	1,0019	0,673	1,0013
28,92	2A	0,974	0,9905	0,724	1,0
165,38	5B	0,978	0,9986	0,926	0,9987
165,6	6B	0,958	1,003	0,878	0,9976
165,99	8B	0,979	1,0	0,926	0,9987
21,16	4A	—	—	—	—
28,79	1A	1,008	0,927	—	—
165,79	7B	0,956	1,035	—	—

— în cazul închiderii, calculul pierderilor longitudinale conform celor expuse în teză, determină o reducere importantă a amplitudinilor, sensibil apropiată de cea existentă între curbele măsurate și calculate clasic la standul A, în cazul standului B avînd o pondere mai redusă. În schimb decalajul în timp nu este esențial;

— în cazul deschiderii, rezultatele diferă calitativ între regimurile 1A și 7B.

V.3.2.3. Efectul pierderilor locale, în regim turbulent.

Neputînd fi explicitat în teză, ținînd cont că el este același, din punct de vedere fizic, cu cel al pierderilor longitu -

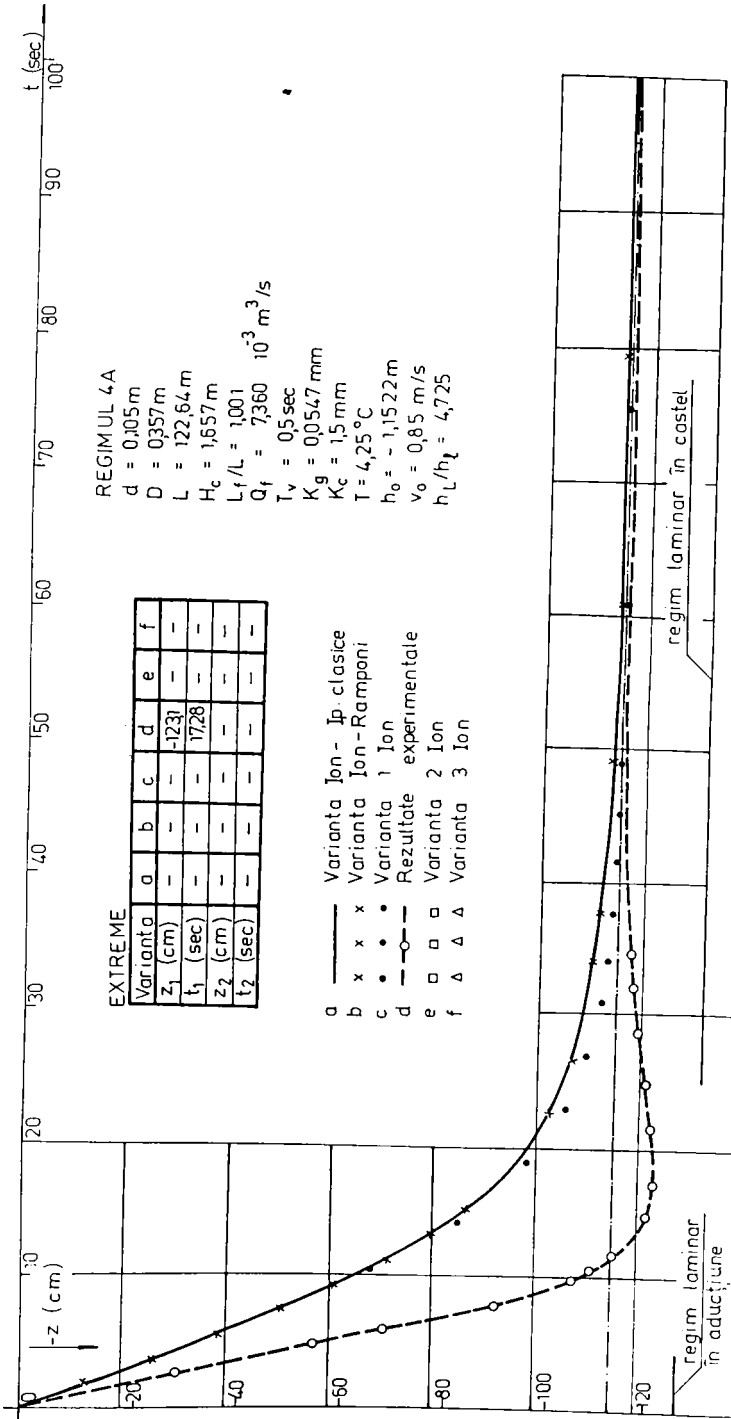


FIG 5 11

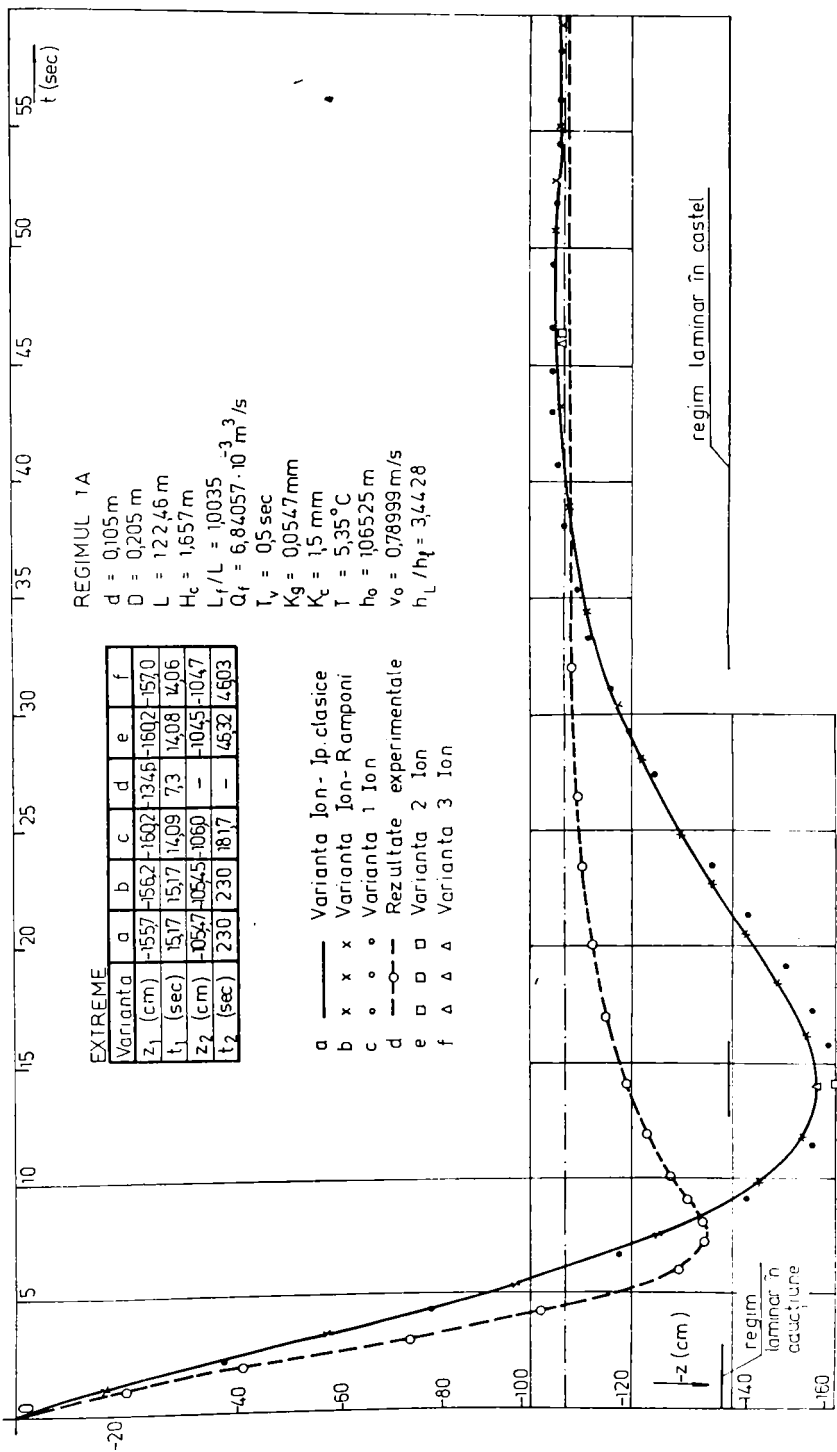
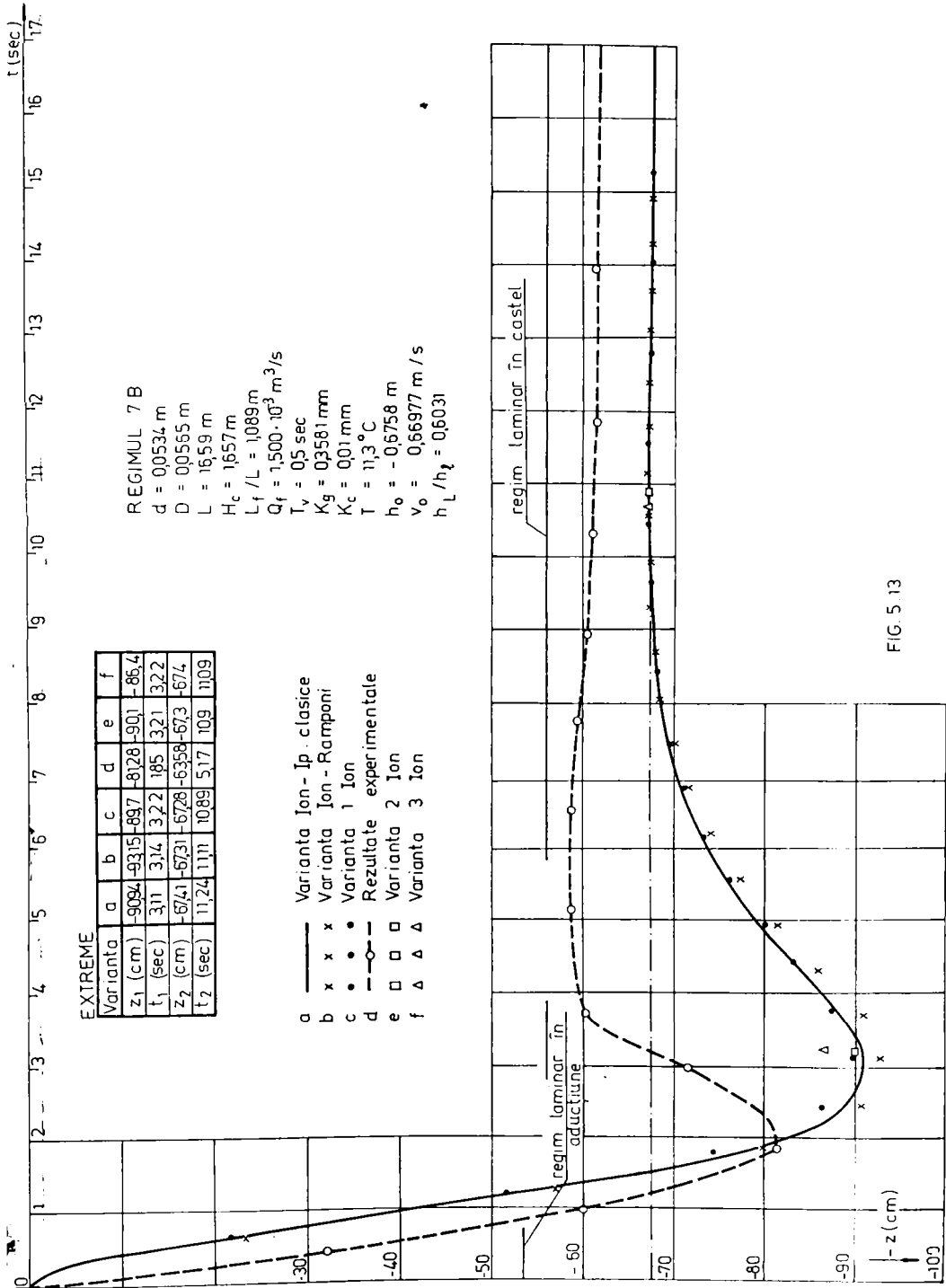


FIG. 5.12



EXTREME

Varianta	a	b	c	d	e	f
z_1 (cm)	-9094	-9315	-997	-8128	-901	-864
t_1 (sec)	3,11	3,14	3,22	185	3,21	3,22
z_2 (cm)	-6741	-6731	-6728	-6358	-673	-674
t_2 (sec)	11,24	11,11	10,89	517	109	1109

- a — Varianta Ion - Ip clasice
- b x x Varianta Ion - Ramponi
- c • • Varianta 1 Ion
- d - - - Rezultate experimentale
- e □ □ Varianta 2 Ion
- f Δ Δ Varianta 3 Ion

REGIMUL 7 B

- $d = 0,0534$ m
- $D = 0,0565$ m
- $L = 16,59$ m
- $H_c = 1657$ m
- $L_f / L = 1089$ m
- $Q_f = 1,500 \cdot 10^3$ m³/s
- $T_v = 0,5$ sec
- $K_g = 0,3581$ mm
- $K_c = 0,01$ mm
- $T = 11,3$ °C
- $h_0 = -0,6758$ m
- $v_0 = 0,66977$ m/s
- $h_L / h_2 = 0,6031$

FIG 5 13

dinale, rezultă că introducerea corectă în calcule a unor coeficienți $\xi_i = \xi_i(t)$ va conduce, în cazul închiderii, la reducerea amplitudinilor, cu efect mai mare asupra standurilor cu pierderi locale predominante.

V.3.2.4. Efectul pierderii de sarcină în ramificație

Introducerea coeficienților Gardel-Rechsteiner în calcule, s-a făcut în ideea separării coeficientului rezultat al pierderilor locale în regim permanent, (exceptînd coeficientul pierderii în ramificație), pe baza relației :

$$(\sum \xi_g)_0 = (\sum \xi_i)_0 - (\sum \xi_r)_0$$

care urmează a fi introdus în calcule cu valoare constantă, coeficientul pierderii de sarcină în ramificație urmînd a avea valori variabile. Imposibilitatea aplicării acestei metodici a apărut de la început, căci în cazul regimurilor 2A, 8B și 2B a rezultat pentru $(\sum \xi_g)_0$ o valoare negativă, rezultatele ulterioare fiind eronate. Tinînd cont că aspectul calitativ al acestei pierderi a fost corect descris și că în cazul deschiderii, influența tuturor celorlalți parametri este mică, rezultă că neintroducerea valorilor corecte ale pierderii de sarcină în ramificație, ar putea fi cauza principală a diferențelor remarcate.

V.3.3. Influența coeficienților $\alpha_c, \beta_0, \beta_g$

În tabelul 5.10 sînt prezentate pentru comparație valorile $\alpha_c \cdot \frac{w^2}{2g}$ și $|z|$ referitoare, pentru fiecare regim, la momentul în care viteza în castel este maximă. Tinînd cont de valorile foarte mici ale termenului $\alpha_c \cdot \frac{w^2}{2g}$ comparativ cu $|z|$, (z nefiînd singurul element al numărătorului relației 3.117), se poate afirma că rolul lui α_c în această relație, și deci în desfășurarea fenomenului este neglijabil.

TABELUL 5.10

Regim	w (m/s)	α_c	$\frac{\alpha_c w^2}{2g}$	z
2A	0,206	1,106	0,0024	0,975
3A	0,073	1,097	0,0003	1,11
5B	0,253	1,077	0,0035	0,755
6B	0,577	1,073	0,018	0,527
8B	0,233	1,077	0,003	0,639
1A	0,206	1,106	0,0024	0,09
4A	0,073	1,097	0,0003	0,041
7B	0,545	1,073	0,016	0,158

Coeficienții β_c , dar mai ales β_g au un rol important căci conform §.V.3.1., ei contribuie implicit la creșterea decalajului de timp și mărirea amplitudinilor, în variantele de calcul, discutate.

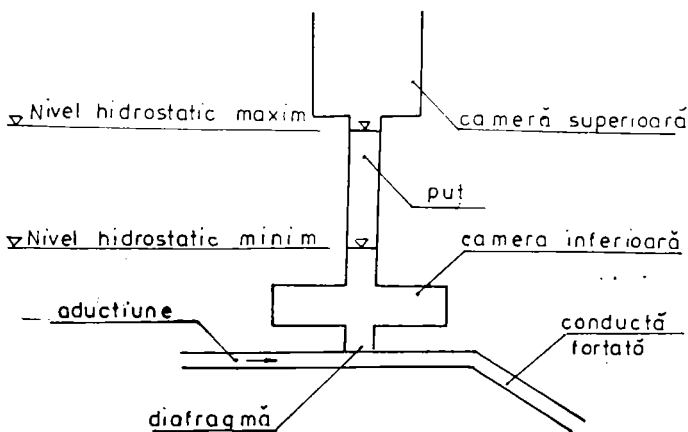
Capitolul VI. Contribuții privind calculul oscilațiilor în castele de echilibru cu diafragmă și cameră superioară

VI.1. Calculul castelelor de echilibru cu diafragmă și camere. Stadiul actual. Observații

Castelele de echilibru cilindrice sînt cel mai des citate, referitor la studiul oscilațiilor în masă, datorită schemei lor simple de calcul, bazată pe ipotezele (simplificările) admise.

Ele au fost aplicate atîta timp, cît aducțiunea era amplasată la suprafața terenului, deci la căderi și debite mici. Odată cu sporirea acestora, realizarea lor a devenit nerațională datorită diametrelor (secțiunilor transversale) excesive, necesare reducerii amplitudinilor în limite acceptabile. S-a ajuns astfel la castele cu camere (care concentrează în zona nivelelor extreme, volume utile atenuării amplitudinilor) și la introducerea unei diafragme (rezistențe) la racordul dintre aducțiune și castel, care reduce amplitudinile, sporind în schimb suprapresiunile în aducțiune, la închidere și depresiunile, la deschidere.

Alcătuirea constructivă a acestor castele diferă mult, de la o amenajare la alta, criteriului determinant al reducerii amplitudinilor, în condițiile unor volume reduse de lucrări, adăugîndu-i-se restricții impuse de forma terenului și structura geologică a rocii în primul rînd, apoi altele, printre care, dotarea tehnologică a constructorului. Complexitatea noilor tipuri de castele, a impus adoptarea unor scheme de calcul bazate pe simplificări. Astfel, în figura 6.1 este prezentată schema de calcul cea mai simplă, secțiunile orizontale ale celor două camere și puțului fiind circulare, construcția avînd deci, o axă de simetrie. Practic însă castelele de echilibru realizate în



țara noastră corespund schemelor din figurile 6.2 și 6.3, camera superioară fiind tronconică sau chiar o galerie, iar cea inferioară, realizată sub forma unei sau a două galerii, avînd secțiunile transversale verticale

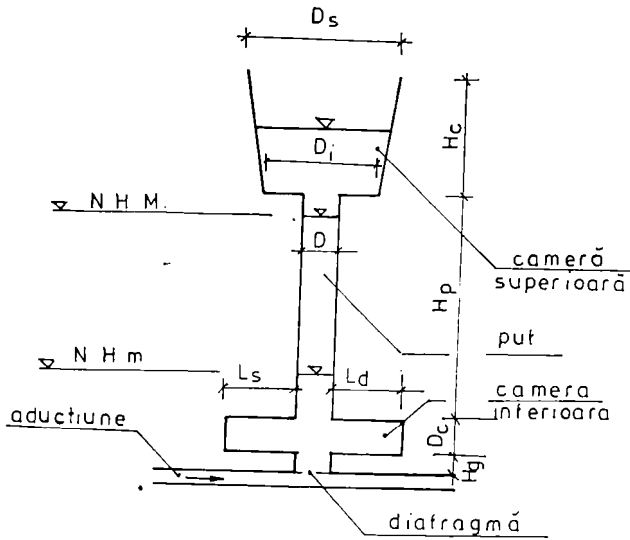


Fig. 6. 2.

superioară către extremitatea camerei, iar cea inferioară către puț, cu

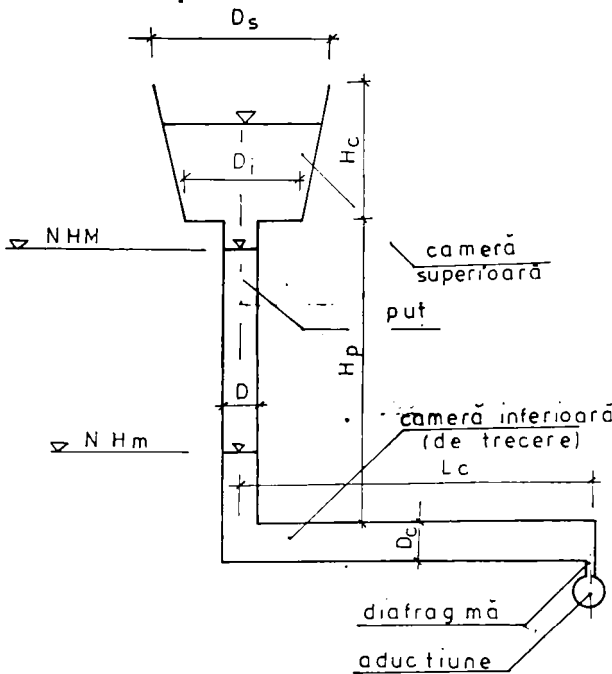


Fig. 6. 3.

iar ca axe longitudinale, niște curbe sau drepte (în ultimul caz, planul vertical axial, fiind diferit de cel al aducțiunii).

La aceste castele, radierul camerei superioare are o pantă de 1...2 %, către puț. Camera inferioară, în cazul figurii 6.2, este tronconică, generatoarele verticale fiind înclinate, cea su-

perioară către extremitatea camerei, iar cea inferioară către puț, cu scopul de a asigura evacuarea aerului la ridicarea nivelului apei, respectiv a apei, la coborîrea acestuia. În cazul figurii 6.3, camera inferioară, este o galerie cilindrică, înclinată (de asemenea cu cca. 2 %) către aducțiune, fiind denumită cameră de trecere. Relații de calcul Toți autorii acceptă următoarea expresie a cuției dinamice :

$$\frac{L}{g} \cdot \frac{dv}{dt} + z \pm k_0 \cdot v^2 \pm h_d = 0 \quad (6.1)$$

semnul "+" fiind atașat intrării apei în castel, L, g, k_0 fiind constante, h_d reprezentînd pierderea de sarcină în diafragmă. Continuitatea debitelor între diversele secțiuni de curgere din aducțiune și castel, este exprimată sub forma :

$$f \cdot v - Q = F_d \cdot v_d = F(z) \cdot \frac{dz}{dt} \quad (6.2)$$

indicele "d" fiind atribuit diafragmei.

Termenul h_d este echivalat unei pierderi de sarcină locale :

$$h_d = \xi \cdot \frac{v^2}{2g} \quad (6.3)$$

diferențele legate de expresia sa finală, fiind următoarele :

- Press și Schröder /188/, avînd drept model de calcul un castel tronconic, apelează la relația :

$$h_d = \xi_p \frac{\left(\frac{dz}{dt}\right)^2}{2g} \cdot \frac{F(z)^2}{F_0^2} \quad (6.4)$$

F_0 , fiind secțiunea transversală a castelului la nivelul de retenție din lac, în timp ce $F(z)$, corespunde unui nivel z . Particularizînd relația (6.4) pentru castelul cilindric în cazul închiderii instantanee totale și exprimînd viteza nivelului liber al apei din relația de continuitate,

$$f \cdot v_0 = F(z) \frac{dz}{dt} \quad (6.5)$$

autorii propun echivalarea suprapresiunii create de diafragmă, cu o coloană de apă de înălțime oarecare (fie z_{Max}), deci :

$$z_{Max} = \xi_p + \frac{f^2 \cdot v_0^2}{2gF_0^2} \quad (6.6)$$

rezultînd :

$$\xi_p^+ = \frac{z_{Max}}{v_0^2/2g} \cdot \frac{F_0^2}{f^2} \quad (6.7)$$

Procedînd în mod analog în cazul deschiderii instantanee totale rezultă :

$$\xi_p^- = \frac{z_{min}}{v_0^2/2g} \cdot \frac{F_0^2}{f^2} \quad (6.8)$$

În cazul unor calcule concrete, autorii propun ca z_{Max} să fie echivalat cu saltul maxim corespunzător castelului cilindric fără diafragmă (calculat cu una dintre formulele aproximative) iar ca valoarea z_{min} să se considere diferențe dintre cota nivelului minim de exploatare a lacului și cota cheii secțiunii transversale a aducțiunii, în axul castelului ;

- D.Cioc /58/, propune relația :

$$h_d = \xi_c \frac{v_d |v_d|}{2g} \quad (6.9)$$

prezenta modulului înglobînd semnul + sau - din relația (6.1), coeficientul ξ_c , referindu-se la pierderea de sarcină în diafragmă, ramificație și intrarea în castel ;

- M.Popescu și D.Arsenie /16/, își bazează de asemenea expunerile teoretice pe relațiile (6.9, 6.7 și 6.8), recomandînd și relații originale pentru calculul coeficienților ξ_p^+ și ξ_p^- . Prezintă un exemplu de calcul numeric referitor la amenajarea hidroenergetică Bicăz, ei adoptă în cazul închiderii instantanee totale, expresia :

$$h_d = 0,0375 \cdot v_d |v_d|$$

considerînd că secțiunea transversală a diafragmei este $F_d = 14 \text{ m}^2$;

- CH.Jaeger /130/, consideră că :

$$h_d = R_0 \frac{F^2 \cdot \left(\frac{dz}{dt} \right)^2}{v_0^2 \cdot r^2} = r_0 \left(\frac{dz}{v_0} \right)^2 \quad (6.10)$$

propunînd relații de calcul a coeficientului ξ_p , asemănătoare relațiilor (6.7) și (6.8) ;

- S.Hâncu și colaboratorii /104/, referindu-se la castelul amenajării Someș-Mărișelu, arată că pentru dimensionare s-a adoptat relația :

$$h_d = 0,00416 \frac{Q_d^2}{F_d^2} \quad (6.11)$$

Q_d , fiind debitul care curge prin diafragmă la momentul t ;

- Nourescu A., Diaconu A., Gilbert A., /161/, referindu-se la partea constructivă a amenajării V.I.Lenin-Bicăz, arată că diafragma este asimetrică și realizează o pierdere de sarcină locală de 12,0 m la salt maxim și 10 m în sens invers, fiind realizată sub forma a 6 orificii cu dimensiunile de 0,7 x 3,0 m, deci $F_d = 12,6 \text{ m}^2$, indicații preluate și în lucrarea /27/.

Referitor la aspectele prezentate, se pot face următoarele observații :

1. Rezolvarea sistemului ecuațiilor (6.1) și (6.2), pe baza unor condiții inițiale, se bazează atât pe procedee grafo-analitice cât și pe metode numerice /170/ ;

2. Formă simplificată a ecuației (6.1), permite abordarea oricărui castel de echilibru de forma celor prezentate în figurile 6.1 și 6.2 ;

3. Expresia matematică a relației (6.1), bazată pe neglijarea inerției masei de apă și a pierderilor de sarcină în castel ca și pe considerarea unor valori constante în timp ale coeficienților k_0 , (λ și ξ_1) și ξ_d , este justificată în prezent, prin efectul redus

pe care îl au aceste aspecte asupra desfășurării reale a fenomenului.

Cert este faptul că aceste simplificări, conduc la neglijarea unor pierderi energetice, astfel că saltul maxim și minim calculat, inclusiv înălțimile de gardă adoptate, reprezintă valori superioare celor reale, așa încât la nici un castel în funcțiune nu au apărut probleme în exploatare, ca de exemplu, deversarea apei din castel sau pătrunderea aerului în conducta forțată și, ca o consecință, la astfel de amenajări, dotarea tehnică cu aparate de măsură a fost neglijată.

Justețea simplificărilor semnalate, poate fi discutată (fapt logic, cel puțin din punct de vedere teoretic) în funcție de datele prezentate în tabelul 6.1, în care se prezintă caracteristici ale unor amenajări hidroenergetice realizate la noi în țară (extrase din bibliografia consultată).

Față de notațiile din figurile 6.2 și 6.3, s-au introdus în plus, D_1, D_2 și L_{tot} , care reprezintă diametrele camerelor inferioare "clasice" la cele două extremități, respectiv la racordul cu puțul și lungimea totală a acestor camere.

Notînd cu :

$$H_L^a = \lambda_a \frac{L}{d} \cdot \frac{v^2}{2g}$$

$$H_L^p = \lambda_p \frac{H_p}{D} \cdot \frac{w^2}{2g}$$

pierderile longitudinale de sarcină în aducțiune, respectiv puț (considerînd că ni

velul liber al apei este superior racordului puț-cameră superioară) și admișînd că accesul debitului spre centrală este întrerupt ($Q=0$), rezultă:

$$\frac{H_L^p}{H_L^a} = \frac{\lambda_p}{\lambda_a} \cdot \frac{H_p}{L_p} \cdot \left(\frac{d}{D}\right)^5 = \frac{\lambda_p}{\lambda_a} \cdot \frac{h_L^p}{h_L^a} \quad (6.12)$$

valorile h_L^p/h_L^a fiind reprezentate în coloana 11 a tabelului 6.1. Presupunînd că $\lambda_p = \lambda_a$, rezultă că pierderile longitudinale de sarcină în puț, raportate la cele din aducțiune, reprezintă, în cazurile tratate,

TABELUL 6.1.

U H E	Aducțiune		Puț		Cameră inferioară			Cameră superioară	$\frac{h_L^p}{h_L^a}$	$\frac{\Delta vol}{Vol}$ %	
	L(m)	d(m)	Hp(m)	D(m)	D1(m)	D2(m)	Ltot(km)				
0	1	2	3	4	5	6	7	8	0	11	12
SADU V.	5400	1,6	34,0	2,5	2,25	3,0	25,0	-	-	1,2·10 ³	1,2
BICAZ	4640	7,0	59,03	23,0	-	-	-	-	-	3,3·10 ⁵	13,7
ARGES	2100	5,15	116,33	7,2	3,5	4,0	60,0	-	-	1,04·10 ²	10,8
LOTRU	13452	5,0	109,0	7,5	5,0	6,0	220,0	-	-	1,06·10 ³	1,82
MARISELU	8130	4,4	76,4	6,0	5,0	6,0	144,53	-	-	1,99·10 ³	1,7
GILCEAG	8382	3,7	74,2	5,0	-	-	-	6,0	120,0	1,96·10 ³	5,38
SUGAG	8150	4,0	62,75	6,0	-	-	-	6,0	160	101,10 ³	6,123
RETEZAT	18200	5,0	136,05	6,3	-	-	-	6,3	200,0	2,35·10 ³	2,76

cel mult 1 % (Argeş) și în mod frecvent 1...2 % ,ceea ce reprezintă într-adevăr foarte puțin,cu atât mai mult cu cât aceste rapoarte trebuiesc integrate în timp,în condițiile în care înălțimea coloanei de apă din puț,este în majoritatea timpului,mai mică decât H_p . În coloana 12 este prezentat raportul volumului de apă conținut de puț (corespunzător înălțimii H_p) și acolo unde este cazul de camera inferioară de trecere,deci volumul de apă care se deplasează în castel,la volumul aducțiunii.Valorile mari (13,7 % sau 10,8 %) ca și cele medii (5,38 % și 6,12 %) pledează în favoarea reconsiderării efectului apei din castel.

Privitor la acceptarea unei valori λ , constantă în timp,corespunzătoare regimului turbulent pătratic,referitor la figura 11.21 din Hidraulica (Gr.Mateescu,/149/),care prezintă dependența $\lambda = f(Re, \frac{d}{k})$ pentru rugozități tehnice,se observă că parcurgînd spre stînga o curbă oarecare corespunzătoare unei valori d/k , în momentul depășirii dreptei lui Moody,valorile λ cresc față de cele din regimul pătratic,cu atât mai mult cu cât raportul d/k este mai mare.Rezultă că modul actual de calcul introduce,în intervalele de timp în care curgerea nu se desfășoară în regim pătratic,pierderi longitudinale mai mici decît cele reale.Afirmația este valabilă și în cazul pierderilor locale,respectiv a coeficienților ξ_1 și ξ_d .

- Concluziile calitative care se desprind de aici sînt :-

- menținerea unor valori constante a coeficienților λ, ξ_1, ξ_d , ar conduce la amplitudini calculate mai mici decît cele reale,contrar realității,ca și la decalarea spre dreapta,a curbelor $z=z(t)$;
 - neglijarea inerției apei din castel,are ca efect de asemenea decalarea spre dreapta a curbelor calculate ;
- aceste concluzii fiind în concordanță cu figura 1 și cu rezultatele capitolului V.Popescu /171,16/

4. Verificarea afirmațiilor anterioare s-ar putea face prin compararea rezultatelor de calcul cu cele măsurate la amenajări în funcțiune.Bazat pe bibliografia anexată,pot afirma că în afara unor curbe $z = z(t)$ referitoare la oscilații ale nivelului apei în castelul amenajării V.I.Lenin-Bicaz pe parcursul a 24 de ore,din care nu se desprinde alura curbelor și efectul camerei superioare,curbe menționate în lucrările lui M.Popescu /171,16/,nu sînt publicate rezultate ale măsurătorilor efectuate în țara noastră ci numai calcule numerice.Pentru comparații natură-calcul,s-a apelat cu exclusivitate la castelul cilindric,respectiv măsurătorile lui Naber /158/,ca spre exemplu în lucrările lui D.Arsenie sau M.Popescu /170,104,12,174/.

5. Extinderea ecuației dinamice asupra castelului de echilibru cu camere,ar presupune introducerea (în mod asemănător capitolului III) unor termeni de forma $\frac{L_1}{g} \frac{dv_1}{dt}$ și $h_{long,i}$, pentru tronsoanele cu

secțiune transversală constantă respectiv $h_{loc,i}$ pentru zonele cu pierderi locale de sarcină. S-ar ajunge în consecință la o expresie cu un număr diferit de termeni în funcție de poziția nivelului liber, căci referitor la figura 6.3, dacă acesta se află în zona camerei inferioare, în aceasta curgerea se desfășoară corespunzător unui canal în timp ce, dacă nivelul liber se află în puț, în camera inferioară curgerea este asemănătoare unei conducte sub presiune. Sistemul ecuațiilor fundamentale ar cuprinde în acest caz, mai multe expresii, cu o structură diferită în funcție de poziția nivelului liber, neputând fi rezolvat prin nici-o metodă exactă ci numai grafic sau numeric.

Consider că această dificultate a avut un rol esențial în simplificările care au condus la forma ecuației (6.1), alături, bineînțeles, de efectele mai mult sau mai puțin neglijabile.

VI.2. Relații de calcul în cazul castelului de echilibru cu cameră superioară cilindrică și diafragmă

Pentru a reliefa aspectele care decurg din extinderea ecuației dinamice, am ales cazul concret al castelului de echilibru cu cameră superioară cilindrică și diafragmă, în condițiile unei aducțiuni unice, fără puțuri de racord cu captări secundare, deci de tip "Bicaz" din următoarele motive :

- Schema de principiu este intermediară, între castelul cilindric și cele din figurile 6.2 și 6.3 ;

- Dispun, datorită amabilității conducerii Întreprinderii Electrocentrale Piatra Neamț, de toate datele care definesc caracteristicile, geometrice ale amenajării, parametrii de calcul admiși inițial, în momentul proiectării ca și de valoarea extremelor obținute.

În ipoteza că rezultatele și concluziile prezentei lucrări vor fi acceptate de specialiști, metoda de calcul poate fi extinsă la orice tip de castel.

Ecuațiile fundamentale

Schema de calcul aleasă corespunde figurii 6.4, cu mențiunea că nivelul liber al apei din castel, la un moment t , este raportat față de nivelul din lac prin cota z , pozitivă (conform figurii) iar la rîndul său, nivelul apei din lac (element constant pe parcursul oscilației) este raportat față de cota inferioară a camerei prin intermediul valorii H_0 , orientată pozitiv ca în figură. S-a admis că :

- aducțiunea este constituită din două zone cu același diametru, dar cu căptușeli de natură diferită (beton cu lungimea L' , respectiv tolă cu lungimea L'');

- indicii g, p și c sînt atașați mărimilor caracteristice galeriei de aducțiune, puțului și castelului ;

- secțiunile transversale sînt circulare avînd diametrele d ,

D_p și D_c respectiv ariile f, F_p și F_c ;

- înălțimea puțului este H_p ;

- vitezele medii sînt notate cu v, w și u (aducțiune, puț, cameră) ;

- h_L', h_L'', h_p și h_c reprezintă pierderile longitudinale în cele două zone ale aducțiunii, în puț respectiv cameră ;

- h_l, h_r și $h_{p,c}$ reprezintă suma pierderilor locale de sarcină în aducțiune, pierderea locală în diafragmă și cea de la racordul puț-cameră ;

- termenii de forma $\propto \frac{v^2}{2g}$ au o influență mică asupra desfășurării fenomenului (sub 1 % în ceea ce privește amplitudinile), conform concluziilor capitolului V, așa încît vor fi neglijați ;

- lungimile de calcul ale zonelor cu curgerea considerată uniformă la un moment t , sînt constante, în cazul aducțiunii (L' și L'') și variabile în cazul puțului și camerei, ultimele în funcție de poziția nivelului liber al apei din castel ;

- pierderile locale de sarcină sînt caracterizate prin coeficienți constanți în timp, corespunzători regimului permanent inițial sau final ;

Cazul a : $z + H_0 = 0$ (nivelul liber se află în puț)

Ecuatia dinamică

$$z + \beta_g' \cdot \frac{L'}{g} \frac{dv}{dt} + \beta_g'' \cdot \frac{L''}{g} \frac{dv}{dt} + \beta_p \frac{H_p + H_0 + z}{g} \cdot \frac{dw}{dt} + h_L' + h_L'' + h_p + h_l + h_r = 0 \quad (6.13)$$

Ecuatia de continuitate :

$$f \cdot v = F_p \cdot w + Q \quad (6.14)$$

Deoarece :

$$w = \frac{dz}{dt}$$

rezultă că :

$$\frac{dw}{dt} = \frac{f}{F_p} \cdot \frac{dv}{dt} - \frac{1}{F_p} \cdot \frac{dQ}{dt} \quad (6.15)$$

și înlocuind în relația (6.13), pe baza grupării corespunzătoare a termenilor, rezultă sistemul de ecuații diferențiale :

$$\frac{dv}{dt} = - \frac{1}{\beta_g' \frac{L'}{g} + \beta_g'' \frac{L''}{g} + \beta_p \frac{f}{F_p} \frac{H_p + H_0 + z}{g} + h_l + h_p + h_r - \frac{\beta_p}{F_p} \cdot \frac{H_p + H_0 + z}{g} \cdot \frac{dQ}{dt}} \quad (z + h_L' + h_L'' + \dots) \quad (6.16)$$

$$\frac{dz}{dt} = \frac{f}{F_p} \cdot v - \frac{Q}{F_p} \quad (6.17)$$

$$w = \frac{dz}{dt}$$

Cazul b . $z + H_0 > 0$ (nivelul liber se află în cameră)

Ecuatia dinamică :

$$z + \beta_{g'} \frac{L'}{g} \frac{dv}{dt} + \beta_{g''} \frac{L''}{g} \cdot \frac{dv}{dt} + \beta_p \frac{H_p}{g} \frac{dw}{dt} + \beta_c \frac{z+H_0}{g} \cdot \frac{du}{dt} + h_{L'} + h_{L''} + h_l + h_p + h_r + h_c + h_{p,c} = 0 \quad (6.18)$$

Ecuatia de continuitate :

$$f \cdot v = F_p \cdot w + Q = F_c \cdot u + Q \quad (6.19)$$

Inlocuind :

$$w = \frac{f}{F_p} \cdot v - \frac{1}{F_p} Q \quad (6.20)$$

$$u = \frac{dz}{dt} = \frac{f}{F_c} \cdot v - \frac{1}{F_c} Q \quad (6.21)$$

rezultă că sistemul de ecuații diferențiale devine :

$$\frac{dv}{dt} = - \frac{1}{\beta_{g'} \frac{L'}{g} + \beta_{g''} \frac{L''}{g} + \beta_p \frac{H_p}{g} \frac{f}{F_p} + \beta_c \frac{z+H_0}{g} \frac{f}{F_c} + h_l + h_p + h_r + h_c + h_{p,c} - \beta_p \frac{H_p}{g} \frac{1}{F_p} \frac{dQ}{dt} - \beta_c \frac{z+H_0}{g} \frac{1}{F_c} \frac{dQ}{dt}} (z + h_{L'} + h_{L''} + h_l + h_p + h_r + h_c + h_{p,c} - \beta_p \frac{H_p}{g} \frac{1}{F_p} \frac{dQ}{dt} - \beta_c \frac{z+H_0}{g} \frac{1}{F_c} \frac{dQ}{dt}) \quad (6.22)$$

$$\frac{dz}{dt} = u = \frac{f}{F_c} v - \frac{Q}{F_c}$$

$$w = \frac{f}{F_p} v - \frac{Q}{F_p}$$

Cazul $z + H_0 = 0$, urmează a fi încadrat într-unul din cele două cazuri anterioare după cum mișcarea apei în castel se desfășoară în sens descendent sau ascendent.

Modul concret de calcul a termenilor care apar în expresiile anterioare este :

$$\beta = \begin{cases} 4/3, \text{ în regim laminar ;} \\ \text{cu relația (3.90), în regim turbulent} \end{cases} \quad (6.23)$$

In regim turbulent, $|v_i| > |v_{i,cr}|$;

$$h_{L'} = \tilde{d}_{g'} \lambda' \frac{L'}{d} \frac{v^2}{2g}$$

$$h_{L''} = \tilde{d}_{g''} \lambda'' \frac{L''}{d} \frac{v^2}{2g}$$

$$\tilde{d}_p \lambda_p \frac{H_p + H_0 + z}{D_p} \cdot \frac{w^2}{2g}, \quad -z + H_0 = 0$$

$$\tilde{d}_p \lambda_p \frac{H_p}{D_p} \cdot \frac{w^2}{2g}, \quad z + H_0 > 0$$

$$h_c = \tilde{d}_c \lambda_c \frac{z+H_0}{D_c} \cdot \frac{u^2}{2g}$$

$\lambda_{i,i}$, cu relația (3.28)

$$d_{i,i} = g, p, c = \begin{cases} 1, \text{pentru } v, w, u > 0 \\ -1, \text{pentru } v, w, u < 0 \end{cases}$$

În regim laminar, $|v_i| \approx |v_{i,cr}|$;

$$h_{L'} = \frac{32 \cdot \nu \cdot L'}{g d^2} \cdot v$$

$$h_{L''} = \frac{32 \cdot \nu \cdot L''}{g d^2} \cdot v$$

$$h_p = \begin{cases} \frac{32 \cdot \nu \cdot (H_p + H_0 + z)}{g \cdot D_p^2} \cdot w, & z + H_0 < 0 \\ \frac{32 \cdot \nu \cdot (z + H_0)}{g \cdot D_p^2} \cdot w, & z + H_0 > 0 \end{cases}$$

$$h_c = \frac{32 \cdot \nu \cdot (z + H_0)}{g \cdot D_c^2} \cdot u$$

Pentru întreaga oscilație :

$$h = \begin{cases} \sum f_i^+ \cdot \frac{v^2}{2g}, & v > 0 \\ -\sum f_i^- \cdot \frac{v^2}{2g}, & v < 0 \end{cases} \quad (6.24)$$

$$h_{p,c} = \begin{cases} f_{p,c}^+ \cdot \frac{w^2}{2g}, & f_{p,c}^+ = \left(1 - \frac{F_p}{F_c}\right)^2, & w > 0 \\ -f_{p,c}^- \cdot \frac{w^2}{2g}, & f_{p,c}^- = 0,5 \left(1 - \frac{F_p}{F_c}\right)^2, & w < 0 \end{cases}$$

$$h_r = \begin{cases} f_r^+ \cdot \frac{w^2}{2g}, & w > 0 \\ -f_r^- \cdot \frac{w^2}{2g}, & w < 0 \end{cases} \quad (6.25)$$

Rezolvarea sistemelor de ecuații diferențiale, s-a făcut conform metodei Euler, algoritmul predictor-corector, asemănător celor menționate la paragraful II.4, pe baza programului HD10.

VI.3. Verificarea relațiilor de calcul

S-a făcut în două moduri și anume :

- prin aplicarea lor în cazul unui castel cilindric, fără diafragmă, particularizînd $D_0 = D_p$, $k_c = k_p$, $f_r^+ = f_r^- = 0$, suprapunerea rezultatelor numerice față de cele obținute cu programul HD09 fiind aproape perfectă ;

- prin aplicarea lor în cazul castelului de echilibru, al U.H. "V.I.Lenin" Bicaz, conform celor ce urmează.

VI.3.1. Elemente caracteristice funcționării castelului de echilibru al U.H. "V.I.Lenin" Bicaz. Elemente inițiale de calcul. Variante

Datele puse la dispoziție de conducerea Intreprinderii Electrocentrale Piatra Neamț, sînt următoarele :

- lungimea totală a aducțiunii $L = 4648,78$ m din care zonă betonată ($L' = 4322,45$ m) și zonă blindată ($L'' = 326,33$ m) ;

- $d = 7,0$ m ; $D_p = 23,0$ m ; $D_c = 33,0$ m ;

- $H_p = 57,527$ m ;

- diafragmă formată din 6 orificii de $3 \times 0,725$ m², deci $F_d = 13,23$ m² ;

- $h_r = 10,0$ m, la $Q_0 = 178,0$ m³/s, pentru $w > 0$;

- $h_r = 12,22$ m , la $Q_0 = 178,0$ m³/s, pentru $w < 0$;

- $T_v = 6$ s (vană fluture) ;

- $T_v = 4,5$ s (vană sferică) ;

- pierderile de sarcină în regim permanent, au fost estimate la valorile din tabelul 6.2 :

TABELUL 6.2.

PIERDERI DE SARCINA		Minime	Maxime
Longitudinale	tronsoan beton	5,70	10,03
	tronsoan blindat	0,53	0,72
	TOTAL	6,23	10,75
Locale	intrare in aducțiune	0,00256	0,0064
	gratar	0,0171	0,0171
	contractie lentă	0,01	0,01
	în renurile stav. plane	0,108	0,108
	curba	0,304	0,304
	TOTAL	0,44	0,44
Sarcină viteză		1,08	1,08
TOTAL h_0 (m)		7,75	12,27

- pierderile minime au fost aplicate la calculul saltului maxim, iar cele maxime la calculul saltului minim ;

- temperaturile medii lunare ale apei turbinate sînt următoarele

Ianuarie 4°C

Aprilie 6°C

Mai 12°C

August 17°C

Septembrie 13°C

Noiembrie 9°C

Decembrie 6°C

- H_0 , este egal cu :

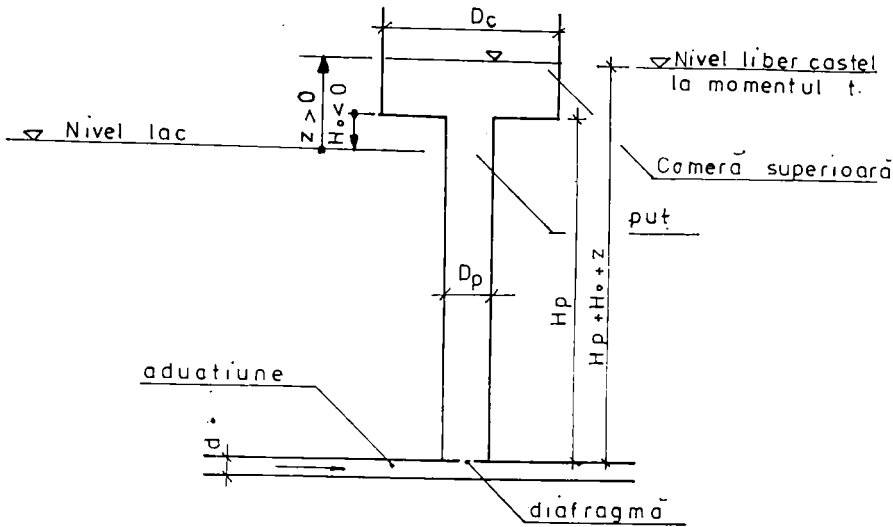


Fig. 6.4.

- 3,00 m, în cazul nivelului maxim de exploatare ;
- 0,00 m, în cazul nivelului maxim catastrofal în lac ;
- 43,00 m, în cazul nivelului minim de exploatare fără restricții ;

- 46,00 m, în cazul nivelului minim de exploatare cu restricții.

Variantele de calcul, respectiv rezultatele semnificative, luate în considerare la proiectarea acestui castel au fost următoarele :

1. Inchidere bruscă totală ($T_v = 0, Q_1 = 178 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 0$), nivel maxim catastrofal în lac :

$$z_{\text{Max}} = z_1 = 13,8 \text{ m}; \quad z_2 = -12,75 \text{ m}$$

2. Inchidere totală ($T_v = 2 \text{ s}, Q_1 = 178 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 0$) :

$$z_{\text{Max}} = 13,0 \text{ m}$$

3. Deschidere bruscă ($T_{v1} = 0, Q_1 = 118,5 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 178 \text{ m}^3/\text{s}$), urmată în momentul atingerii saltului minim de o închidere bruscă totală ($T_{v2} = 0, Q_f = 0$) :

$$z_{\text{Max}} = 13,6 \text{ m}$$

4. Inchidere bruscă totală - caz de avarie ($T_v = 0, Q_1 = 214 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 0$), închiderea datorându-se acțiunii vanelor flutură :

$$z_{\text{Max}} = 14,8 \text{ m}$$

5. Deschidere bruscă ($T_v = 0, Q_1 = -118,5 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 178 \text{ m}^3/\text{s}$), nivel minim de exploatare fără restricții :

$$z_{\text{min}} = -16,35 \text{ m}$$

6. Deschidere bruscă ($T_v = 0, Q_i = 0, Q_f = 135 \text{ m}^3/\text{s}$), nivel minim de exploatare cu restricții :

$$z_{\min} = -10,50 \text{ m}$$

7. Inchidere bruscă totală ($T_v = 0, Q_i = 135 \text{ m}^3/\text{s}, Q_f = 0$), nivel minim de exploatare cu restricții :

$$z_2 = z_{\min} = -11,50 \text{ m}$$

Se menționează, referitor la aceste variante, că primele 4, au urmărit evaluarea saltului maxim (în condițiile pierderilor minime) iar următoarele, a saltului minim (pierderi de sarcină maxime) și faptul că varianta a 5-a, este pur teoretică, neputîndu-se realiza în practică, deoarece, la cote joase, capacitatea de înghițire a turbinelor este mai mică decît debitul instalat.

Pentru a putea aplica relațiile stabilite la paragraful VI.2, acestor variante de calcul, este necesară adoptarea unor rugozități absolute medii pentru aducțiune (zoaă betonată respectiv blindată), castel și puț, a coeficienților pierderilor locale de sarcină în aducțiune, diafragmă și la racordul puț - cameră superioară ca și alegerea temperaturilor de calcul.

a. Coeficienții pierderilor locale de sarcină.

a.1. In aducțiune

În funcție de rezultatele din tabelul 6.2, pierderile locale pot fi atribuite efectiv numai zonei betonate, determinarea coeficienților, corespunzător debitului de $Q_i = 178 \text{ m}^3/\text{s}$, făcîndu-se pe baza relației (6.24). Înglobînd, în pierderile locale și sarcina vitează, rezultă :

- cazul pierderilor minime :

$$h_{loc} = 1,52166 \text{ m} \Rightarrow \sum \xi_i = 1,39556 = \sum \xi_i^+ = \sum \xi_i^-$$

- cazul pierderilor maxime :

$$h_{loc} = 1,5235 \text{ m} \Rightarrow \sum \xi_i = 1,39908 = \sum \xi_i^+ = \sum \xi_i^-$$

a.2. In diafragmă

Aplicînd relația (6.25) datelor disponibile, rezultă :

$$\xi_r^+ = 1068,9$$

$$\xi_r^- = 1306,2$$

viteza w fiind calculată corespunzător închiderii, respectiv deschiderii instantanee ;

a.3. La racordul puț-cameră superioară

$$\xi_{p,c}^+ = \left[1 - \left(\frac{23}{33} \right)^2 \right]^2 = 0,2644$$

$$\xi_{p,c}^- = 0,5 \cdot \xi_{p,c}^+ = 0,1322$$

$$= 152 =$$

b. Temperatura medie de calcul

S-a stabilit, luând în considerare ponderea, pe parcursul anului, a temperaturilor indicate, cu relația :

$$T_{\text{med}} = \frac{1}{12} \left[\frac{6+4}{2} \cdot 3 + \frac{6+12}{2} \cdot 1 + \frac{12+17}{2} \cdot 3 + \frac{17+13}{2} \cdot 1 + \frac{13+9}{2} \cdot 2 + \frac{9+6}{2} \cdot 1 + \frac{6+4}{2} \cdot 1 \right] = 9,75^{\circ}\text{C}$$

Acestei temperaturi îi corespunde valoarea $\nu = 1,319 \cdot 10^{-6} \text{ m}^2/\text{s}$ respectiv numărul $Re = 24,546 \cdot 10^6$ (pentru aducțiune, $Q_0 = 178 \text{ m}^3/\text{s}$).

c. Rugozități

- cazul pierderilor maxime

- zona betonată. Pentru $h_{\text{long}} = 10,03 \text{ m}$ rezultă $\lambda_b = 0,014897$ respectiv, pe baza relației (4.7), $k_b = 2,0575 \text{ mm}$;

- zona blindată. Procedând în mod asemănător, pentru $h_{\text{long}} = 0,72 \text{ m}$, rezultă $\lambda_0 = 0,014165$ și $k_0 = 1,61196 \text{ mm}$;

- cazul pierderilor minime.

Calculând panta hidraulică pentru zona betonată (i_b), respectiv blindată (i_0), se constată că :

$$i_0 = 1,624 \cdot 10^{-3} > i_b = 1,3187 \cdot 10^{-3}$$

ceea ce nu este logic. Drept urmare, s-au redistribuit cele două valori ale pierderilor longitudinale de sarcină (păstrând aceeași sumă respectiv proporția din cazul pierderilor maxime), rezultând :

- zona betonată, $h_{\text{long}} = 5,813 \text{ m} \Rightarrow \lambda_b = 0,008634 \Rightarrow k_b = 0,07941 \text{ mm}$;

- zona blindată, $h_{\text{long}} = 0,417 \text{ m} \Rightarrow \lambda_0 = 0,008204 \Rightarrow k_0 = 0,04904 \text{ mm}$.

Se poate observa că, exceptând valoarea $k_b = 0,07941 \text{ mm}$, celelalte rugozități se încadrează în limitele indicate în literatura de specialitate. În lipsa altor informații, cele două rugozități rezultate pentru zona betonată a aducțiunii au fost atribuite atât puțului cât și camerei superioare.

Rezultă că la debitul $Q_0 = 178 \text{ m}^3/\text{s}$ și temperatura apei de $9,75^{\circ}\text{C}$, pierderile totale de sarcină în aducțiune (regim permanent) vor fi :

- pierderi maxime : $h_0 = 1,5255 + 10,03 + 0,72 = 12,2755 \text{ m}$;

- pierderi minime : $h_0 = 1,5216 + 5,813 + 0,417 = 7,7517 \text{ m}$.

În consecință, dintre variantele studiate inițial la proiectarea amenajării hidroenergetice Bicz, s-au reținut pentru comparație, variantele 1,3 și 7, considerând că ele sînt reprezentative pentru funcționarea amenajării.

Notînd prin indicii "b, c, p, c" elementele caracteristice aducțiunii (zona betonată respectiv blindată), puțului și camerei supe-

rioare, valorile inițiale introduse în calculul celor trei variante
sint :

- valori comune :

$$\begin{aligned} d_b &= d_o = 7 \text{ m} \\ D_p &= 23,0 \text{ m} \\ D_c &= 33,0 \text{ m} \\ L_b &= 4322,45 \text{ m} \\ L_o &= 326,33 \text{ m} \\ H_p &= 57,53 \text{ m} \\ \xi_r^+ &= 1068,9 \\ \xi_r^- &= 1306,2 \\ \xi_{p,c}^+ &= 0,2644 \\ \xi_{p,c}^- &= 0,1322 \\ (\sum \xi_i^+) &= 0 \\ (\sum \xi_i^-) &= 0 \end{aligned}$$

- valori specifice :

Varianta 1

$$\begin{aligned} k_b &= k_p = k_c = 0,0794 \text{ mm} \\ k_o &= 0,049 \text{ mm} \\ H_o &= 0,0 \text{ m} \\ \text{manevră : închidere, } T_v &= 0,05 \text{ s} \\ Q_1 &= 178,0 \text{ m}^3/\text{s} \\ Q_2 &= 0 \\ (\sum \xi_i^+) &= 1,39556 \\ (\sum \xi_i^-) &= 1,39556 \\ T_{\text{apă}} &= 17^\circ\text{C} \end{aligned}$$

Varianta 3

$$\begin{aligned} k_b &= k_p = k_c = 0,0794 \text{ mm} \\ k_o &= 0,049 \text{ mm} \\ H_o &= 0,0 \text{ m} \\ \text{manevră : deschidere (} T_{v1} &= 0,05 \text{ s), urmată} \\ \text{de o închidere (} T_{v2} &= 0,05 \text{ s) în momentul} \\ \text{atingerii saltului minim (la momentul } t &= \\ &= 131,58 \text{ s)} \\ Q_1 &= 118,5 \text{ m}^3/\text{s} \\ Q_2 &= 178,0 \text{ m}^3/\text{s} \\ Q_3 &= 0 \end{aligned}$$

$$\left(\sum \xi_i\right)_b^+ = 1,39556$$

$$\left(\sum \xi_i\right)_b^- = 1,39556$$

$$T_{ap\grave{a}} = 17^{\circ}C$$

Varianta 7

$$k_b = k_p = k_o = 2,0575 \text{ mm}$$

$$k_o = 1,61196 \text{ mm}$$

$$H_o = -46,0 \text{ m}$$

manevr\^a : \u00eenchidere, $T_v = 0,05 \text{ s}$

$$Q_1 = 135,0 \text{ m}^3/\text{s}$$

$$Q_2 = 0,0$$

$$\left(\sum \xi_i\right)_b^+ = 1,39908$$

$$\left(\sum \xi_i\right)_b^- = 1,39908$$

$$T_{ap\grave{a}} = 4^{\circ}C$$

Explicarea timpilor de manevr\^a ai vanelor, diferi\u021bi de valoarea zero trebuie corelat\^a cu faptul c\^a potrivit rela\u021biilor (6.16) \u0219i (6.22), termenul $\frac{dQ}{dt}$ \u00een cazul manevrei instantanee \u0219i $dt \Rightarrow 0$ conduce la nedeterminare matematic\^a. S-a ales \u00een consecin\u021b\^a valoarea $T_v = 0,05$, diferit\^a de zero, dar suficient de mic\^a pentru a nu influen\u021ba rezultatele. Temperaturile apei, rugozit\^a\u021bile \u0219i pierderile de sarcin\^a s-au ales \u00een concordan\u021b\^a cu necesitatea realiz\^arii unor pierderi de sarcin\^a maxime sau minime. Erorile admise \u00een determinarea vitezelor \u0219i cotelor, au fost $\xi_v = \xi_z = 0,001$ \u00een zonele obi\u0219nuite de itera\u021bie, \u00een timp ce la dep\^a\u0219irea vitezelor critice sau a nivelului de racord pu\u021b-camer\^a s-a adoptat expresia :

$$\xi_y, \xi_v, \xi_z = \frac{w_{cr,c}}{10}$$

$w_{cr,c}$ fiind viteza corespunz\^atoare num\^arului $Re = 2320$, (\u00een camer\^a superioar\^a), rezult\^and valorile $1,1 \cdot 10^{-5}$ ($T_{ap\grave{a}} = 4^{\circ}C$) \u0219i $1,7,6 \cdot 10^{-6}$ ($T_{ap\grave{a}} = 17^{\circ}C$). Pasul de calcul Δt s-a ales a fi egal cu $PER/200$, unde PER reprezint\^a o perioad\^a virtual\^a de calcul raportat\^a la sec\u021biunea transversal\^a a pu\u021bului ($\Delta t = 2,247 \text{ s}$, \u00een zonele obi\u0219nuite de itera\u021bie), iar \u00een intervalele de manevr\^a a vanelor, $\Delta t = PER/1000$.

\u00een zonele de intersec\u021bie a vitezelor critice \u0219i a limitei pu\u021b-camer\^a, deci \u00een situa\u021biile \u00een care saltul de vitez\^a sau nivel este impus, prin programul de calcul, s-a procedat la divizarea corespunz\^atoare a pasului de timp, ajung\^andu-se la $\Delta t \leq 0,001 \text{ s}$.

Programul HD 10 care inglobeaz\^a rela\u021biile acestui capitol vizualizeaz\^a pe listing, la fiecare pas de calcul vitezele medii, numerele Re corespunz\^atoare, timpul \u0219i debitul turbinat. S\^ınt marcate, de

asemenea, momentele de trecere de la regimul laminar la cel turbulent sau invers, referitor la aducțiune, puț și cameră.

Pentru edificare, se prezintă oscilogramele z, v, w și u, în cazul variantelor 1 și 3, compararea rezultatelor calculate cu cele indicate de Intreprinderea Electrocentrale "Piatra Neamț" referindu-se din păcate numai la valorile nivelelor z, pentru restul (în special momentele atingerii extremelor, neexistând corespondent).

VI.3.2. Rezultate numerice. Discuție

Varianta 1 (figura 6.5)

Alura curbei $z = z(t)$ confirmă efectul camerei superioare (prin discontinuitățile pantei la depășirea nivelului de racord puț-cameră) ca și al diafragmei, caracterizată printr-o rezistență hidraulică mai mare, la intrarea apei în castel comparativ cu ieșirea din castel (fapt ce reiese din panta medie mai mare, în zona ascendentă comparativ cu cea descendentă). Nivelele extreme sînt mai mici (13,434 m față de 13,80 m, în cazul saltului maxim - o diminuare de 2,7 %) respectiv (-11,295 m față de -12,75 m - o diminuare de 11,4 %, în cazul primului minim). Limitele de variație a vitezelor apei în aducțiune, puț și castel sînt :

$$v \in [4,625 ; -2,194] \text{ m/s}$$

$$w \in [0,428 ; -0,203] \text{ m/s}$$

$$u \in [0,183 ; -0,099] \text{ m/s}$$

Extrăgînd, prin program, valorile λ corespunzătoare vitezelor maxime și calculînd valorile $Re \sqrt{\lambda} K$ rezultă că ele sînt egale cu :

$$\text{- pentru aducțiune} \Rightarrow 28,44$$

$$\text{- pentru puț} \Rightarrow 2,866$$

$$\text{- pentru cameră} \Rightarrow 1,276$$

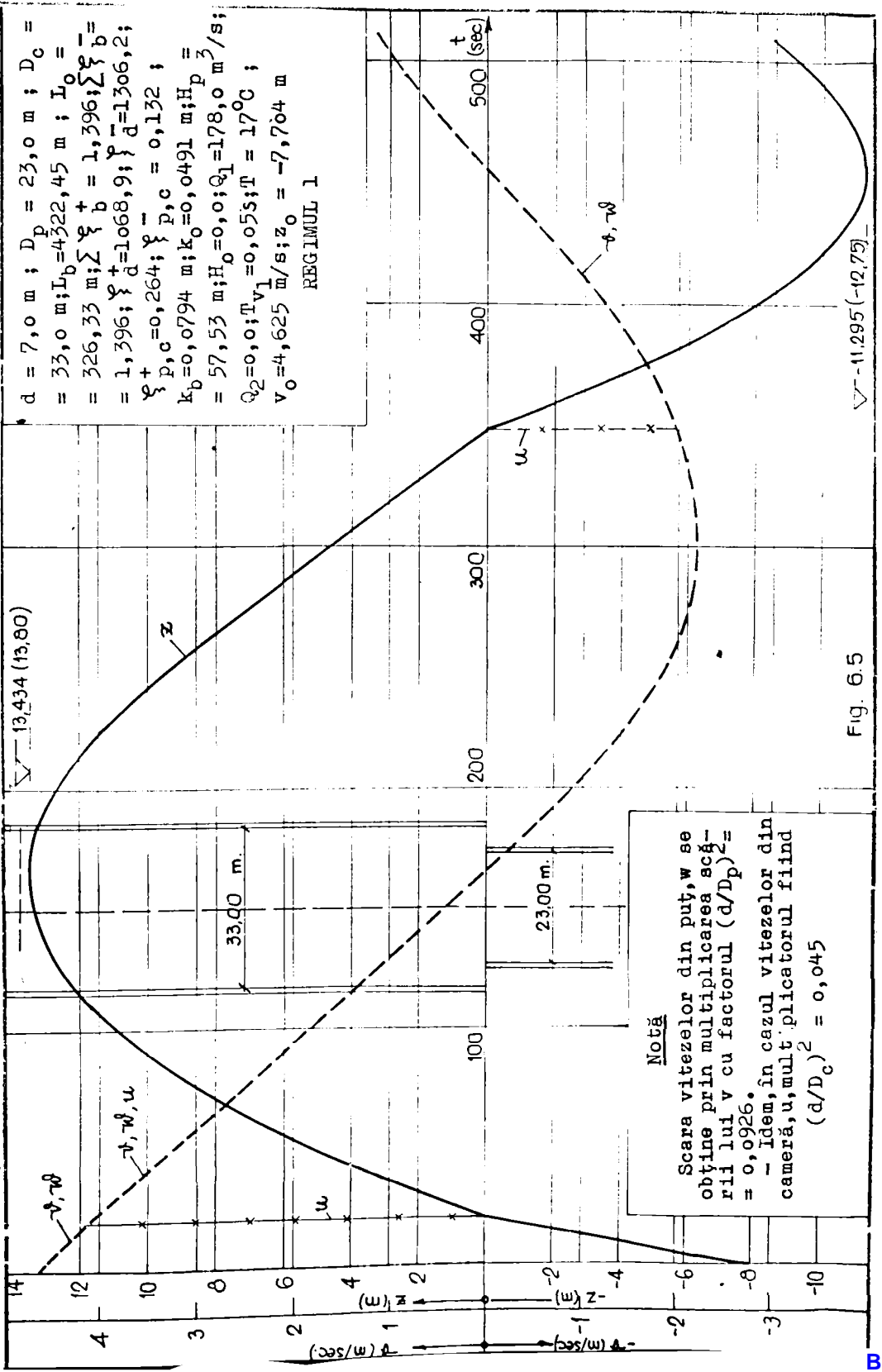
valori care, privite prin prisma limitelor indicate în tabelul 3.1, încadrează curgerile în regimul turbulent tranzitoriu (aducțiunea) respectiv turbulent-conducte netede, eventual tranzitoriu (puțul și camera). Perioadele de traversare a regimului laminar sînt extrem de mici. În puț, la începutul oscilației acest interval de timp este mai mic de 0,01 s, iar în zona primului extrem, intervalele de timp sînt egale cu :

$$0,13 \text{ s , în cazul camerei}$$

$$0,1 \text{ s , în cazul puțului}$$

$$0,04 \text{ s , în cazul aducțiunii}$$

ele urmînd a fi comparate cu intervalul de timp de 514,29 s, echivalent, ca sens fizic, primei perioade. Curbele de reprezentare a vitezelor w și u se racordează, la curba v, scările lor de reprezentare rezultînd prin multiplicarea scării acesteia cu $(d/Dp)^2 = 0,0926$ în cazul vitezei w respectiv $(d/Dc)^2 = 0,044995$, în cazul vitezei u.



$d = 7,0 \text{ m}$; $D_p = 23,0 \text{ m}$; $D_c = 33,0 \text{ m}$; $L_b = 4322,45 \text{ m}$; $L_o = 326,33 \text{ m}$; $\sum \gamma_b^+ = 1,396$; $\sum \gamma_b^- = 1,396$; $\gamma_d^+ = 1,068,9$; $\gamma_d^- = 1,306,2$;
 $\gamma_{p,c}^+ = 0,264$; $\gamma_{p,c}^- = 0,132$;
 $k_b = 0,0794 \text{ m}$; $k_o = 0,0491 \text{ m}$; $H_p = 57,53 \text{ m}$; $H_o = 0,0$; $Q_1 = 178,0 \text{ m}^3/\text{s}$;
 $Q_2 = 0,0$; $T_{V_1} = 0,05 \text{ s}$; $T = 17^\circ\text{C}$;
 $v_o = 4,625 \text{ m/s}$; $z_o = -7,704 \text{ m}$

REGIMUL 1

Notă
 Scara vitezelor din puț, w se obține prin multiplicarea scărilor lui v cu factorul $(d/D_p)^2 = 0,0926$.
 - Idem, în cazul vitezelor din cameră, u , multipliatorul fiind $(d/D_c)^2 = 0,045$

▽ -11,295 (-12,75)

Fig. 6.5

Sepra vibrezelor din puz, w se obține prin multiplicarea seq-rii lui V cu factorul $(d/D_p)^2 = 0,09236$.

- Ideea, în cazul vibrezelor din câmp, n, cu factorul fiind

$$(d/D_c)^2 = 0,045$$

Lot:

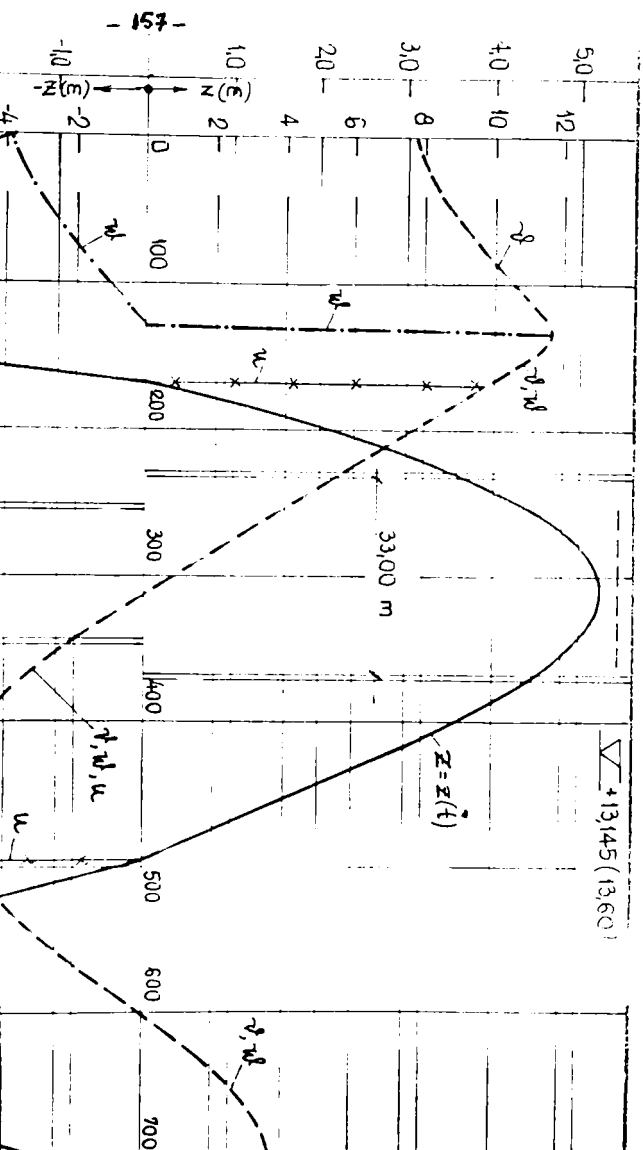


Fig. 6.6

$d = 7,0 \text{ m} ; D_p = 23,0 \text{ m} ; D_c = 33,0 \text{ m} ; L_b = 4322,45 \text{ m} ; L_0 = 326,33 \text{ m} ; \sum \gamma_b = 1,396 ; \sum \gamma_b^- = 1,396 ; \gamma_d = 1,068,9 ; \gamma_d^- = 1,306,2 ; \gamma_{p,c} = 0,264 ; \gamma_{p,c}^- = 0,132 ; k_b = 0,0794 \text{ mm} ; k_0 = 0,0491 ; H_p = 57,53 \text{ m} ; H_0 = 0,01 ; Q_1 = 118,5 \text{ m}^2 / \text{s} ; Q_2 = 178 \text{ m}^2 / \text{s} ; Q_3 = 0,01 ; \pi_{V_1} = 0,05 \text{ s} ; \pi_{V_2} = 0,051 ; \pi_{ex} = 131,281 ; \pi = 1760 ; v_0 = 3,079 \text{ m/s} ; z_0 = -3,463 \text{ m}$

Oscilația se racordează, la stînga, parametrilor caracteristici regimului permanent dictat de $Q_1 = 118,5 \text{ m}^3/\text{s}$.

Momentul atingerii saltului minim a fost determinat, rulînd programul fără a introduce a doua manevră a vanei. Primul maxim are valoarea de 13,145 m față de 13,60 m valoare de referință, rezultînd o diminuare de 3,46 %. Viteza în aducțiune atinge o valoare maximă de 4,656 m/s, superioară celei în regimul permanent corespunzător debitului de 178,0 m^3/s , extrem care coincide perioadei celei de a doua manevre a vanei (de închidere).

Intervalele de variație a vitezelor sînt :

$$v \in [4,656 ; -2,156] \text{ m/s}$$

$$w \in [0,431 ; -0,200] \text{ m/s}$$

$$u \in [0,178 ; -0,097] \text{ m/s}$$

Intervalele de timp, de parcurgere a zonei laminare sînt :

- primul extrem (saltul minim) : $\Delta t_p = 0,18 \text{ s}$

- al doilea extrem : $\Delta t_c = 0,13 \text{ s}$

$$\Delta t_p = 0,10 \text{ s}$$

$$\Delta t_a = 0,04 \text{ s}$$

- al treilea extrem : $\Delta t_p = 0,12 \text{ s}$

$$\Delta t_a = 0,04 \text{ s}$$

- al patrulea extrem : $\Delta t_c = 0,29 \text{ s}$

$$\Delta t_p = 0,22 \text{ s}$$

$$\Delta t_a = 0,07 \text{ s}$$

S-a păstrat tehnica de reprezentare a vitezelor corespunzătoare figurii 6.5.

Varianta 7

Caracterizată, în regim permanent de $v_0 = 3,5079 \text{ m/s}$ și $z_0 = -7,0692 \text{ m}$, a condus la un al doilea extrem (salt minim) de $-10,329 \text{ m}$, diminuat cu 11,3 % față de cel indicat ($-11,50 \text{ m}$).

Fără a putea trage concluzii general valabile, pe baza analizării unei singure amenajări (caracterizată prin secțiuni transversale foarte mari și o înălțime redusă a puțului), se pot trage totuși cîteva concluzii :

- curgerea în regim laminar se desfășoară în intervale de timp ne semnificative, ca durată, comparativ cu perioada de evoluție a fenomenului ;

- este util a se considera pierderi de sarcină diferențiate minime și maxime (respectiv rugozități și coeficienți ai pierderilor locale diferențiate) la determinarea saltului maxim și minim, atașînd însă și valorile extreme posibile ale temperaturilor apei turbinate;

- curgerile în aducțiune, puț sau camera superioară nedesfășu-

rîndu-se în regimul turbulent patrat, este necesară considerarea variabilitatea coeficienților pierderilor de sarcină, în timp ;

- ipoteza manevrelor instantanee nu are corespondent fizic, conducînd la nedeterminări matematice prin aplicarea algoritmului predictor-corrector ;

- dintre toți termenii specificați în relațiile (6.16) și (6.22), singurul care poate fi neglijat, datorită unei ponderi, în general sub 1 % este $h_{p,c}$ respectiv pierderea de sarcină între puț și camera superioară.

Pentru a crea o imagine asupra valorilor relative ale termenilor care apar în relația (6.16), deci conduc la calculul termenului dv/dt , se prezintă cîteva valori numerice, referitoare la varianța 3, notîndu-se în plus :

$$H_L = h_L' + h_L'' + h_p$$

$$H_{nep} = - \frac{\beta_p}{F_p} \frac{H_p + H_o + z}{g} \cdot \frac{dQ}{dt}$$

$$H_{in} = \beta g' \frac{L'}{g} + \beta g'' \frac{L''}{g} + \beta_p \frac{F}{F_p} \frac{H_p + H_o + z}{g}$$

$$\frac{dv}{dt} = \frac{H_L + h_l + h_r + H_{nep}}{H_{in}}$$

respectiv termenii corespondenți din teoria clasică :

$$H_L' = \lambda_o \frac{v_o^2}{2g} \frac{L}{d}$$

$$H_{in}' = \frac{L}{g}$$

$$\frac{dv'}{dt} = \frac{H_L' + h_l + h_r}{H_{in}'}$$

Au rezultat :

- pentru $t = 18,43$ s, ($v = 3,175$ m/s ; $w = -0,134$ m/s ;
 $-z = -5,999$ m ; $Q = 178$ m³/s) :

$H_L = 2,96$; $H_{nep} = 0$; $H_{in} = 479,181$; $h_r = -1,195$; $h_l = 0,7173$; $h_{p,c} = -0,0001$; $dv/dt = 0,00734$;

$H_L' = 2,913$; $H_{in}' = 473,88$; $dv'/dt = 0,00752$;

- pentru $t = 97,07$ s, ($v = 4,172$ m/s ; $w = -0,042$ m/s ;
 $-z = -13,288$ m ; $Q = 178,0$ m³/s) :

$H_L = 5,0489$; $H_{nep} = 0$; $H_{in} = 480,026$; $h_r = -0,1174$;
 $h_l = 1,2384$; $h_{p,c} = -1,186 \cdot 10^{-5}$; $dv/dt = 0,01483$;

$$= 160 =$$

$$H_L^i = 5,0302 ; dv'/dt = 0,01506 ;$$

- pentru $t = 129,33$ s, ($v = 4,626$ m/s ; $w = 0,0$; $z = -13,95$ m ;
 $Q = 178$ m³/s) :

$$H_B = 6,1851 ; H_{nep} = 0 ; H_{in} = 480,186 ; h_r = 0 ; h_t = 1,5226 ;$$

$$h_{p,c} = 0 ; dv/dt = 0,013 ;$$

$$H_L^i = 6,1845 ; dv'/dt = 0,0132$$

Se poate afirma, în consecință că :

- pe măsură ce viteza în aducțiune crește, raportul H_L/H_L^i descrește (în cazul de față de la 1,016 la 1,00008), fapt datorat descrescării coeficientului λ corelat cu micșorarea termenului $H_p + H_o + z$;
- în aceleași condiții, raportul H_{in}/H_{in}^i crește (de la 1,0111 la 1,0133), în mod cert datorită sporirii valorilor β ;
- raportul (dv/dv') crește de la 0,976 la 0,985), fapt care explică diferențele privind amplitudinile și decalajele în timp, menționate la începutul tezei.

Fără îndoială că relațiile (6.13) respectiv (6.18) descriu mai corect, din punct de vedere calitativ fenomenul. Aproximarea curbelor calculate pe baza acestor relații, ar fi și mai bună, față de curbe măsurate (cu o precizie acceptabilă) dacă coeficienții pierderilor locale de sarcină în aducțiune și cei ai diafragmei ar putea fi exprimați ca funcții de timp.

Poate că, modul teoretic de încadrare a pierderilor de sarcină în castel, în lucrarea de față (ca o succesiune de pierderi locale și longitudinale) nu este întotdeauna corect, datorită distanțelor mici dintre pierderile locale, în raport cu diametrele tronsoanelor respective, așa încât ar fi logic la pierderile de sarcină în castel (inclusiv diafragmă) să fie caracterizate printr-un termen unic, al cărui coeficient să fie variabil în timp.

Capitolul VII - CONSIDERATII FINALE

VII.1. Concluzii finale

În "Introducerea" tezei, s-au indicat motivele care au stat la baza elaborării ei, respectiv existența unor diferențe între valorile extreme calculate prin diverse procedee consacrate și cele măsurate (la instalații de laborator sau în natură) ca și decalajele dintre aceste valori (de-a lungul azei timp), propunându-se, în consecință, stabilirea unui nou model fizic și matematic, care să descrie mai fidel fenomenul oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice ca și în cele cu diafragmă și cameră superioară.

În principiu, cercetările întreprinse au urmărit :

a) din punct de vedere teoretic :

- studiul modului actual de abordare a fenomenului, prin prisma ipotezelor admise, a modelului fizic și matematic adoptat ca și a acurateții metodelor de calcul numeric ;

- stabilirea unor noi procedee de calcul numeric referitor la oscilațiile în castele de echilibru cilindrice, în cadrul ipotezelor clasice ;

- studiul oscilațiilor în castele de echilibru cilindrice, pe baza extinderii parametrilor considerați ca semnificativi, respectiv a adoptării unor noi ipoteze, relațiile și metodica de calcul stabilită fiind verificate prin compararea rezultatelor numerice cu cele obținute prin măsurători de laborator ;

- studiul oscilațiilor în castele de echilibru cu diafragmă și cameră superioară în condițiile noilor ipoteze, verificarea rezultatelor teoretice făcându-se prin aplicarea lor concretă în cazul parametrilor caracteristici amenajării V.I.Lenin - Bicăz ;

b) din punct de vedere experimental :

- realizarea, după concepție proprie, a unor standuri care să permită verificarea relațiilor de calcul stabilite, în condițiile unor măsurători cu o precizie sporită ;

c) din punct de vedere al tehnicii moderne de calcul :

- aplicarea unor algoritme noi de calcul, în acest domeniu și elaborarea unor programe de calcul necesare verificărilor numerice din teză ca și a unor subprograme, cu aplicabilitate și în alte domenii ale hidraulicii.

În acest sens, s-a procedat la :

1.- Prezentarea evoluției în timp a problemelor legate de calculul castelelor de echilibru în general și a celui cilindric, în spe-

cial, pe baza consultării unei vaste bibliografii de specialitate (Cap.I). S-a urmărit prin aceasta, să se stabilească dacă aspectele noi prezentate în teză au mai fost studiate teoretic și menționate de către alți cercetători, ajungându-se la concluzia că unele dintre ele au fost semnalate calitativ, fără a se intra în detalii, explicațiile putând fi următoarele :

- în perioada de fundamentare teoretică a fenomenului, cercetătorii nu au dispus de informațiile pe care le pune la dispoziție azi, Mecanica Fluidelor, fiind obligați în consecință să adopte modele simplificate de calcul ;

- tehnica modernă de calcul a apărut mult mai târziu ;

- cercetătorii care au beneficiat, atât de teoria modernă a Mecanicii Fluidelor cât și de aparatura nouă de calcul, au acceptat, "ad literam" ipotezele și relațiile clasice, referitor la fenomen, preocupându-se în exclusivitate de elaborarea unor noi metode numerice de calcul, fără a încerca să pătrundă, în detaliu, neconcordanțele dintre rezultatele calculate și măsurate fiind puse pe seama unor parametri experimentali introduși incorect, în practică, aceste neconcordanțe fiind compensate prin alegerea unor înălțimi de gardă, alese arbitrar.

2.- Studiul critic al parametrilor și ipotezelor actuale de calcul a castelelor de echilibru cilindrice, (Cap.I). S-a scos în evidență faptul că neglijarea inerției apei din castel, a pierderilor de sarcină din castel, considerarea unor coeficienți ai pierderilor de sarcină, constanți în timp (corespunzători exclusiv regimului turbulent pătratic), modul de evaluare a pierderii de sarcină în ramificație, acceptarea în unele relații, a ipotezei manevrelor instantanee (toate acestea cu caracter de generalitate absolută), constituie aspecte, care cel puțin din punct de vedere calitativ trebuie reconsiderate.

3.- Elaborarea unor metode originale de calcul privind castelul de echilibru cilindric, în cadrul ipotezelor clasice și anume, (Cap.II) :

- determinarea saltului maxim în cazul închiderii instantanee, pe cale grafică sau pe bază de coeficienți ;

- rezolvarea relațiilor "în lanț" aparținând lui von Braun, cu ajutorul relației Newton-Raphson ;

- integrarea numerică a ecuațiilor mișcării cu ajutorul unor relații implicite de calcul, pe baza metodei predictor-corrector ;

- integrarea numerică a ecuațiilor prin relații explicite de calcul de tip "pas cu pas".

4.- Analiza gradului de precizie a rezultatelor obținute prin aplicarea relațiilor explicite și implicate, prin prisma propagării

erorilor în timp în funcție de valorile adoptate pentru Δt , \bar{C}_v , și \bar{C}_z , arătându-se că prin comparație cu rezultatele considerate "exacte" - cele rezultate pe baza relațiilor "în lanț", relațiile implicite conduc la erori în valori sub 1 % , (Cap.II).

5.- Studiul implicațiilor ipotezei "manevrei instantanee a vanei" asupra valorilor saltului maxim și minim. S-a arătat că în funcție de parametrul V_r , această ipoteză conduce la valori absolute mai mari (Cap.II).

6.- Clasificarea formulelor aproximative de calcul a primelor extreme (existente în literatura de specialitate), referitor la cazul închiderii și deschiderii instantanee, (Cap.II). Cele două grafice prezentate în figurile 2.2 și 2.3 permit o ierarhizare a tuturor formulelor aproximative, constituind un criteriu legat de alegerea lor ca și de elaborarea unor noi astfel de formule.

7.- Extinderea ariei parametrilor care influențează fenomenul (în cadrul unor noi ipoteze) și corespunzător propunerea unei expresii generalizate a ecuației dinamice bazată pe, (Cap.III și VI):

- individualizarea pierderii de sarcină totale, în pierderi longitudinale și locale (pentru aducțiune și castel, primele diferențiate în funcție de tipul căptușelii) respectiv în ramificație (diafragmă), ținând cont de modul lor de variație în timp și ponderea diferită ;
- calculul coeficienților pierderilor longitudinale de sarcină în funcție de regimul hidraulic la momentul t (laminar sau turbulent) prin aplicarea relațiilor (3.30) și (3.28) ;
- menținerea valorii constante a coeficienților pierderilor locale de sarcină (inclusiv în diafragmă), datorită inexistenței unor expresii general-valabile dependente de caracteristicile regimului hidraulic ;
- introducerea unor expresii analitice de calcul ale coeficienților de neuniformitate α și β , variabili în timp, rezultate prin integrarea relațiilor generale de definiție, pe baza corectării legilor de distribuție a vitezelor în regim turbulent, (din condiții de concordanță cu relațiile de calcul ale coeficientului λ) rezultând relațiile (3.77) și (3.90) ;
- echivalarea inerției apei prin termenii care apar în relațiile (3.118), (6.16), (6.22) de forma :

$$\beta_1 \frac{L_1}{g} \cdot \frac{f}{F_1}$$

comparativ cu un singur termen L/g din relațiile clasice ;

- adoptarea unui model fizic corespunzător realității privitor la evoluția pierderii de sarcină în ramificație, subliniindu-se 7 cazuri calitativ distincte în care poate fi încadrat calculul acestor pierderi.

Inercarea de a utiliza în calcul coeficienții Gardel-Rechsteiner a dus la concluzia că aplicarea lor este eronată (ei corespunzând unor rapoarte $f/F \geq 1$), interpolarea lor, fără sens fizic conducând la erori mari ;

- elaborarea unor relații concrete de calcul, bazate pe algoritmul predictor-corrector, atât pentru cazul castelului cilindric cât și pentru cel cu diafragmă și cameră superioară.

8.- Realizarea unui program experimental, necesar stabilirii unor parametrii inițiali de calcul, respectiv verificării rezultatelor numerice, conștind din, (Cap. IV) :

- proiectarea și experimentarea unui stand necesar determinării rugozității conductelor de aducțiune ale standurilor de castele de echilibru ;

- aplicarea unei tehnici noi (la nivelul laboratoarelor Catedrei de C.H.I.F.), în măsurarea debitelor mici (cu erori mai mici de 1 %) prin folosirea unor deversoare triunghiulare cu unghi mai mic de 90° ca și în modul de reperare a nivelului liber al apei;

- realizarea și experimentarea unui stand pentru studiul castelurilor de echilibru, caracterizat prin pierderi de sarcină locale predominante și curgere preponderentă în regim laminar (în special în castel), în scopul evidențierii efectului pierderilor locale și a zonelor laminare în desfășurarea fenomenului ;

- echiparea cu aparatură modernă și experimentarea unui stand (existent) de studiu a castelurilor de echilibru, folosit anterior pentru elaborarea altor două teze de doctorat.

9.- Verificarea relațiilor teoretice stabilite prin compara-re cu :

- măsurători proprii efectuate pe instalații de laborator (Cap.V) ;

- valori determinate prin metodică clasică, referitor la amenajarea hidroenergetică V.I.Lenin-Bicaz, (Cap.VI) ;

10.- Analiza influenței diversilor termeni care apar în relațiile stabilite, asupra modului de desfășurare a fenomenului (Cap.V și VI).

Drept urmare, concluziile finale care se desprind din lucrarea de față sînt :

- ipotezele și relațiile de calcul recomandate în capitolele

III și VI, caracterizează fenomenul în mod mai apropiat de realitate decât cele acceptate în prezent ;

- variabilitatea tuturor coeficienților ecuației dinamice, fa-
ce ca aceasta (fie că se referă la castelul cilindric fie la cel cu
diafragmă și cameră superioară) să nu poată fi rezolvată (alături
de condiția de continuitate a debitelor) corect, decât prin calcul
numeric de tip "pas cu pas" ;

- dintre toți termenii menționați, pot fi neglijați (ca având
o pondere mai mică de 1 % în relațiile în care apar) doar $\mathcal{L}v_1^2/2g$
și $h_{p,c}$, ceilalți, depinzând de caracteristicile geometrice ale ame-
najării (instalației) și regimul de curgere, jucând un rol esențial
în realizarea decalajelor, după axele z și t , între curbele calculate
și măsurate ;

- ținând cont că la o amenajare din natură, pierderile locale
pot ajunge la 25 % din cele longitudinale și că pierderea de sarcină
în diafragmă este uneori de același ordin de mărime cu ultimele,
păstrarea coeficienților acestor termeni cu valori constante, nu este
corectă ;

- diferențele, în ceea ce privește saltul maxim pot fi în jur
de 5 % în cazul amenajărilor din natură și 7-8 % în cazul standurilor
experimentale (cu pondere mică a pierderilor locale de sarcină),
în timp ce la saltul minim, ele ajung la cca. 10 %, valori care pot
pleda în favoarea reconsiderării modului de abordare a fenomenului
oscilațiilor în castelele de echilibru.

VII.2. Contribuții personale. Propuneri

Privitor la tematica abordată se consideră drept contribuții
personale deosebite următoarele :

- prezentarea stadiului actual în ceea ce privește calculul
oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice, cu diafragmă și
cameră superioară ;

- elaborarea relațiilor implicite și explicite de calcul
privitor la castelul cilindric (ipoteze clasice), clasificarea re-
lațiilor aproximative de calcul a nivelelor extreme (pe baza pre-
ciziei realizate) și rezolvarea relațiilor "în lanț" pe baza for-
mulei Newton - Raphson ;

- prezentarea unui model fizic și matematic îmbunătățit re-
feritor la evoluția fenomenului la castelele cilindrice, cu cameră
superioară și diafragmă ca și a algoritmilor numerice de calcul ;

- elaborarea unor relații de calcul a coeficienților de ne-

uniformitate α și β în conducte circulare, bazate pe relațiile logaritmice de distribuție a vitezelor ;

- evidențierea influenței pe care o au asupra desfășurării fenomenului parametrilor : temperatura apei, inerția masei de apă, timpul de manevră al vanei, evoluția pierderilor de sarcină în timp ;

- realizarea a două standuri experimentale, aflate în momentul de față în dotarea Catedrei de C.H.I.F. și servind procesului de instruire al studenților ;

- realizarea a 10 programe de calcul, 57 de subprograme (cu un total de 3630 de instrucțiuni, în limbaj FORTRAN), programele HD 09 și HD 10 referitoare la castelul cilindric respectiv cu cameră superioară și diafragmă putând fi aplicate la orice lucrare de cercetare din acest domeniu, respectiv extinse și la alte tipuri de castele ;

- verificarea programelor elaborate prin comparație cu măsurători în laborator respectiv cu calculele efectuate referitor la amenajarea V.I.Lenin-Bicaz ;

- publicarea în Buletinul Institutului Politehnic "Traian Vuia" Timișoara și în lucrările celui de al VI-lea Simpozion Național de Informatică în Construcții - secțiunea Construcții Hidrotehnice, a unui număr de 4 articole cuprinzând aspecte tratate în teză (1985 - 1988).

Propuneri

În vederea optimizării în continuare a castelelor de echilibru se propune ca :

- pierderile de sarcină locale ca și pierderea de sarcină în diafragmă să fie evaluate pe baza unor coeficienți variabili în timp, determinați în prealabil prin măsurători de laborator ;

- coeficienții pierderilor longitudinale de sarcină λ ca și cel de neuniformitate β urmează să fie exprimați și în funcție de alte relații, diferite de cea folosită în lucrarea de față, respectiv Colebrook-White, căci valoarea lor este esențială în realizarea extremelor și evoluția fenomenului în timp ;

- efectuarea unor măsurători, după metoda adoptată de Gardel și Rechsteiner, pentru rapoarte $f/F_p < 1$ (privitor la pierderea de sarcină la racordul aducțiune-castel) cu și fără diafragmă, ceea ce ar permite calculul unor castele de echilibru fără necesitatea modelării lor.

x

x x

Teza cuprinde :

- 186 pagini ;
- 236 de relații numerotate ;
- 48 figuri (47 originale) ;
- 49 tabele ;
- 10 fotografii ;
- 1 Anexă (16 pagini dactilografiate și
10 programe)

B I B L I O G R A F I E

A. Lista periodicelor consultate. (Perioada) Abreviații

- Hidrotennica București (1951-1987) R.H.
- Buletinul științific și tehnic al Institutului
Politehnic "Traian Vuia" Timișoara, Seria
Construcții B.I.P.T.
- Studii și cercetări de mecanică aplicată
București S.C.M.A.
- Water Power-The International Journal for
Hydroelectric Developement.London R.H.P.
- Schweizerische Bauzeitung.Zürich (1900-1957) R.S.S.
- Wasserkraft und Wasserwirtschaft München
(1928-1942) R.H.W.
- La Houille Blanche - Grenoble(1920-1958,
1955-1980) R.H.B.
- Bulletin Technique de la Suisse Romande.
Lausanne R.B.T.S.R.
- Le Génie Civil.Paris R.G.C.
- Energetica.București R.E.
- Der Bauingenieur.Berlin R.B.

B. Lista lucrărilor elaborate cu ocazia diverselor
manifestări științifice. Abreviații

- Sesiunea de comunicări tehnico științifice,
"Contribuții I.S.P.S.-I.S.P.H., la revoluția
Tehnico-științifică în Energetica R.S.Romania"
București 1979 S.C.T.S.B.
- Sesiunea de comunicări tehnico-științifice
"Noi orientări în amenajarea resurselor
hidroenergetice".Drobeta-Turnu Severin.1982. S.C.T.S.D.T.S.
- Simpozion național " Probleme actuale în gospo-
darirea apelor.Concepții în cercetare-proiecta-
re-exploatare". Timișoara 1982 S.H.T.
- Proceedings of the 1 st International Conference
on Pressure Surges.Canterbury,England 1972 P.1.I.C.P.S.
- Proceedings of the 2 nd International Conference
on Pressure Surges.London,England 1976 P.2.I.C.P.S.
- Proceedings of the third International Conference
on Pressure Surges.Canterbury,England 1980. P.3.I.C.P.S.

C. Titluri Bibliografice

1. Allievi L. Théorie du coup de belier. Ed. Dunod Paris 1921
2. Anderson A., Robbie J.F. Some novel experiences in the computer aided design of Dinowric pumped storage surge system. P.2.I.C.P.S./1976
3. Anderson A., Robbie J.F. Effect of equation formulation on the prediction of mass oscillations in dosed conduits and surge tanks. P.3.I.C.P.S./1980
4. Anton I. Turbine hidraulice. Ed. Facla Timișoara 1979
5. Arnold V.I. Metodele matematice ale mecanicii clasice. Ed. științifică și Enciclopedică București 1980
6. Arsenie D. Studiul oscilațiilor în sistemul galerie de aducțiune-castel de echilibru, folosind principiul lui Hamilton. B.I.P.F. Fasc.1. Tom 16(30) 1974
7. Arsenie D. O formă rațională a ecuației oscilațiilor nivelului de apă în castele de echilibru simple și unele consecințe care rezultă din aceasta. R.H. nr.11/1971
8. Arsenie D. Determinarea analitică a nivelurilor extreme în castele de echilibru simple, în cazul închiderii rapide și totale a obturatorului. R.H. nr.8/1972
9. Arsenie D. Problema timpului în mișcarea evasiooscilatorie în masa de apă, la închiderea bruscă a obturatorului, unei aducțiuni cu castel de echilibru simplu. R.H. nr.5/1973
10. Arsenie D. Asupra legii evasiooscilațiilor în masa generată de manevra de închidere bruscă și totală a obturatorului în cazul aducțiilor sub presiune prevăzute cu castel de echilibru simplu. R.H. nr.12/1973
11. Arsenie D., Saltul maxim la închiderea totală bruscă în castele de echilibru cu secțiune exponențial variabilă. R.H. Nr.6/1974
12. Arsenie D. Contribuții la calculul hidraulic al castelelor de echilibru. Teza de doctorat. Timișoara, 1974
13. Arsenie D. Saltul maxim în castele de echilibru cu diafragmă (cu secțiune constantă sau cu camera superioară). R.H. nr.4/1978
14. Arsenie D. Determinarea saltului maxim în castele de echilibru cu cameră superioară. R.H. nr.7/1978
15. Arsenie D. Studiul oscilațiilor în masă, ce apar în sistemul galerie de aducțiune-castel de echilibru, la schimbarea bruscă a puterii centralei hidroelectrice, având la bază principiul lui Hamilton. S.C.M.A. nr.1. tom.41/1982

16. Arsenie J., Popescu M., Metode de calcul hidraulic pentru uzine hidrotermice și stații de pompare. București, 1987.
17. Apelt C.J. Analysis of waterhammer in complex pipe systems. P.I.I.C.P.S./1972
18. Atkinson C.I., Cronin J.L.R. Surge tank analysis by computer. R.W.P.febr.1971
19. Baasnuus W-Jessen. DruckÜbenverlust strömender Flüssigkeiten in Leitungen mit kontinuierlich veränderlichem Querschnitt. A. nr.4/1961
20. Barbillion L. Sur le degré d'irregularité des régimes de turbines et l'influence de l'asservissement de marche à vide. Escner-wyss. R.I.S. partie-aprilie 1964
21. Batchelor G.K. An Introduction to fluid dynamics. Cambridge University Press 1967
22. Bala M. Construcții Hidrotermice și Centrale Hidroelectrice Vol.II. Ed. didactică și Pedagogică București 1967
23. Bala M. Contribuții la calculul oscilațiilor nivelelor într-un castel de echilibru având forma tronconică. Determinarea analitică a saltului maxim și minim la închiderea brusca a turbinelor. B.I.P.T. Fasc.2. Tom.13/1968
24. Bala M. Contribuții la studiul castelelor de echilibru de formă tronconică. Teza de doctorat. Timișoara 1969
25. Bala M. Stabilitatea oscilațiilor în castele de echilibru de formă tronconică. B.I.P.T. Fasc.1. Tom.13/1975
26. Bala M. Construcții hidroenergetice vol.4. Litiografia IPI Timișoara 1980
27. Bala M., Popa Gh., Ion M., Construcții hidrotermice subterane. Calcul și execuție. Vol.2. Aditura Tehnică București. 1981
28. Bala M., Nicoură T., David I., Boeriu P., Lazar Gh., Orlescu M., Studiul pe model hidraulic al funcționării cuplate a două hidrocentrale legate în serie, printr-un sistem hidraulic mixt, adăugate cu nivel liber. Lucrările Forțată. S. 1982.
29. Bala M., Popa Gh., Ion M., Fuliș L., Lazar Gh., Orlescu M. Aspecte privind proiectarea și execuția conductei de aducțiune a centralei hidroelectrice Maru. S.N.T. 1982
30. Bernhart H.H. Einfluss der Schliesszeit auf die Druckstosstransmission durch Wasserschlässe. Teza de doctorat. Karlsruhe 1975

31. Bernhart H.H. The dependence of pressure wave transmission through surge tanks on the valve closure time. P.2. I.C.P.S./1976
32. Birk I. Evoluția concepției de proiectare a nouorilor de presiune a U.R.S.S. din R.S.S. România. S.C.T.S.S. 1979
33. Blattner H., Stickler H. Das Pump-Speicherwerk zwischen Schwarz und Weiss-See in den Vogesen zur Spitzendeckung des Rheinkraftwerks Kembs. R.S.S. nr. //1964
34. Bratianu C., Metode cu elemente finite în dinamica fluidelor Ed. Academiei R.S.R., București, 1983
35. Bollough J.B.B., Robie J.F. The accuracy of certain numerical procedures when applied to the solution of ordinary differential equations of the type used in the digital computer prediction of mass oscillation in closed conduits. P.I.I.C.P.S./1972
36. Bouvard M. Apropos de la condition de Thomà dans les cheminées cylindriques à étranglement optimum. R.I.S. nr. 4/1952
37. Bouvard M., Molbert J. Calcul de la cheminée à étranglement, de la crête Isère-Arc. R.H.S. nr. 2/1953
38. Bouvard M., Molbert J., Gerard P. Considerations sur les cheminées amortissantes du type à chambres d'expansion R.I.S. nr. 4/1955
39. Braun E. Über graphische Behandlung von Wasserschlossproblemen. R.S.S. vol. 77/1921
40. Braun E. Zur Berechnung von Wasserschlossern R.S.S. vol. 36/1925.
41. Braun E. Bemerkungen zur Theorie der Druckschwankungen in Rohrleitungen. R.W.W. vol. 16/1934
42. Brown J.G. Centrale hidroelectrice de putere mare. Edit. Tinnică, 1970
43. Calame J., Gaden J. Théorie des chambres d'équilibre. Ed. Gautier-Villars Paris, 1926
44. Calame J., Gaden J. De la stabilité des installations hydraulique munies de chambres d'équilibre. R.S.S. vol. 90/1927.
45. Calame J.; Résonance de l'oscillation dans une chambre d'équilibre. R.H.S. iulie-aug. 1934

46. Caseau P. Techniques mathématiques utilisées en mécanique des fluides. R.A.S. nr.3/1963
47. Certousov.M.D. Hidraulică (curs special).ed.1e.în.1. Bucureşti, 1966
48. Chappey R. Calcul des coups de bélier et des phénomènes transitoires par calculateurs électroniques.R.H.B. nr.2/1967
49. Chevalier J.,duj M., Essais de la cheminée d'équilibre de Cordéac en ce qui concerne la condition de Thom.R.A.S. nr.6/1957
50. Chiselev P.G. Indreptar pentru calculul hidraulic.Școala Științifică de Stat.Bucureşti, 1953
51. Chow V.T. Open - Channel Hydraulics. Mc Graw-Hill 1959
52. Chung I.J. Finite Element Analysis in Fluid Dynamics Mc Graw-Hill 1973
53. Cioc D.,Jeler V. Studii asupra camerei de expansiune și galeriei de fugă de la o hidrocentrală subterană.R.H.Nr.1-2/1960
54. Cioc D.,Cristea A.,Măruță A. Unele probleme referitoare la metoda grafică de calcul a mișcării nepermanente în conducte sub presiune. R.H.nr.7/1963
55. Cioc D. O metodă simplă și intuitivă pentru fundamentarea procedeeilor grafice și numerice de calcul a mișcării nepermanente a lichidelor în conducte sub presiune R.A./1964.
56. Cioc D. Contribuții la calculul mișcărilor nepermanente în conducte și la teoria sonicității cu aplicare la pompa-jul sonic.Studii de hidraulică. I.S.C.H. vol.XVIII/1963
57. Cioc D. Hidraulică. Ed. Didactică și Pedagogică București 1975
58. Cioc D. Hidraulică. Ed. Didactică și Pedagogică (ediția II-a) București 1983
59. Combes G.,Sorot R. Nouvel abaque pour le calcul des réservoirs d'air compte tenu des pertes de charge.R.A.S.nr.5/1952
60. Constantinescu H. Complexul hidrotermic și energetic Cerna-Motru-Pismana.R.H. nr.1/1930
61. Constantinescu Gh. Contribuții privind protecția instalațiilor lor sub presiune utilizând efectele aerului liber. Teză de doctorat Timișoara,1934.
62. Conte J. Procédé de calcul graphique des chaînes d'équilibre R.H.B. nr.spécial B.1957
63. Cosma Gh. Une nouvelle méthode de répartition des points de mesure des vitesses dans les jaugages en conduite forcée circulaire.R.H.B. nr.5/1972

64. Cuculescu I. Analiză numerică. Ed. Tehnică București 1967
65. Cuenod S. Principes et exemples d'application des dispositifs de stabilisation. R.H.B. nr.18/1957
66. David I. Hidraulică vol.I. Lito.rafia I.P.T. 1982
67. David I. O formă generalizată a ecuației transferului energiei mecanice în mișcarea turbulentă medie a fluidelor viscoase incompresibile pentru un segment de tub rigid cu diafragme local ortogonale de formă oarecare. S.H.I. Vol.1. 1982.
68. David I., Ion M., colectiv studenți. Studiul comparativ al oscilațiilor în masa în sistemele hidraulice sub presiune prin diferit. metode numerice. Sesiunea de comunicări științifice studențești a I.P.T.V. Timișoara, Mai 1983
69. David I. Hidraulică vol.II. Lito.rafia I.P.T. 1984.
70. David I. Unele considerații asupra bilanșului energetic în ramificație. Conferința de Mașini Hidraulice și Hidrodinamica. Timișoara 1985.
71. Dogaru O.C. Fortran. Teorie și practică. Tipografia Universității Timișoara, 1975.
72. Dubs K. Über die Bewegung von Luftblasen in ruhendem und fließendem Wasser. R.H.B. nr.14/1931
73. Escande L. Remarque sur les perturbations entretenues en résonance à l'extrémité aval d'une conduite forcée. R.H.B. jan-febr. 1955
74. Escande L. Oscillations superposées dans les cheminées d'équilibre à section constante ordinaires ou à étranglement. R.H.B. nr. special A 1955
75. Escande L. Abaque caractérisant le fonctionnement d'une cheminée déversante à étranglement optimum R.H.B. nr. special B 1955
76. Escande L., Bougareo J. Régime variable dans un canal d'amorce associé à une galerie en charge. R.H.B. nr.2/1956
77. Escande L. Calcul des chambres d'équilibres déversantes avec apport de débit. R.H.B. nr.4/1957
78. Escande L. Coup de bélier dû à une fermeture instantanée dans une conduite à caractéristique multiples. R.H.B. nr. special A 1958
79. Aguisareff I.V. Modèles réduits de grands réseaux avec usines hydroélectriques et influence du coup de bélier. R.H.B. nr.4/1958
80. Ewing D.J.F. Analysis of pressure-transients using incompressible flow theory. P.2. I.C.P.S./1976.

81. Fliegner A. Mitteilungen aus dem Laboratorium für theoretische Maschinenlehre, an der eidgenössischen Polytechnikum. R.S.B. vol.3/1884
82. Foch A. Les lois physiques de l'écoulement des fluides. R.H.B. sept-oct.1922
83. Forchheimer Pa. Hydraulik. Verlag G.B. Teubner Berlin 1914
84. Forrest J.A., Robbie J.R. Mass oscillation prediction a comparative study of mass surge and waterhammer methods. P.S.I.C.P.S./1930
85. Frank J. Zur graphischen berechnung gedämpfter wasserschläusser. R.B.vol.47/1930
86. Frank J. Zur Stabilität der schwingungen in schottwasser-schläussern mit unveränderlicher leistungsentnahme. R.S.B. vol.12/1942
87. Frank J. Zur Stabilität der schwingungen in schottwasser-schläussern mit unveränderlicher leistungsentnahme. R.S.B. 1942
88. Gabran O. Die Zähigkeit des wassers, unter dem einfluss des gasgehaltes. R.W.W. vol.18/1937
89. Gardel A. Les pertes de charge dans les écoulements au travers de branchement en T. R.S.B.T.S.R. nr.9,10/1957
90. Gardel A. Influence de la partie de l'aménagement situé l'aval de la chambre d'équilibre sur les petites oscillations avec réglage automatique. R.S.T.S.R. nr.10/1957
91. Gardel A., Rechsteiner U.F. Les pertes de charge dans les branchements en T des conduites de section circulaire. École Polytechnique fédérale de Lausanne 1971
92. Gardel A. Perte de charge dans un étranglement conique. R.B.T.S.R. 1963
93. Gardel A. Etude théorique et expérimentale de l'influence de l'énergie cinétique de l'eau de la galerie au droit de la chambre. R.B.T.S.R. 1969
94. Gheorghiu V., Nicorăniță, Soeriu P., Nicolae A. Contribuții la calculul rezistenței la curbură în coturile conductelor. B.I.P.T. Fasc.1. Ion.17/1972
95. Gheorghiu V. Funcții de rugozitate pentru sistematizarea calculului rezistenței hidraulice a conductelor tehnice. S.C.M.A., București, 1976
96. Goldan W. Theoretisches und Praktisches über Geschwindigkeitsformeln für Wasserläufe. R.W.W. nr.4/1921
97. Graze H.A. The importance of temperature in air cabinet operations. P.I.I.C.P.S./1972

98. Groza C., Nourescu A., Prigusa., Cipiceanu M. Construcția uzinei hidroelectrice " Gheorghe Gheorghiu-Dej Argeș " a.n.nr. 10/1965
99. Hackeschmidt M. Grundlagen der Strömungstechnik. Vol.I/II Leipzig 1969/1970
100. Haindl K. waternammer protection of low-head conduits and networks by air chambers with natural air content. P.I.I.C.R.S./1972
101. Halanay A., Popescu M., Analiza stabilității hidraulice generale a căderilor de echilibru prin metoda funcției Liapunov, a.d. nr.9/1973
102. Hancu S., Popescu M., Jeleu I., Constantinuescu G. Unele aspecte privind calculul loviturii de berbec și instalățiile de pompare. a.d.nr.2/1973.
103. Hancu S., Rus E., Dan P., Teodorescu Ch., Hidraulica sistemelor de irigație cu funcționare automată. Ed. Ceres București, 1982.
104. Hancu S., Popescu M., Dana D., Dan P., Rus E., Zamfirescu E., Danchiv A., Constantinescu A., Hidraulică aplicată. Simularea numerică a mișcării nepermanente a fluidelor. Ed. Tehnică București, 1985.
105. Iacob C. Mecanica teoretică. Ed. Didactică și Pedagogică București, 1980
106. Iamandi C., Petrescu M., Jeleu I., Dumitru R., Jeleu I., Descrierea hidraulică instalățiilor. Elemente de calcul și aplicații. Ed. Tehnică București 1985.
107. Idelcika I.S. Indrumător pentru calculul rezistențelor hidraulice. Ed. Tehnică. București, 1984
108. Ilie J. Amenajarea hidroenergetică a râului Sebeg (etapa I) a.d. nr.4/1975
109. Ion M. Calculul structurilor hidrotehnice. Lito. grafiă IPT Timișoara 1982.
110. Ion M. Relations de calcul des oscillations dans les cheminees d'equilibre cylindriques. B.I.P.T. 1985
111. Ion M. Considérations sur le calcul des niveaux extrêmes de l'eau dans les cheminees d'equilibre cylindriques pour les manoeuvres instantanées totales des vanes, par des formules aproximatives. B.I.P.T. 1987.
112. Ionescu D., Introducere în hidraulică. Ed. Tehnică. București, 1977.
113. Jaeger Ch. Analogien zwischen Stützkraftminimum und Energie-

114. Jaeger Ch. Theorie générale du coup de belier, Application au calcul des conduites à caractéristiques multiples et des chambre d'équilibre. R.G.C. dec. 1933.
115. Jaeger Ch. Méthode de contrôle des galeries et conduites forcées. R.H.B. martie - avrilie 1934
116. Jaeger Ch. Note II relative au coup de bélier et à son influence sur le réglage automatique des turbines. R.S.B. nr.6/1934
117. Jaeger Ch. Die derzeitigen Anschauungen über die Sichertheit von Druckrohrleitungen, R.W.W. vol.7/1935
118. Jaeger Ch. Über einer allgemeinen graphischen Berechnungsmethode der Druckstösse in Rohrleitungen. R.W.W. vol. 17/1935
119. Jaeger Ch. Note sur les phénomènes periodiques dans les conduites forcées à caractéristiques multiples. R.H.B. mai-juin 1936.
120. Jaeger Ch. Gleichförmige Strömung in grossen Rohrleitungen und Kanälen. R.W.W. vol.21/1936
121. Jaeger Ch. Der Mischungsvorgang bei plötzlichem Querschnittsübergang. R.W.W. vol.24/1936
122. Jaeger Ch. Die analytische Theorie des Druckstosses in Druckleitungen. R.W.W. vol.23/1937
123. Jaeger Ch. Vergrösserung von bestehenden hydroelektrischen Kraftwerken. R.W.W. vol.11-12/1938
124. Jaeger Ch. Zur Theorie der Resonanzerscheinungen in komplexen Druckleitungen. R.W.W. vol.13,14/1939
125. Jaeger Ch. Theorie des Druckstosses in Leitungen mit längs der Axe, linear wachsenden charakteristischen. R.W.W. vol.15,16/1939
126. Jaeger Ch. Das Differential-Wasserschloss mit sofortiger Dämpfung. R.W.W. vol.3/1941
127. Jaeger Ch. Über neue in Ausländerschienene Veröffentlichungen betreffend Druckstösse in Druckleitungen und Massenschwingungen in Wasserschlossern. R.W.W. vol.6/1942
128. Jaeger Ch. Systematische Untersuchung von Wasserschlossern. R.W.W. vol.10/1942
129. Jaeger Ch. De la stabilité des chambres d'équilibre et des systèmes de chambre d'équilibre. R.S.B. vol.122/1943
130. Jaeger Ch. Hydraulique Technique, Ed. Dunod Paris 1954
131. Jaeger Ch. Le système à double chambre d'équilibre. R.H.B. nr.4./1957

132. Jeanpierre D., Lachal A., Van Thienen N. La chambre d'eau de l'usine d'Oraison. R.H.B. Nr.7./1966
133. Jeanpierre D., Lachal A. Dissipation d'energie dans un puits a vortex: R.H.B: nr:7/1966
134. Jura C., Insemnătatea conditiei de omocromie în relațiile de modelare a camerelor de echilibru. R.H.nr.1/1963.
135. Kaicev P.A. Méthode graphique pour l'étude des oscillations dans une chambre d'équilibre alimentée par deux canaux d'amenée. R.H.B.nr.3/1959.
136. Kaicev P.Ä. De la stabilité hydraulique des chambres d'équilibre dans certains cas complexes. R.H.B. nr.6/1960.
137. Kamaüller. Die Saugschwelle in der unteren Wasserschlosskammer und der durch sie erzielbare Raumgewinn. R.B.vol. 47/1925.
138. Karas K. Zeichnerische Ermittlung der Spielbewegung gedämpfter Wasserschlösser. R.B. vol.35,36/1941
139. Karas K. Zeichnerische Ermittlung der Spielbewegung gedämpfter Wasserschlösser. R.H.H. vol.4/1942
140. Kaplan M., Belongoff G., Wentworth K.C. Economic Methods for modeling hydraulic transient simulation P.I.I.C.P.S.
141. Kilchmann C. Elektrizitätswerk Luzern-Engelberg. R.S.B.Nr. 3/1906
142. Landau L.D., Lifşit E.M. Mecanică: Ed. Tehnică Bucureşti, 1966
143. Levin L. mouvement permanent dans une conduite forcée ou coups de bélier. R.H.C. oct. 1969
144. Levy J.V. Some aspects of the multiple surge tank problems on the southern tunnel main. P.I.I.C.P.S./1972
145. Li W.H., Lam S.H. Principles of fluid Mechanics. Addison - Wesley Publishing Co. London 1964
146. Lippke M. Beitrag zur Kenntnis der Geschwindigkeitsformel von Ganguillet und Kütter. R.H.H. vol.21/1934
147. Löbel P. Eine Abkürzung der Bazinschen Geschwindigkeitsformel R.H.H. vol.1/1934
148. Mateescu Cr., Spiceanu M. Uzina hidroelectrică Moroeni. R.H. nr.12/1960
149. Mateescu Cr. Hidraulică. Ed. Didactică şi Pedagogică, Bucureşti, 1961
150. Măruşă Al. Cîteva aspecte ale problemei pierderilor de sarcină la obturări cu bare ale secţiunilor de curgere R.H. nr.1-2/1960
151. Măruşă Al. Asupra discuşiei ecuaţiilor de modelare ale oscilaţiilor în castele de echilibru. R.H: nr.12/1960

152. Mann V. Geschwindigkeitsverteilung in Konren. K.A.A.
nr.2/1932
153. Mead W.D. Water Power Engineering. Mc. Graw-Hill Book Co.
New - York 1915
154. Moor Rob. Die kombinierten Kraftwerke Klosters-Rüchlis und
Davos-Klosters der Bänder Kraftwerke. K.A.S. Nr.6/1929
155. Morozov A.A. Utilizarea energiei apelor. Ed. Tehnica
București, 1952
156. Mosonyi A., Nagy L., Stability Investigations by Computer.
K.A.P. nr.7/1964
157. Mühlhofer L. Rauheitsuntersuchungen in einem Stollen mit
betonierter Sohle und unverkleideten Wänden. K.A.A. Nr.3/
/1933.
158. ...
delor. Ed. Scrisul Românesc. Craiova, 1980
160. Niculescu St. Ingiere in portran. Ed. Tehnica București, 1970
161. Nourescu A., Diaconu A., Gilbert A. Amenajarea uzinei hidro-
electrice V.I. Lenin Bicaș pe râul Bistrița. K.A.S. nr.1/
/1960.
162. Orabona E. Considerations sur le volume déversé par une
cheminée avec seuil déversant de largeur infinie arasé à
niveau statique. K.A.S. Nr.4/1957
163. Paccard M. Utilisation de la calculatrice électronique pour
l'étude des oscillations au système des generies d'amen.
de l'aménagement de Saint-martin-Vésudrie. K.A.S. nr.6/1960
164. Papworth M.U. Pressure surge: doubts in the design process
for real systems. P.3.I.C.P.S./1965
165. Pavel D. Hidraulică teoretică și aplicată. Ed. Tehnica
București, 1950
166. Pavel D. Unele probleme ale reglării hidrocentralelor. K.A.S.
Nr.6/1961
167. Pavel D., Prigdu M., Uzina hidroelectrică Cădu V.R. Ed. nr.12/
1960
168. Plichon J.N., Lescuré A. Instabilités hydrauliques dans les
centrales K.A.S. nr. special 2-3/1979
169. Popescu M., Novotny P. Calculul numeric automat al oscilațiilor
din castelul de echilibru de secțiune variabilă. K.A.S. nr.1/
/1969
170. Popescu M., Probleme actuale în domeniul hidraulicii siste-
melor de echilibru. Studii de hidraulică. T.3. Ed. nr.1/
/1969

171. Popescu M., Metode noi pentru calculul hidraulic al castelelor de echilibru. Studii de hidraulică ISCIFGA. vol. XXIII 1970.
172. Popescu M., Novotny P. Contribuție la studiul stabilității castelelor de echilibru. R.H. nr. 6/1970
173. Popescu M., Stere C. Calculul numeric automat al oscilațiilor dintr-un sistem de două castele de echilibru plasate pe galeria de aducțiune a unei uzine hidroelectrice. R.H. nr. 9/1970.
174. Popescu M. Contribuții la calculul hidraulic al castelelor de echilibru. Teză de doctorat (rezumat) București, 1970
175. Popescu M., Stere C., Jeleu I. O stație de pompare cu castel de echilibru. R.H. nr. 6/1972
176. Popescu M., Halanay A. Analiza stabilității hidraulice generale de funcționare la regimuri tranzitorii a uzinelor hidroelectrice prevăzute cu unul sau două castele de echilibru. S.C.T.S.B. 1979
177. Popescu M., Halanay A. A computing technique for hydraulic resonance in hydropower plants. Rev. Mec. Aplicată. București, 1981
178. Popescu M. Calculul rezonanței hidraulice la uzine hidroelectrice. I. S.C.M.A. Nr. 1. Tom 41/1982
179. Popescu M. Calculul rezonanței hidraulice la uzine hidroelectrice II. S.C.M.A. Nr. 2 Tom 41/1982
180. Popescu M. Rezultate experimentale în studiul mișcării nepermanente din sistemele hidraulice sub presiune I. S.C.M.A. nr. 4. Tom 41/1982
181. Popescu M., Rezultate experimentale în studiul mișcării nepermanente din sistemele hidraulice sub presiune II S.C.M.A. nr. 5 Tom 41/1982
182. Popescu M., Halanay A. Calculul rezonanței hidraulice la uzine hidroelectrice. S.C.T.S.B.T.S. 1982
183. Popescu M. Câteva rezultate teoretice și experimentale în studiul mișcărilor nepermanente din sistemele hidraulice sub presiune, cu aplicații la uzine hidroelectrice și stații de pompare. S.N. 1. 1982
184. Popescu M., Halanay A. Calculul rezonanței hidraulice la uzine hidroelectrice. R.H. Nr. 11/1983
185. Prasil F. Wasserschlossprobleme. R.S.B. Nr. 52/1908
186. Preissler-Bollrich. Technische Hydromechanik. VEB Verlag für Bauwesen Berlin 1980
187. Press H. Wasserkraftwerke. Verlag Wilhelm Ernst und Sohn.

188. Press H., Schröder R. Hydromechanik im Wasserbau. Verlag
Wilhelm Ernst und Sohn. Berlin-München 1966
189. Pressel K. Beitrag zur Bemessung des Inhalts von Wasser-
schlössern. R.S.B. vol.53/1909
190. Prigcu K. Construcții hidrotehnice. Ed. Didactica și
Pedagogică București 1974
191. Quellet Y. Analyse de la stabilité d'un système de deux
chambres d'équilibre respectivement à l'amont et à l'aval
des turbines dans le domaine non linéaire. R.H.B. nr.1/1972.
192. Ransford G. La stabilité d'une chambre d'équilibre placée
sur la galerie de fuite d'une usine. R.H.B. nr.2/1957
193. Ransford G., Amaud P. La détermination des caractéristiques
optimales d'un régulateur hydraulique, compte tenu de
l'auto-régulation et de la pente de la courbe de rendement.
Cas de turbines Francis de n_R moyen. R.H.B. nr.3/1958
194. Reindl C. Wasserschloss und Unterwasserstollen-Versuche am
Kraftwerk Doblari. R.W.W. vol.7./1941
195. Robbie J.F., Robson F.M. Computer aided design of surge
chambers in pumped storage-conduit systems. P.I.C.P.S./
1972.
196. Rouse H. Ince S., Histoire de l'hydraulique (fasc.8.) R.H.B.
supplément. 1955
197. Sabovici V. Castelul de echilibru al Uzinei hidroelectrice
V.I. Lenin Bicaz. R.H. nr.5/1961.
198. Van de Sande E. Belde A.P., Hamer B.J.G., Hiemstra W. Velocity
profiles in accelerating pipe flows started from rest.
P.I.C.P.S./1980
199. Schlag A. L'introduction des pertes de charges dans le calcul
du coup de bélier. R.G.C. febr.1961
200. Schnyder O. Druckstöße in Rohrleitungen. R.W.W. fir.5/1932
201. Schnyder O. Über Druckstöße in verzweigten Leitungen mit
besonderer Berücksichtigung ^{von} Wasserschlossanlagen. R.W.W.
vol.12/1935
202. Schnyder O. Über Druckstöße in Rohrleitungen die zur
bleibenden Rohrverformung führen. R.W.W. vol.4./1936
203. Schoklitsch A. Spiegelbewegung in Wasserschlössern. R.S.B.
vol.81/1923.
204. Schoklitsch A. Druckverlust in Stahl-Druckrohren von Wasser-
kraftanlagen. R.W.W. vol.21/1935
205. Schüller J. Eine wirtschaftliche Wasserschlossform. R.S.B.
vol.89/1927.

206. Schüller J. Das Stabilitätskriterium für gedämpfte Wasserschlosser bei Belastungsstörungen mit endlichen Schwingungsweiten. R.W.W. vol.22/1928
207. Sedov L. Mécanique des milieux continus. Vol. I. Ed. Mir-Moscou 1975
208. Sideriades L. Stabilité de deux cheminées d'équilibre couplées sans perte d'insertion R.H.B. nr.4/1958.
209. Sideriades L. Méthodes de topologie qualitative; applications à l'étude des cheminées d'équilibres. R.H.B. Nr. 4/1962
210. Silaş Gh. Vibrații mecanice. Ed. Didactică și Pedagogică București, 1968.
211. Sipiceanu M., Prișcu R., Uzina hidroelectrică "16 februarie" Argeș. R.L. nr.1/1964
212. Skalicka J., Malenak J., Pejchal V. Pertes hydrauliques locales et les corrélations des singularités Vydavatelstvo Slovenskej Akademie Vied. Bratislava Vol. XLII. C.2. 1964
213. Strickler A. Versuche über Druckschwangungen in eisernen Rohrleitungen. R.S.B. aug. 1914
214. Streeter V.L. Numerical methods for calculation of transient flow. P.I.I.C.P.S./1972
215. Stucky A. Contribution à l'étude expérimentale et analytique des chambres d'équilibres. R.H.B. sept.-dec. 1936
216. Svec R. Surge chamber with an enclosed compressed air-cushion. P.I.I.C.P.S./1972.
217. Sașac I. Gh. Matematici speciale. Vol. I și II. Ed. Didactică și Pedagogică București, 1981/1965
218. Thiriot Cl. Méthodes approchées de calcul des coup de beller dans de conduites relativement longues. R.H.B. Nr. 2/1967.
219. Thomä D. Die Bedeutung des Versuchswesens für die Ausbildung der Wasserkraftwerke. R.W.W. vol.12/1929
220. Tietjens O. Strömungslehre. Vol. 2. Springer-Verlag Berlin-Heidelberg-New York 1970
221. Toikmitt G. Grundlagen der Wasserbaukunst. Verlag Von Wilhelm Ernst und Sohn. Berlin. 1907
222. Torell P.A. Surges in Multiple Tanks. R.W.P. nr.12/1966.
223. Valvis P.G. Location of a Surge Tank in Relation to Speed Regulation R.W.P. nr.11-12/1967
224. Ven To Chow. Open-Channel hydraulics. Mc. Graw-Hill Kogakusha Tokyo. 1959
225. Vilbert A. L'écoulement dans les conduites d'assainissement à parois lisse. R.G.C. Nov. 1969

226. Vladimirov V.S. Ecuațiile fizicii matematice. Ed. Științifică și Enciclopedică București, 1980
227. Vogel G. Untersuchungen über den Verlust in rechtwinkligen Rohrverzweigungen. Mitteilungen des Hydraulischen Instituts der Technischen Hochschule München. Heft. I. 1926.
228. Vucetic J. Nouveau critère de stabilité des cheminées d'équilibre en régime initial non permanent. R.G.C. nr. 6-7/1968
229. Zaoui J. Recours J. Analysis on simulating pipe line transient flow by computer. P.I.I.C.P.S./1972
230. Zeldovith I., Mychis A. Elements de mathématiques appliquées. Ed. Mir. Moscou 1974
231. Warren M.M. Penstock and surge-tank problems. Transactions. American Society of Civil Engineers Nr. 1337/1914
232. Walt C.S., Boldy A.P., Hobbs J.M. Combination of finite difference and finite element techniques in hydraulic transient problems. P.3. I.C.P.S./1980
233. Williamson J.V., Rhone T.J., Dividing Flow in Branches and Wyes Journal of the Hydraulics Division. Vol. 99. nr. HY5. May. 1973
234. Wisner P. Cu privire la cercetarea pe modele hidraulice a castelelor de echilibru. R.H. nr. 2/1954
235. Wisner P., Bratosin D. Asupra dimensionării diafragmelor la castelele de echilibru. R.H. nr. 6/1958.
236. Wisner P., Bratosin D. Cercetări asupra pierderii de sarcină în diafragmele castelelor de echilibru. R.H. Nr. 1-2/1960
237. Wittenberger A.G. Studiul stabilității oscilațiilor în castele de echilibru. R.H. nr. 1/1957
238. * * * Über die Anlage von Wasserkräften bei hohen Gefälle. R.S.B. vol. 7/1886
239. * * * Das Gibson-Wassermessverfahren und seine Nachprüfung R.S.B. vol. 13/1933
240. * * * Manualul Inginerului Hidrotehnician vol. 2. Științifică București, 1970
241. * * * Rîurile României. Monografie hidrologică. București, 1971.
242. Ion M. Expresii generale de calcul a coeficienților și în cazul conductelor circulare sub presiune. Al VI-lea Simpozion Național de Informatică în Construcții, Timișoara 1988 (S.N.I.C.-VI)

243. Ion M. Probleme legate de calculul oscilațiilor în castele de echilibru cilindrice pe baza folosirii calculatoarelor electronice (S.N.I.C-V1), 1988 Timișoara.

C U P R I N S

	Pg.
Introducere	3
Cap.I.Stadiul actual al studiului castelelor de echilibru cilindrice	7
I.1. Evoluția castelelor de echilibru	7
I.2. Evoluția metodelor de calcul	10
I.3. Factorii care influențează oscilațiile în castelul de echilibru cilindric.Ipotezele actuale de calcul	20
Cap.II.Contribuții privind integrarea numerică a ecuațiilor mișcării în cazul castelului cilindric, ipoteze clasice	27
II.1. Cazul închiderii instantanee totale.Calculul aproximativ al valorilor extreme, pe baza relațiilor "în lanț"	27
II.1.1. Rezolvarea problemei pe bază de coeficienți	27
II.1.2. Rezolvarea grafică a problemei	29
II.1.3. Rezolvarea ecuațiilor "în lanț" prin aplicarea metodei Newton-Raphson	30
II.1.4. Comparații numerice	31
II.2. Considerații privind precizia rezultatelor numerice, obținute prin aplicarea formulelor aproximative	31
II.3. Integrarea numerică a ecuațiilor mișcării prin formule explicite de calcul	33
II.4. Integrarea numerică a ecuațiilor mișcării prin formule implicite de calcul (metoda Euler îmbunătățită - algoritm predictor-corector)	37
II.5. Studiu comparativ al rezultatelor numerice obținute prin aplicarea formulelor explicite și implicite	41
II.6. Implicațiile ipotezei "manevrei instantanee a vanei" asupra valorilor saltului maxim respectiv minim	43
Cap.III.Contribuții privind calculul oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice în cazul unor ipoteze diferite de cele clasice	47
III.1. Ipoteze.Ecuatiile fundamentale ale mișcării	47
III.2. Expresiile generale ale coeficienților α și β	52
III.2.1. Limite de separare a zonelor regimului turbulent	54
III.2.2. Relații de calcul adoptate pentru determinarea coeficientului pierderii longitudinale de sarcină în regim turbulent.Discuție	55

III.2.3. Explicitearea relațiilor generale de calcul ale coeficienților α și β	61
III.2.3.1. Expresia generală a coeficientului α	64
III.2.3.2. Expresia generală a coeficientului β	68
III.2.3.3. Studiul numeric al variantelor teoretice de calcul a coeficienților α și β	69
III.2.3.4. Corectarea legilor de distribuție a vitezelor în regim turbulent	71
III.3. Evaluarea pierderilor de sarcină	77
III.3.1. Stadiul actual	77
III.3.2. Considerații privind evoluția și calculul pierderilor de sarcină	78
III.4. Expresia generală de calcul a ecuației dinamice	89
III.5. Integrarea numerică a ecuațiilor generale ale mișcării pe baza metodei Euler - algoritm predictor-corector	90
Cap. IV. Cercetări experimentale	93
IV.1. Determinarea experimentală a rugozității conductelor de aducțiune	94
IV.1.1. Experiențe efectuate pe conductă cu diametrul interior $d = 0,0534$ m	99
IV.1.2. Experiențe efectuate pe conductă cu diametrul interior $d = 0,105$ m	101
IV.2. Studiul experimental al oscilațiilor în castelele de echilibru cilindrice	104
IV.2.1. Descrierea instalațiilor	104
IV.2.1.1. Instalația - platformă exterioară (A)	104
IV.2.1.2. Instalația - laborator de Construcții Hidrotehnice (B)	108
IV.2.1.3. Măsurători preliminare	111
IV.2.2. Determinarea, în regim permanent, a parametrilor caracteristici oscilațiilor în castelele de echilibru	112
Cap. V. Interpretarea rezultatelor	116
V.1. Observații preliminare	116
V.2. Variante de calcul. Grafice comparative	118
V.2.1. Grafice	119
V.2.1.1. Cazul închiderii	119
V.2.1.2. Cazul deschiderii	127
V.3. Influența parametrilor considerate asupra rezultatelor numerice	128

V.3.1. Efectul inerției apei	128
V.3.2. Variabilitatea pierderilor de sarcină	134
V.3.3. Influența coeficienților $\alpha_c, \beta_c, \beta_g$	138
Cap.VI. Contribuții privind calculul oscilațiilor în castele de echilibru cu diafragmă și cameră superioară	139
VI.1. Calculul castelelor de echilibru cu diafragmă și camere. Stadiul actual. Observații	139
VI.2. Relații de calcul în cazul castelului de echilibru cu cameră superioară cilindrică și diafragmă	145
VI.3. Verificarea relațiilor de calcul	148
VI.3.1. Elemente caracteristice funcționării castelului de echilibru al U.H. "V.I. Lenin" - Bicăz. Elemente inițiale de calcul. Variante	149
VI.3.2. Rezultate numerice. Discuție	155
Cap.VII. Considerații finale	161
VII.1. Concluzii finale	161
VII.2. Contribuții personale. Propuneri	165
BIBLIOGRAFIE	168
CUPRINS	184