

ALLMÄN RAPPORT
FRÅN

STATENS SKEPPSPROVNINGSANSTALT
(THE SWEDISH STATE SHIPBUILDING EXPERIMENTAL TANK)

Nr 2

GÖTEBORG 24

Maj 1956

PROPELLERBERÄKNING ENLIGT VIRVELTEORIEN
RÄKNEEXEMPEL OCH HJÄLPDIAGRAM

av

HANS LINDGREN

och

C. A. JOHNSON



PROPELLERBERÄKNING ENLIGT VIRVELTEORIEN RÄKNEEXEMPEL OCH HJÄLPDIAGRAM

I. Inledning

I anknytning till ett föredrag vid tekniska samfundet i Göteborg publicerades vid statens skeppsprovvningsanstalt allmän rapport nr 1 med titeln "Virvelteorien och dess tillämpning vid beräkning av moderna fartygspropellrar", av Hans Lindgren [1].¹⁾

I nämnda rapport lämnas en på moderna arbeten baserad översikt över virvelteorien och dess praktiska tillämpning vid beräkning av fartygspropellrar.

Det har från ett flertal håll framkommit önskemål, att en komplett sammanställning av de för beräkningsförfarandet erforderliga diagrammen jämte anvisningar och exempel på deras användning samt för beräkningarna lämpliga tabeller skulle utarbetas som ett komplement till den tidigare rapporten.

Föreliggande rapport är utarbetad med tanke på dessa önskemål. Den är ämnad att på ett så överskådligt och lättfattligt sätt som möjligt visa gången i en teoretisk propellerberäkning. Den beräkningsgång som använts är givetvis icke den enda tänkbara. Ej heller är de bladformer och sektionstyper, som användes i det bifogade exemplet, de enda tänkbara. De har valts enär de i ett antal fall visat sig ha egenskaper, som gör dem lämpliga att användas på handelsfartygspropellrar av normal typ.

Det förtjänar påpekas, att man vid ett flertal vetenskapliga institutioner över hela världen för närvarande är sysselsatt med att omarbета och förbättra de hittills använda teorierna. Då virvelteorien i sin ursprungliga form endast är tillämplig under vissa, starkt idealiserade förhållanden, har den, för att kunna användas i det praktiska konstruktionsarbetet, måst kompletteras med ett antal teoretiskt och empiriskt härledda korrektionsfaktorer. Det är särskilt dessa korrektionsfaktorer, som nu är föremål för ett intensivt studium. Som nämndes i [1] är det i synnerhet när det gäller beräkning av s.k. medströmspropellrar, dvs. propellrar som arbetar i ett på grund av medström mer eller mindre variabelt hastighetsfält bakom ett fartyg, som ett antal problem uppträtt, vilka fortfarande väntar på sin slutgiltiga lösning.

Föreliggande rapport är närmast avsedd att tjäna som en handledning åt propellerkonstruktörerna på varven och redovisa en lämplig beräkningsgång vid beräkning av en normalbelastad handelsfartygspropeller. Konstruktionen av högt belastade bogserbåtspropellrar eller speciella propellrar såsom exempelvis motroterande propellrar innefattas sålunda icke i denna sammanställning.

Som ett komplement till den i den föregående rapporten lämnade litteratursammanställningen kan slutligen nämnas två senare utkomna arbeten på området, nämligen ett av Lerbs [2], ur vilket underlaget för fig. 4-7 har hämtats, samt ett av Eckhardt och Morgan [3], vilka bl. a. härlett diagrammen i fig. 10 och 11.

1) Se litteraturanvisningarna, kapitel VI

II. Beteckningar och koefficienter

Beteckningssystemet i denna rapport ansluter sig till det i [1] använda. Följande beteckningar har använts: (Siffrorna inom parentes hänvisar till de ekvationer i vilka beteckningen i fråga introduceras.)

A	= konstant i samband med korrektion för strömlinjekrökning. Se fig. 13	t	= sugfaktor, medelvärde över propellerdisken
c	= säkerhetsfaktor i samband med kavitationstalet. (16)	T	= propellertryckkraft
C _L	= lyftkraftkoefficient för en bladsektion (11)	V	= resulterande vattenhastighet vid en propellersektion, m/s (13)
C _T	= tryckkraftkoefficient (3)	V _s	= fartygshastighet, knop
C _{Ti}	= tryckkraftkoefficient, ideell vätska (4)	v _s	= fartygshastighet, m/s
C _P	= effektkoefficient (5)	v _e	= v _s (1-w) = framdriftshastighet för propellern, m/s
C _{Pi}	= effektkoefficient, ideell vätska (6)	w _r	= medströmsfaktor, medelvärde för en radie
D	= propellerdiameter, m	w	= medströmsfaktor, medelvärde för hela propellerdisken
e	= vattnets ångbildningstryck, kg/m ²	x	= r/R
f _{eff}	= effektiv krökning (18) Se även fig. 14	y	= bladsektion, avstånd från förkant Se fig. 14
f _{geom}	= geometrisk krökning (18) " " " 14	z	= bladantal
f _y	= ordinata för medellinje " " " 14	Δα	= viskositetskorrektion av stigningsvinkeln (19)
k ₁	= korrektionsfaktor för medellinje (18)	β	= hydrodynamisk stigningsvinkel, okorrigerad (10)
k ₂	= korrektionsfaktor för stigningsvinkel (19)	β _i	= hydrodynamisk stigningsvinkel, korrigerad för de inducerade hastigheterna (9)
l	= längd av bladsektion	γ	= vattnets specifika vikt, kg/m ³
dL	= lyftkraft för en bladsektion	ε _i	= glidtal för profil (bladsektion) (4)
n	= varvtal, r/s	η	= propulsionsverkningsgrad (1)
N	= varvtal, r/m	η _o	= propellerverkningsgrad (1a)
p	= statiskt tryck i ostörda strömmen, kg/m ²	η _i	= propellerverkningsgrad, ideell vätska (7)
p _a	= statiskt tryck i en punkt på profilytan, kg/m ²	η _r	= relativ, rotativ verkningsgrad (1a)
p _o	= vattentrycket på axelcentrum, kg/m ²	ℋ	= Goldsteins korrektionsfaktor för ändligt bladantal (11)
Δp	= p-p _a = undertrycket i en punkt på profilytan, kg/m ²	λ	= framdriftstalet (2)
P	= effekt vid propellern, hk	λ _i	= framdriftstalet, inkluderande inducerade hastigheter (8)
P	= propellerstigning	ρ	= vattnets täthet, kg s ² /m ⁴
q	= 1/2 ρV ² = stagnationstrycket, kg/m ²	σ	= kavitationstalet för en bladsektion (12)
r	= radie till bladsektion	φ	= β _i + Δα = geometrisk stigningsvinkel, okorrigerad (20)
r _f	= nosradie för bladsektion		
R	= propellerradie = D/2		
s _y	= sektionstjocklek Se fig. 14		
s	= max. sektionstjocklek " " " 14		

III. Beräkningens gång

Som redovisas i [1], kan beräkningen förslagsvis utföras enl. nedan. Ett exempel på beräkningarnas genomförande återfinnes i kapitel IV.

1. Fastställande av erforderliga utgångsdata

För beräkningen erforderliga data är:

Erforderlig propellertryckkraft, T , kg eller
erforderlig propellereffekt, P , hk.
Aktuellt varvtal, n , r/s (r/m).
Beräknad fartygshastighet, V_s , knop.
Medelmedström, w , och medströmsfördelning $w_r = f(r)$.
Läget av axelcentrum under vattenytan.

Vid beräkningen kan man utgå antingen från axeleffekten, (korrigerad för förluster i axelledningen) eller propellertryckkraften. Det har dock visat sig, att noggrannare resultat erhålles, om tryckkraften användes som utgångspunkt.

De värden, som lämnas på korrektionsfaktorerna i ekv. (7) och ekv. (22), gäller under förutsättning att tryckkraften användes som utgångspunkt. Om man istället utgår från effekten, förefaller det som om den förstnämnda korrektionen ej behöver företagas, utan

$$\eta_i = \eta_{i\text{okorr.}} \quad (7a)$$

Är endast axeleffekten känd, kan tryckkraften beräknas ur

$$T = 75 P \eta / 0.5144 V_s (1-t) \quad (1)$$

varvid propulsionsverkningsgraden, η , och sugfaktorn, t , måste uppskattas från liknande fartyg. Beräknas som en god approximation frigående propellerverkningsgraden exempelvis ur Troosts välkända B_p - δ -diagram, skrivs (1) lämpligen som

$$T = 75 P \eta_o \eta_r / 0.5144 V_s (1-w) \quad (1a)$$

varvid medströmsfaktorn, w , och relativa rotativa verkningsgraden, η_r , måste uppskattas. Som rimligt värde på η_r kan man sätta 1.02 för 1-propellerfartyg.

Medströmsfördelningen kan bestämmas noggrant medelst modellprov eller approximativt med kännedom om fördelningen för liknande fartyg. Fig. 1¹⁾ ger medströmsfördelningen för två olika, normala 1-propellerfartyg, som den erhållits från modellprov vid SSPA.

2. Bestämning av propellerdiameter och bladantal

Ur exempelvis Troosts konstruktionsdiagram (B_p - δ eller B_u - δ -diagram) bestämmas på vanligt sätt den optimala propellerdiametern liksom det lämpliga bladantalet. Rimligt värde på bladareaförhållandet måste därvid beräknas ur något känt kavitationskriterium, exempelvis enligt Burrill (Se [4], sid. 186). Bladantalet kan även påverkas av vibrationssynpunkter etc., vilket icke närmare kommer att behandlas här.

Den propeller, som ger den bästa verkningsgraden akter om ett fartyg, har en diameter, som är något mindre än den diameter, som erhålles enligt ovan, vilket även berördes i [1]. Ungefär 5 % reducereing av diametern kan därför rekommenderas.

3. Beräkning av den ideella verkningsgraden, η_i

Ur värden på T , D , v_e och n beräknas

$$\lambda = \frac{v_e}{\pi n D} \quad (2)$$

$$C_T = \frac{T}{\rho/2 v_e^2 \cdot \frac{\pi D^2}{4}} \quad (3)$$

1) Figurerna återfinns i kapitel V.

samt

$$C_{T_i} \approx \frac{C_T}{1 - 2 \epsilon_i \lambda} \quad (4)$$

Som god approximation kan man härvid använda $\epsilon_i = 0.025$.

Det kan påpekas att Lerbs [2] i stället för (4) rekommenderar approximationen

$$C_{T_i} \approx \frac{C_T}{1 - 2 \epsilon_i \lambda_i} \quad (4a)$$

Skillnaden mellan (4) och (4a) ger icke någon mätbar skillnad i η_i .

För beräknade värden på λ och C_{T_i} kan η_i (okorrigerad) avläsas i fig. 2 eller fig. 2a.

Om man istället utgår från effekten, erhålles

$$C_P = \frac{75P}{\rho/2 \cdot v_e^3 \cdot \frac{\pi D^2}{4}} \quad (5)$$

och

$$C_{P_i} \approx \frac{C_P}{1 + \frac{2}{3} \cdot \frac{\epsilon_i}{\lambda_i}} \quad (6)$$

Därvid erhålles η_i (okorrigerad) ur fig. 3.

Det avlästa, okorrigerade värdet på η_i bör korrigeras för medströmsfältet så att för ett 1-propellerfartyg

$$\eta_i = 0.97 \eta_i \text{ (okorrigerad)} \quad (7)$$

(Obs! Detta gäller under förutsättning att C_{T_i} använts som utgångspunkt. Se punkt III. 1.) varvid även kan beräknas

$$\lambda_i = \frac{1}{\eta_i} \cdot \lambda \quad (8)$$

samt

$$\text{tg } \beta_i = \frac{1}{\eta_i} \cdot \left(\frac{1-w}{1-w_r} \right)^{3/4} \cdot \text{tg } \beta \quad (9)$$

för samtliga radier, r. Därvid är

$$\text{tg } \beta = \lambda \cdot \frac{1-w_r}{1-w} \cdot \frac{1}{x} \quad (10)$$

där $x = r/R$

Beräkningen av $\text{tg } \beta_i$ återfinnes i tabell 1 i räkneexemplet (kapitel IV).

Om ingen hänsyn toges till den radiella variationen av medströmsfältet, ersättes ekv. (9) av

$$\text{tg } \beta_i = \frac{1}{\eta_i} \cdot \text{tg } \beta \quad (9a)$$

Detta alternativ kan vara aktuellt exempelvis vid beräkning av propellrar för 2-propellerfartyg.

4. Beräkning av produkten $C_L \cdot l$

$$C_L \cdot l = \frac{4\pi D}{z} \cdot x \cdot \mathcal{H} \sin \beta_i \text{tg } (\beta_i - \beta) \quad (11)$$

$$\text{där } C_L = \frac{dL}{\rho/2 \cdot v^2 \cdot l dr}$$

Beräkningen utföres för samtliga radier och illustreras av tabell 1 (kapitel IV). Goldsteins korrektionsfaktor för ändligt bladantal, γ , har uppritats i fig. 4-7 för 3-6-bladiga propellrar som den erhållits ur [2].

5. Bestämning av kavitationstalet, σ

Det lokala kavitationstalet beräknas för samtliga radier med propellerbladet i sitt övre läge enligt ekvationen

$$\sigma = \frac{P_o - e - (x R) \gamma}{\rho / 2 V^2} \quad (12)$$

där

$$V = v_{er} \cdot \frac{\cos(\beta_i - \beta)}{\sin \beta_i} \quad (13)$$

$$v_{er} = v_s (1 - w_r)$$

P_o = vattentrycket på axelcentrum

e = vattnets ångbildningsstryck =

$$= 200 \text{ kg/m}^2 \text{ vid } +17^\circ\text{C}$$

γ = vattnets spec. vikt, 1025 kg/m^3 för saltvatten

ρ = vattnets masstäthet, $104.5 \text{ kg s}^2/\text{m}^4$ för saltvatten.

Beräkningen åskådliggöres av tabell 2 i räkneexemplet.

6. Hållfasthetsberäkning

Hållfasthetsberäkningen kan utföras enligt olika metoder, beroende på uppställda fordringar. Beträffande klassificeringsällskapen kan nämnas Det Norske Veritas, som i sitt reglemente ger noggranna formler för beräkning av sektionerna vid $x = 0.2$ och $x = 0.6$.

Nedanstående formler återfinns i något annorlunda form i detta reglemente.

För $x = 0.2$

$$s_{0.2} \sqrt{l_{0.2}} = \sqrt{\frac{1.3 P_m (1.75 - P_{0.2}/D)}{z N \left[k \sigma_B - \left(\frac{N D}{100} \right)^2 (0.28 \theta + 0.58) \right]}} \quad (14)$$

För $x = 0.6$

$$s_{0.6} \sqrt{l_{0.6}} = \sqrt{\frac{0.35 P_m (2 - P_{0.6}/D)}{z N \left[k \sigma_B - \left(\frac{N D}{100} \right)^2 (0.2 \theta + 0.35) \right]}} \quad (15)$$

med

$s_{0.2}$ resp. $s_{0.6}$ = sektionstjocklek i m.

$l_{0.2}$ resp. $l_{0.6}$ = sektionenslängd i m.

P_m = maximala bromsade effekten vid motorn

N = varvtalet i r/m.

k = konstant, beroende av propellermaterial, fartystyp och maskintyp.

σ_B = brottgränsen vid töjning för materialet i fråga i kg/mm^2

θ = bladets lutning (rake) i grader

Som underlag för ovannämnda formler har bland annat använts en beräkningsmetod som utarbetats av Romsom. Förfaringsättet vid Romsoms metod är likartat och framgår av formler och diagram i fig. 8a och 8b.

Beräkningsresultaten vid användning av den ena eller den andra av ovannämnda metoder skiljer sig obetydligt från varandra. I räkneexemplet i kapitel IV har sektionstjocklekarna beräknats i enlighet med Norske Veritas formler. Härvid erhöles $s_{0.2} = 31.4 \text{ cm}$ och $s_{0.6} = 15.0 \text{ cm}$.

Utgående från samma sektionslängder och en tillåten tryckpåkänning av totalt 500 kg/cm^2 erhålles med användning av Romsoms formler $s_{0.2} = 30.2 \text{ cm}$ och $s_{0.6} = 14.8 \text{ cm}$.

7. Beräkning av C_L och l

Lyftkraftkoefficienten C_L och sektionslängden l skall bestämmas så att såväl ekv. (11) som hållfasthetskravet enl. 6 ovan uppfylles. Dessutom skall lägsta trycket på profilen uttryckt i formen $\Delta p/q$ uppfylla villkoret:

$$\Delta p/q \leq c \cdot \sigma \quad (16)$$

där c är en säkerhetsfaktor som sättes till ca 0.75 - 0.85 (siffran 0.85 gäller fartyg med relativt homogent medströmsfält).

Relationen mellan C_L , l , s och medellinjekrökningen f_{eff} framgår av fig. 9-12. Beträffande diagrammens giltighet, se punkt 8.

Utförandet av beräkningarna i detalj framgår av tabell 3.

8. Beräkning av medellinjekrökningen, f_{geom}

Enligt NACA¹⁾ kan en profil karakteriseras av medellinjen samt av den relativt medellinjen symmetriska tjockleksfördelningen (se även avdelning 10 nedan samt fig. 14).

Om en profil utsättes för plan, stötfri anströmning av en ideell vätska, erhålles ett samband mellan lyftkraftkoefficienten, C_L , erforderlig medellinjekrökning, f_{eff} , och största undertryck, $\Delta P/q$, som beror av vilken tjockleksfördelning och vilken typ av medellinje som användes. Detta samband illustreras för några olika profilkombinationer av fig. 9-12. Fig. 10 och 11 a och 11 b har hämtats ur en nyligen publicerad artikel [3] och ännu icke kommit till användning vid någon propellerkonstruktion vid SSPA. Ordinaterna för de i dessa kombinationer ingående tjockleksfördelningarna och medellinjerna återfinns i tabell 10.

I räkneexemplet har använts en cirkelbågformad medellinje kombinerad med en tjockleksfördelning av typen NACA 0012-64, som visat sig ge en lämplig profil. (Beträffande ordinator, se tabell 10). Då inget diagram av ovan nämnda typ finnes tillgängligt för denna kombination, har vid beräkningen använts fig. 9 och 12, som förutsätter rena cirkelbågprofiler. Härvid införes ett smärre fel i beräkningarna, som bl. a. medför, att något längre sektioner erhålles, än om ett korrekt diagram använts.

Vid bestämning av f_{eff}/l ur fig. 9-12 inträffar det ofta att så stora värden på C_L erhålles för de innersta sektionerna, att diagrammen icke räcker till. För rena cirkelbågprofiler kan approximationsformeln

$$f_{eff}/l = C_L (0.080 - 0.1 s/l) \quad (17)$$

användas som komplettering av fig. 9 och 12.

Den sålunda erhållna, teoretiskt erforderliga medellinjekrökningen f_{eff} måste korrigeras, dels för den inducerade strömlinjekrökningen, dels för minskning i cirkulationen till följd av friktionsförlusterna. Med ledning av på andra håll publicerade värden på dessa storheter har vid skeppsprovningensanstalten sammanställt ett diagram (fig. 13) för beräkning av den totala effekten av dessa faktorer. I likhet med förfarandet i [5] har detta diagram uppgjorts med $1/D$ som bas i stället för bladareförhållandet, som i andra publikationer varit den vanligaste huvudparametern. I fig. 13 a kan således korrektionsfaktorn k_1 för $\lambda_i = 0.2$ vid olika värden på x och $1/D$ avläsas. Faktorn k_1 för det aktuella λ_i -värdet erhålles sedan ur fig. 13 b.

Diagrammet gäller närmast sektioner med cirkulär medellinje. För sektioner med medellinjen NACA $a = 1.0$ multipliceras erhållna värden med 0.93 och för sektioner med medellinjen $a = 0.8$ med 1.24, beroende på att de olika sektionstyperna uppvisar olika värden på friktionsförlusterna. Dessa siffervärden har beräknats med hjälp av i [2] angivna korrektionsfaktorer.

Den aktuella medellinjekrökningen erhålles således som

$$f_{geom} = \frac{1}{k_1} \cdot f_{eff} \quad (18)$$

Se för övrigt tabell 4.

1) NACA = National Advisory Committee for Aeronautics

9. Beräkning av stigningsfördelningen

Den okorrigerade stigningsvinkeln återfinnes i tabell 1 som β_i . Denna vinkel bör ökas för att kompensera en del av friktionsförlusterna. Korrektionen erhålles som

$$\Delta \alpha = k_2 \cdot C_L \quad \text{grader} \quad (19)$$

där k_2 för olika värden på x återfinnes i tabell 8.

Stigningsvinkeln blir således

$$\varphi = \beta_i + \Delta \alpha \quad (20)$$

Stigningsförhållandet

$$(P/D) = x\pi \operatorname{tg} \varphi_{\text{okorr.}} \quad (21)$$

Dessutom tillkommer en korrektion, som torde kunna förklaras av att ingen hänsyn tagits till osymmetri i strömlinjekrökningen. Korrektionen har empiriskt erhållits till $c:a$ 3 % d. v. s.

$$P/D = 1.03 x \pi \operatorname{tg} \varphi \quad (22)$$

10. Bestämning av propellerns utseende i detalj

Medellinjens form är bestämd, beroende på vilken av fig. 9-12 som använts vid beräkning av medellinjekrökningen, f. Här har endast berörts den cirkulära medellinjen samt medellinjerna av typ NACA $a = 1.0$ och NACA $a = 0.8$. Samtliga dessa finns tabellerade i tabell 10. Som omnämndes i [1], finns ett stort antal medellinjer att välja på, men deras respektive för- och nackdelar är ännu ej helt utredda. Vid SSPA har hittills i huvudsak endast arbetats med den cirkulära medellinjen.

Valet av lämpligaste tjockleksfördelning är ännu mindre klarlagt än frågan om lämpligaste medellinje. Vid SSPA har med gott resultat använts en fördelning av typ NACA 0012-64. Denna finns återgiven i tabell 10. Definitionsmässigt skall tjockleksmåttens avsättningsvinkelrätt mot medellinjen. I det här medtagna räkneexemplet (tabell 7) har däremot tjockleksmåttens förenklat lagts vinkelrätt mot baslinjen (se även fig. 14), vilket är praxis vid SSPA.

Fig. 14 visar schematiskt medellinje, tjockleksfördelning samt den kompletta profilen för bladsektionen vid 0.7 R i räkneexemplet.

Lämpligen tillverkas bladen med sektionerna förskjutna relativt generatrisen på sätt som framgår av tabell 9 och fig. 15.

IV. Räkneexempel och anvisningar

Exempel: Beräkning av en 4-bladig medströmspropeller för ett tankfartyg (depl. $\approx 40000 \text{ m}^3$).

1. Erforderliga utgångsdata

Maskineffekt bromsad	$P_m = 16300 \text{ hk}$
Propellereffekt	$P = 15800 \text{ hk}$
Propellertryckkraft	$T = 116700 \text{ kg}$
Varvtal	$n = 1.717 \text{ r/s} \quad (= 103 \text{ r/m})$
Beräknad fart	$V_s = 17.2 \text{ knop} \quad v_s = 8.848 \text{ m/s}$
Medelmedström	$w = 33.8 \text{ \%}; \quad v_e = v_s (1-w) = 5.857 \text{ m/s}$

Medströmsfördelning (enl. liknande fartyg, fig. 1):

x	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	0.95
w_r/w	1.64	1.64	1.58	1.46	1.23	0.94	0.72	0.61	0.60
w_r	0.554	0.554	0.534	0.493	0.416	0.318	0.243	0.206	0.203

Läget av axelcentrum under v. y. = 6.5 m

2. Bladantal och diameter

Ur normala konstruktionsdiagram har erhållits som lämpliga värden:

$$\begin{aligned} \text{Bladantal } z &= 4 \\ \text{Diameter } D &= 6.7 \text{ m} \end{aligned}$$

3. Beräkning av η_i och λ_i

$$\lambda = \frac{v_e}{\pi n D} = 0.1622$$

$$C_T = \frac{T}{\rho/2 v_e^2 \cdot \frac{\pi D^2}{4}} = 1.848 \quad (\rho = 104.5 \text{ kg s}^2/\text{m}^4)$$

$$C_{T_i} = \frac{C_T}{1 - 2 \epsilon_i \lambda} = 1.863$$

Ur fig. 2 erhålles η_i (okorr.) = 0.675

dvs. $\eta_i = 0.97 \cdot 0.675 = \underline{0.655}$

och $\lambda_i = \frac{1}{\eta_i} \cdot \lambda = 0.2476$

(Om istället C_{P_i} beräknas ur ekv. (5) och (6) och η_i avläses ur fig. 3, erhålles $\eta_i = \eta_i$ (okorr.) = 0.662 och således en något lättare propeller).

4. Beräkning av produkten C_{L1}

Tabell 1

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11	12
$\frac{x}{r/R}$	w_r	$\frac{1-w}{1-w_r}$	$\left(\frac{1-w}{1-w_r}\right)^{3/4}$	$\text{tg}\beta$	$\text{tg}\beta_i$	$1+\text{tg}\beta_i\text{tg}\beta$	$\text{tg}(\beta_i-\beta)$	$\sin\beta_i$	\mathcal{H}	⑧ · ⑨	C_{L1}
0.2	0.554	1.484	1.344	0.5465	1.121						
0.3	0.554	1.484	1.344	0.3643	0.7475	1.2723	0.3012	0.5987	0.990	0.18033	1.127
0.4	0.534	1.421	1.301	0.2854	0.5669	1.1618	0.2423	0.4932	0.976	0.11950	0.9816
0.5	0.493	1.306	1.221	0.2484	0.4630	1.1150	0.1925	0.4201	0.970	0.08087	0.8252
0.6	0.416	1.134	1.100	0.2384	0.4004	1.0955	0.1479	0.3717	0.959	0.05497	0.6655
0.7	0.318	0.971	0.978	0.2386	0.3563	1.0850	0.1085	0.3356	0.928	0.03641	0.4976
0.8	0.243	0.875	0.905	0.2317	0.3201	1.0742	0.0823	0.3049	0.858	0.02509	0.3623
0.9	0.206	0.834	0.873	0.2161	0.2880	1.0622	0.0677	0.2768	0.690	0.01874	0.2449
0.95	0.203	0.830	0.870	0.2057	0.2732	1.0562	0.0639	0.2636	0.525	0.01684	0.1767
1.0											

$$\textcircled{5} \text{tg}\beta = \lambda \cdot \frac{1-w_r}{1-w} \cdot \frac{1}{x} = 0.1622 / \textcircled{1} \cdot \textcircled{3} \quad \textcircled{10} \text{ enl. fig. 5 } \left(\frac{1}{\lambda_i} = 4.039\right)$$

$$\textcircled{6} \text{tg}\beta_i = \frac{1}{\eta_i} \cdot \left(\frac{1-w}{1-w_r}\right)^{3/4} \cdot \text{tg}\beta = 1.5267 \cdot \textcircled{4} \cdot \textcircled{5} \quad \textcircled{12} C_{L1} = \frac{4\pi D}{z} \mathcal{H} x \sin\beta_i \cdot \text{tg}(\beta_i-\beta)$$

$$\textcircled{8} \text{tg}(\beta_i-\beta) = \frac{\text{tg}\beta_i - \text{tg}\beta}{1+\text{tg}\beta_i\text{tg}\beta} = \frac{\textcircled{6} - \textcircled{5}}{\textcircled{7}} \quad \frac{4\pi D}{z} = 21.04$$

5. Beräkning av kavitationstalet σ

Tabell 2

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$\frac{x}{r/R}$	$xR \cdot \gamma$	$\cos(\beta_i-\beta)$	$\sin\beta$	$(1-w_r)$	$v_{er} = (1-w_r)v_s$	v	$\frac{\rho}{2} v^2$	$P_0 - e - xR\gamma$	σ	$c \cdot \sigma$
0.2	687			0.446	3.946					
0.3	1030	0.9575	0.3423	0.446	3.946	11.038	6366	15733	2.471	1.853
0.4	1374	0.9719	0.2745	0.466	4.123	14.598	11135	15389	1.382	1.037
0.5	1717	0.9820	0.2411	0.507	4.486	18.271	17443	15046	0.863	0.647
0.6	2060	0.9892	0.2320	0.584	5.167	22.031	25360	14703	0.580	0.435
0.7	2404	0.9942	0.2321	0.682	6.034	25.847	34907	14359	0.411	0.308
0.8	2747	0.9966	0.2258	0.757	6.698	29.563	45665	14016	0.307	0.230
0.9	3090	0.9977	0.2112	0.794	7.025	33.186	57543	13673	0.238	0.179
0.95	3262	0.9980	0.2015	0.797	7.052	34.928	63743	13501	0.212	0.159
1.0	3434									

$$\textcircled{2} \gamma = 1025 \text{ kg/m}^3$$

$$\textcircled{7} v = v_{er} \cdot \frac{\cos(\beta_i-\beta)}{\sin\beta} = \frac{\textcircled{6} \cdot \textcircled{3}}{\textcircled{4}}$$

$$\textcircled{8} \rho = 104.5 \text{ kg s}^2/\text{m}^4; \rho/2 = 52.25$$

$$\textcircled{9} P_0 - e = 10100 + 6.5 \cdot 1025 = 16763 \text{ kg/m}^2$$

$$\textcircled{10} \sigma = \frac{P_0 - e - xR\gamma}{\frac{\rho}{2} \cdot v^2} = \frac{\textcircled{9}}{\textcircled{8}}$$

$$\textcircled{11} \text{Säkerhetsfaktorn } c \text{ väljes } = 0.75 \text{ med tanke på den stora variationen i medströmsfältet.}$$

6. Hållfasthetsberäkning

Enligt Norske Veritas.

Utgångsvärden:

$$P_m = 16300 \text{ hk (bromsade)}$$

$$z = 4$$

$$N = 103 \text{ r/m}$$

$$\theta = 13^\circ$$

$$D = 6.7 \text{ m}$$

$$(P/D)_{okorr.} = \pi x \text{tg}\beta_i, \text{ dvs.}$$

$$P_{0.2}/D \approx P_{0.3}/D = 1.07 \cdot \pi \cdot 0.3 \cdot 0.7475 = 0.753 \text{ (Totala stigningskorrektionen för denna radie torde komma att uppgå till c:a 7\%)}$$

$$P_{0.6}/D = 1.04 \cdot \pi \cdot 0.6 \cdot 0.4004 = 0.785$$

$$\sigma_B = 45 \text{ kg/mm}^2$$

$k = 11.4$ (gäller för 1-propellerfartyg med turbinmaskineri och propeller av "special propeller bronze".)

$$s_{0.2} \cdot \sqrt{l_{0.2}} = \sqrt{\frac{1.3 \cdot 16300 \cdot (1.75 - 0.753)}{4 \cdot 103 \cdot \left[11.4 \cdot 45 - \left(\frac{103 \cdot 6.7}{100} \right)^2 \cdot (0.28 \cdot 13 + 0.58) \right]}}$$

$$\text{ger } s_{0.2} \cdot \sqrt{l_{0.2}} = 0.4053$$

$$s_{0.6} \cdot \sqrt{l_{0.6}} = \sqrt{\frac{0.35 \cdot 16300 \cdot (2 - 0.785)}{4 \cdot 103 \cdot \left[11.4 \cdot 45 - \left(\frac{103 \cdot 6.7}{100} \right)^2 \cdot (0.2 \cdot 13 + 0.35) \right]}}$$

$$\text{ger } s_{0.6} \cdot \sqrt{l_{0.6}} = 0.2125$$

$s_{0.6}$ Det senare uttrycket ger vid kavitationsundersökning (se tabell 3) efter passning

$$s_{0.6} = 0.150 \text{ m} \quad l_{0.6} = 2.027 \text{ m}$$

$s_{0.2}$ Som utgångspunkter vid $x = 0.2$ användes $\frac{s_{0.2}}{l_{0.2}} = 0.2$

$$\text{som ger } s_{0.2} = 0.321 \text{ m}, \quad l_{0.2} = 1.606 \text{ m}$$

$$\text{eller } \frac{l_{0.2}}{s_{0.2}} = 0.82 \text{ som ger } l_{0.2} = 1.662 \text{ m}, \quad s_{0.2} = 0.314 \text{ m}$$

Toppen. För toppen ansättes $s = 0.003 \cdot D = 0.003 \cdot 6.7 = 0.020 \text{ m}$

7. Beräkning av C_L och l

Tabell 3

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10
$x = r/R$	$C_L \cdot l$	s m	$\frac{C_L \cdot l}{s}$	$c \cdot \sigma$	s/l ber.	l ber.	l anv.	s/l anv.	C_L
0.2		0.314				1.662	1.662	0.189	
0.3	1.127	0.266	4.237	1.853	-	-	1.810	0.147	0.6227
0.4	0.9816	0.224	4.382	1.037	-	-	1.940	0.115	0.5060
0.5	0.8252	0.187	4.413	0.647	0.107	1.748	2.050	0.091	0.4025
0.6	0.6655	0.150	4.437	0.435	0.074	2.027	2.130	0.071	0.3124
0.7	0.4976	0.118	4.217	0.308	0.055	2.145	2.160	0.055	0.2304
0.8	0.3623	0.085	4.262	0.230	0.041	2.073	2.073	0.041	0.1748
0.9	0.2449	0.052	4.710	0.179	0.032	1.625	1.690	0.031	0.1449
0.95	0.1767	0.036	4.908	0.159	0.027	1.333	1.333	0.027	0.1326
1.00		0.020							

③ Turade värden.

⑥ Från fig. 9. Beträffande diagrammets giltighet, se punkt III. 8.

8. Beräkning av medellinjens krökning

Tabell 4

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$x = r/R$	s/l	C_L	$\frac{f_{eff}}{l}$	l m	$\frac{l}{D}$	k_1 för $\lambda_1=0.2$	k_1	$\left(\frac{f_{geom}}{l}\right)_{ber.}$	f_{geom} ber. m	f_{geom} anv. m
0.2	0.189			1.662	0.248					
0.3	0.147	0.6227	(0.0407)	1.810	0.270	0.995	0.975	0.0417	0.0755	0.0755
0.4	0.115	0.5060	(0.0344)	1.940	0.290	0.912	0.894	0.0388	0.0753	0.0753
0.5	0.091	0.4025	0.0285	2.050	0.306	0.820	0.804	0.0354	0.0726	0.0726
0.6	0.071	0.3124	0.0228	2.130	0.318	0.737	0.722	0.0316	0.0673	0.0673
0.7	0.055	0.2304	0.0170	2.160	0.322	0.639	0.626	0.0272	0.0588	0.0588
0.8	0.041	0.1748	0.0131	2.073	0.309	0.556	0.545	0.0240	0.0498	0.0498
0.9	0.031	0.1449	0.0111	1.690	0.252	0.500	0.490	0.0227	0.0384	0.0384
0.95	0.027	0.1326	0.0102	1.333	0.199	0.440	0.431	0.0237	0.0316	0.0316
1.00										

- ④ Från fig. 12. Värdet inom parentes från ekv. (17) Beträffande diagrammets giltighet, se punkt III. 8.
- ⑥ $\frac{l}{D} = 0.1492$
- ⑦ Från fig. 13a Beträffande diagrammets giltighet, se punkt III. 8.
- ⑧ $k_1 = -k_{10,2} \cdot [1 + A(0.2 - \lambda_1)] = k_{10,2} \cdot [1 + 0.42(0.2 - 0.2476)] = k_{10,2} \cdot 0.980$. Se fig. 13b
- ⑨ $f_{geom}/l = \frac{1}{k_1} \cdot f_{eff}/l = \text{④} / \text{⑧}$

9. Beräkning av stigningsfördelningen

Tabell 5

1	2	3	4	5	6	7	8	9	10	11
$x = r/R$	$\text{tg } \beta_i$	β_i grader	C_L	k_2	$\Delta \alpha$ grader	φ grader	$\text{tg } \varphi$	$\left(\frac{P}{D}\right)_{okorr.}$	$P_{okorr.}$ m	$P_{korr.}$ m
0.2	(1.121)			1.610						
0.3	0.7475	36.78	0.6227	1.610	1.00	37.78	0.7751	0.7301	4.892	5.039
0.4	0.5669	29.55	0.5060	1.288	0.65	30.20	0.5820	0.7310	4.898	5.045
0.5	0.4630	24.85	0.4025	0.966	0.39	25.24	0.4714	0.7401	4.959	5.108
0.6	0.4004	21.82	0.3124	0.644	0.20	22.02	0.4041	0.7613	5.101	5.254
0.7	0.3563	19.61	0.2304	0.564	0.13	19.74	0.3589	0.7889	5.286	5.445
0.8	0.3201	17.75	0.1748	0.564	0.09	17.84	0.3219	0.8086	5.418	5.581
0.9	0.2880	16.07	0.1449	0.564	0.08	16.15	0.2896	0.8184	5.483	5.647
0.95	0.2732	15.28	0.1326	0.564	0.07	15.35	0.2745	0.8188	5.486	5.651
1.00										

- ⑤ Se tabell 8
- ⑥ $\Delta \alpha^\circ = k_2 \cdot C_L$
- ⑦ $\varphi = \beta_i + \Delta \alpha$
- ⑨ $\frac{P}{D} = \pi \cdot x \cdot \text{tg } \varphi$
- ⑪ $P_{korr.} = 1.03 \cdot P_{okorr.}$

10. Bestämning av propellerns utseende i detalj

a. Bladformen

Tabell 6

x=r/R	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	0.95
total sekt. l, m	1.662	1.810	1.940	2.050	2.130	2.160	2.073	1.690	1.333
sekt. l för *) %	57.0	56.0	54.5	53.0	51.0	48.0	43.0	33.5	24.0
" l " m	0.947	1.014	1.057	1.087	1.086	1.036	0.891	0.566	0.320
" l akter m	0.715	0.796	0.883	0.963	1.044	1.124	1.182	1.124	1.013

*) Bladform enligt tabell 9

b. Bladsektionerna

Sektionerna vid 0.3 R, 0.7 R och 0.95 R får det utseende som framgår av Tabell 7 och fig. 15. Härvid har använts cirkulär medellinje och en tjockleksfördelning typ NACA 0012-64. Se även tabell 10.

Tabell 7

y/l från f.k.	Medel- linje. f_y/f_{geom}	Sekt. tjockl. s_y/s	x = 0.3 l=1810 mm $f_{geom}=72.7$ mm $s/2=133.0$ mm			x = 0.7 l=2160 mm $f_{geom}=57.5$ mm $s/2=59.0$ mm			x = 0.95 l=1333 mm $f_{geom}=30.9$ mm $s/2=18.0$ mm		
			y mm	f_y mm	$s_y/2$ mm	y mm	f_y mm	$s_y/2$ mm	y mm	f_y mm	$s_y/2$ mm
$r_f^*)$					43.0			7.1			1.1
0.05	0.190	0.545	91	14.3	72.4	108	11.2	32.2	67	6.0	9.8
0.10	0.360	0.707	181	27.2	94.0	216	21.2	41.7	133	11.4	12.7
0.20	0.640	0.882	362	48.3	117.3	432	37.6	52.0	267	20.2	15.9
0.30	0.840	0.971	543	63.4	129.2	648	49.4	57.3	400	26.5	17.5
0.40	0.960	1.00	724	72.5	133.0	864	56.4	57.5	533	30.3	18.0
0.50	1.000	0.971	905	75.5	129.2	1080	58.8	57.3	667	31.6	17.5
0.60	0.960	0.887	1086	72.5	117.9	1296	56.4	52.3	800	30.3	16.0
0.70	0.840	0.747	1267	63.4	99.3	1512	49.4	44.1	933	26.5	(13.6)**)
0.80	0.640	0.553	1448	48.3	73.6**)	1728	37.6	32.6**)	1066	20.2	(10.7)
0.90	0.360	0.311	1629	27.2	(41.8)**)	1944	21.2	(19.3)**)	1200	11.4	(7.5)
0.95	0.190	0.171	1720	14.3	(25.0)	2052	11.2	(11.9)	1266	6.0	(5.7)
1.00		0.020	1810		(7.0)	2160		(4.0)	1333		(4.0)

*) $r_f = 1.099 s^2/l$

***) Parenteserna ange värden, som äro utturade för erhållande av tillräcklig tjocklek på bakkanten.

11. Sammanfattning

Som beräkningsresultat erhålles en propeller med följande data:

Diameter D = 6.7 m

Stigning vid x = 0.7, $P_{0.7} = 5.445$ m

Stigningsförhållande $P_{0.7}/D = 0.813$

Bladareaförhållande $A_D/A_0 = 0.58$

Propellerns utseende framgår av fig. 15

V. Hjälpdiagram och generella tabeller

Tabell 8. Stigningskorrektion på grund av viskositetens inflytande

$$\Delta \alpha = k_2 \cdot C_L$$

x	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	0.95
k ₂	1.610	1.610	1.288	0.966	0.644	0.564	0.564	0.564	0.564

Tabell 9. Bladform

x	0.2	0.3	0.4	0.5	0.6	0.7	0.8	0.9	0.95
l _{för} , %	57.0	56.0	54.5	53.0	51.0	48.0	43.0	33.5	24.0
l _{akt.} , %	43.0	44.0	45.5	47.0	49.0	52.0	57.0	66.5	76.0

Tabell 10. Medellinjer och tjockleksfördelningar

1	2	3	4	5	6	7
Avstånd från förkant y/l	Tjockleksfördelningar *)			Medellinjer		
	NACA typ 0012-64 s _y /s	NACA typ 16 s _y /s	NACA typ 66 mod. s _y /s	Cirkulär f _y /f _{geom}	NACA a=0.8 f _y /f _{geom}	NACA a=1 f _y /f _{geom}
r _f /s ²	1.099	0.489	0.642			
0.05	0.545	0.418	0.420	0.190	0.271	0.287
0.10	0.707	0.576	0.584	0.360	0.448	0.469
0.20	0.882	0.778	0.800	0.640	0.699	0.722
0.30	0.971	0.902	0.927	0.840	0.863	0.881
0.40	1.000	0.976	0.990	0.960	0.961	0.971
0.50	0.971	1.000	0.992	1.000	1.000	1.000
0.60	0.887	0.972	0.930	0.960	0.978	0.971
0.70	0.747	0.878	0.807	0.840	0.889	0.881
0.80	0.553	0.700	0.622	0.640	0.703	0.722
0.90	0.311	0.418	0.375	0.360	0.359	0.469
0.95	0.171	0.236	0.229	0.190	0.171	0.287
1.00	0.020	0.020	0.067			

*) Tjockleksmått för y/l = 0.70 - 1.00 kunna bli föremål för modifiering för erhållande av tillräcklig tjocklek på bakkanten. Se även tabell 7.

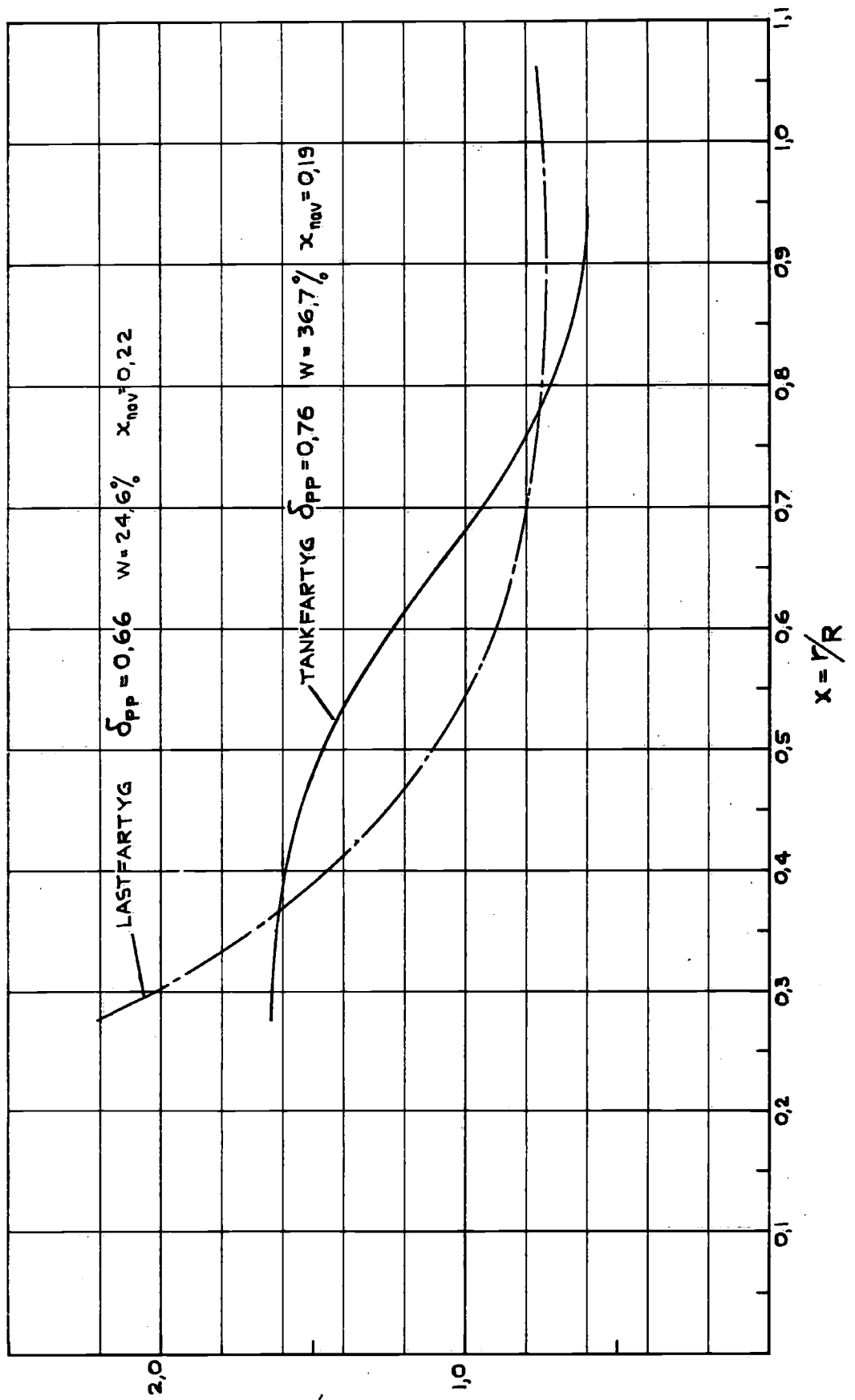
- ④ Den ursprungliga profilen har försetts med ett paraboliskt bakparti.
- ⑤ - ⑦ För den cirkulära medellinjen samt för NACA a = 1 är vinkeln för stötfritt inlopp = 0. För medellinjen NACA a = 0.8 beror däremot denna vinkel av lyftkraftskoefficienten C_L, så att

$$\alpha_i = 1.54 \cdot C_L \text{ grader}$$

vilket måste adderas till β_i (tabell 5) i beräkningarna.

Man får således: $\gamma = \beta_i + \alpha_i + \Delta \alpha$ (20a)

RADIELL MEDSTRÖMSFÖRDELNING FÖR OLIKA FARTYGSTYPER

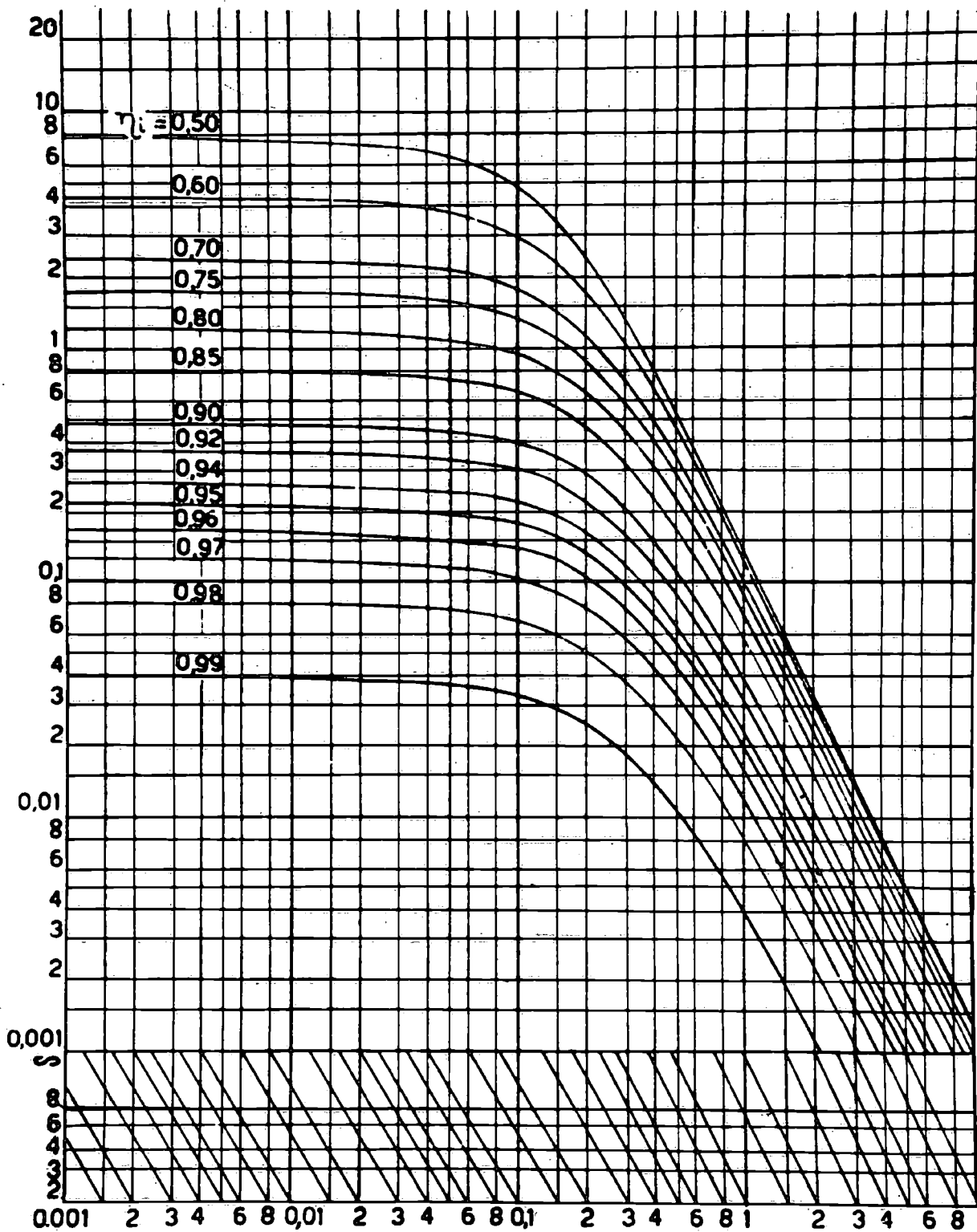


$\frac{v}{v_M}$
FIG. 1

$$C_{T_i} = \frac{T_i}{\frac{1}{2} \rho v_e^2 \pi D^2 / 4}$$

TRYCKKRAFTKOEFFICIENT

BLADANTAL, Z



$$\lambda = \frac{v_e}{\pi n D}$$

FIG. 2

SSPA

SAMBANDET MELLAN λ , C_{T1} OCH η_{i1} . FÖRSTÖRING AV
DET AKTUELLA OMRÅDET

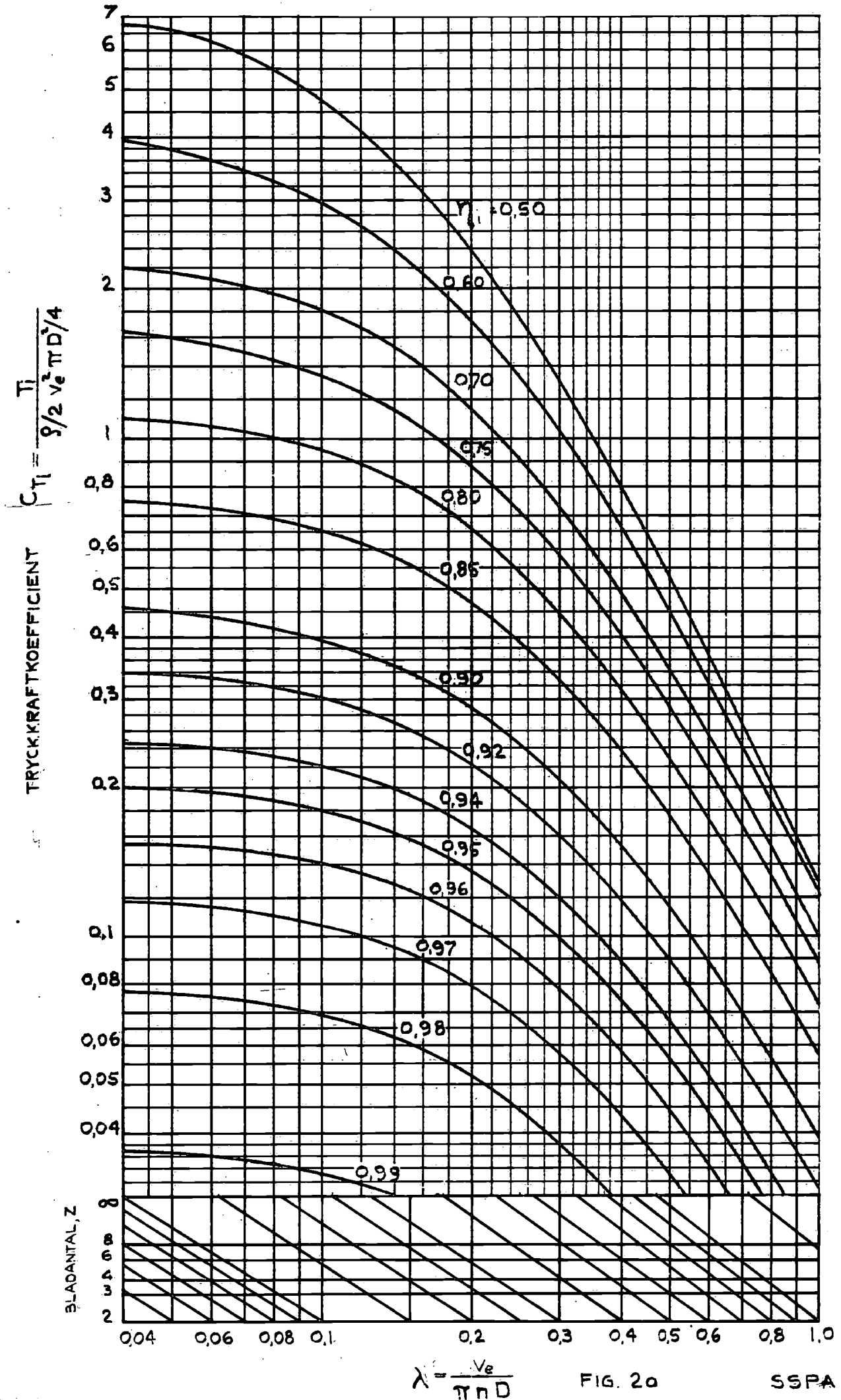
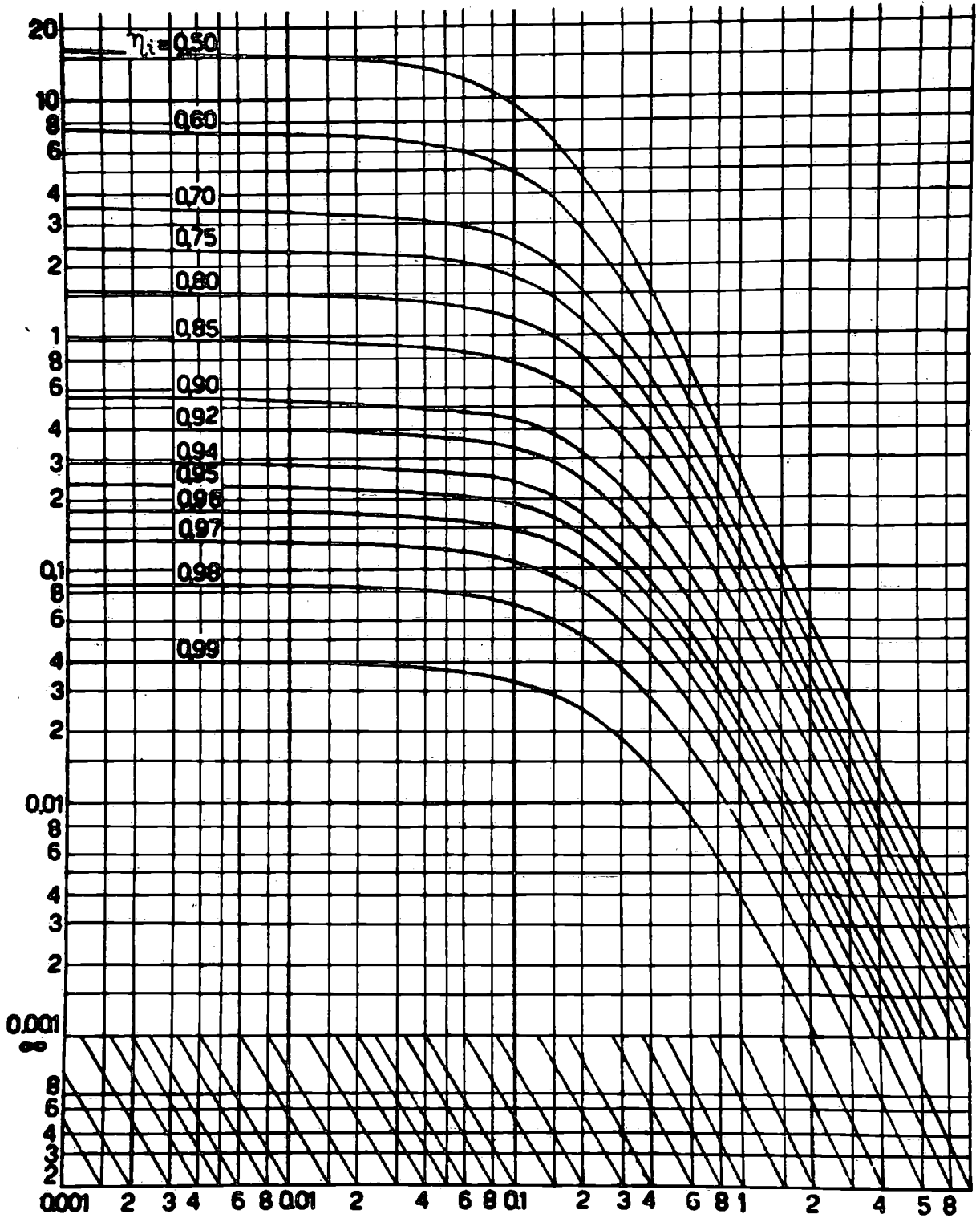


FIG. 2a

$$C_{P_i} = \frac{75 P_i}{9/2 \cdot v_e^3 \cdot \pi D^3/4}$$

BLADANTAL, Z



$$\lambda = \frac{v_e}{\pi n D}$$

FIG. 3

SSPA

GOLDSTEINS KORREKTIONSFAKTOR, λ

BLADANTAL, $z=3$

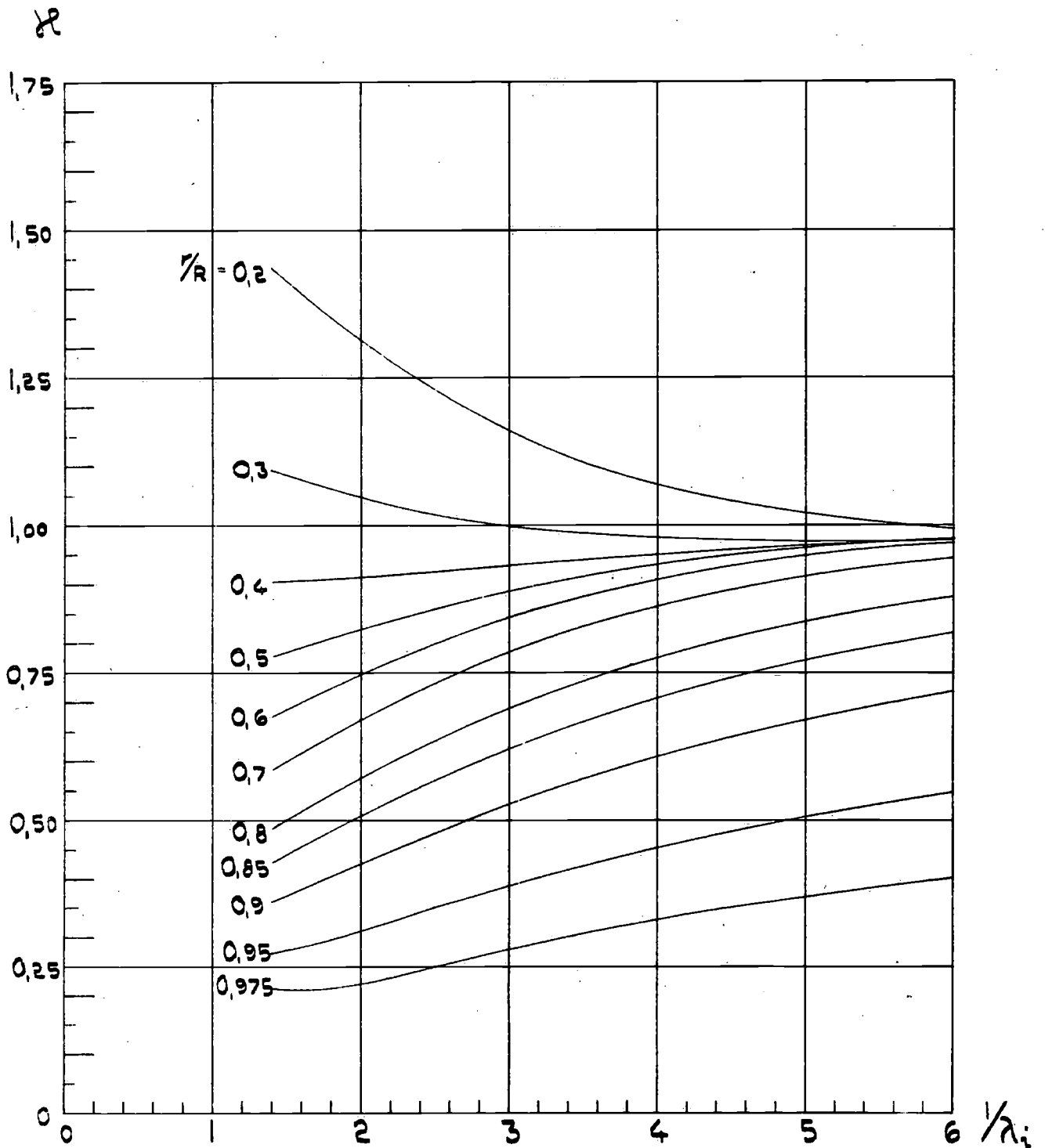


FIG. 4

GOLDSTEINS KORREKTIONSFAKTOR, α

BLADANTAL, $Z = 4$

α

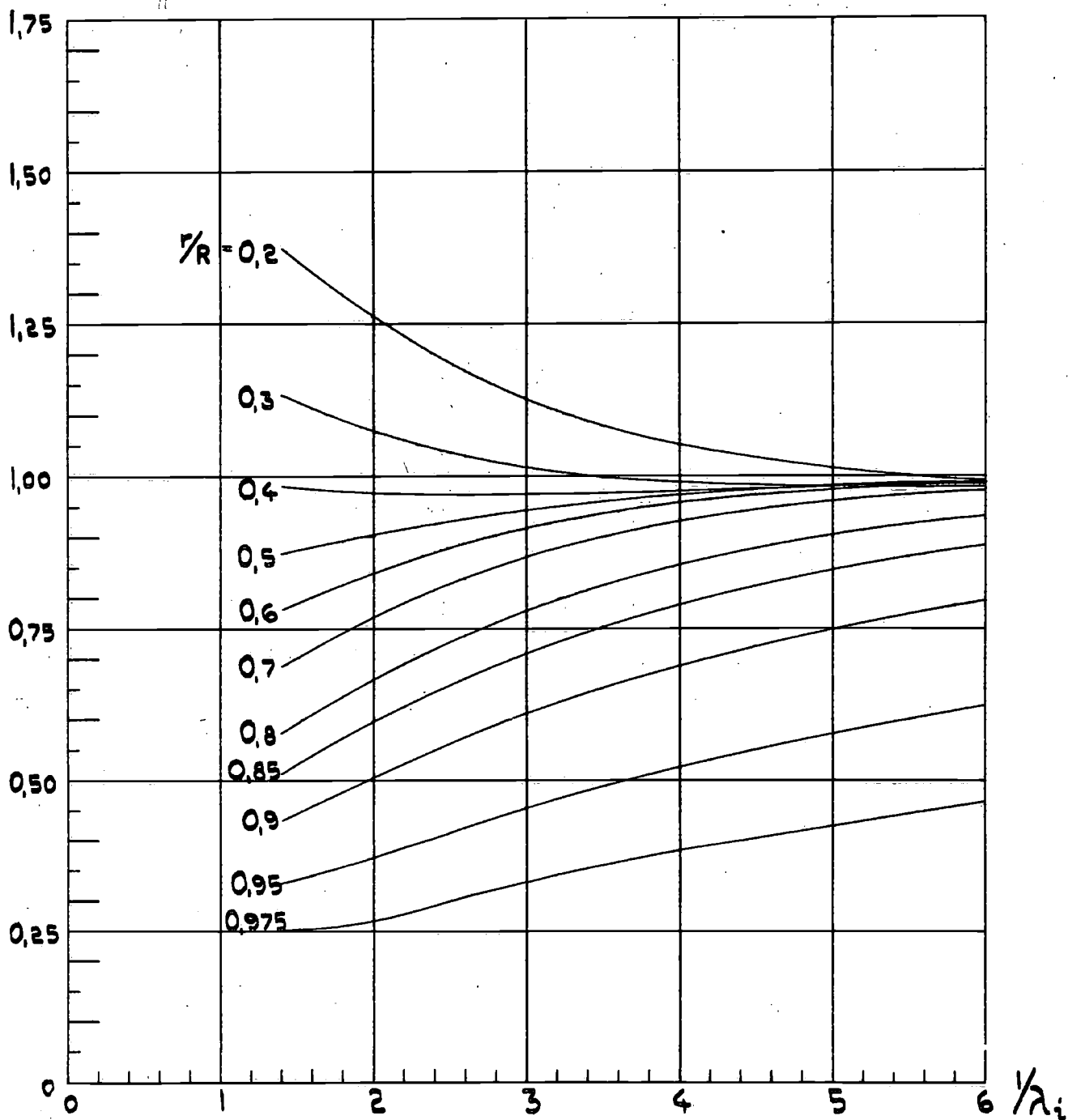


FIG.5

GOLDSTEINS KORREKTIONSFAKTOR, α

BLADANTAL, $Z = 5$

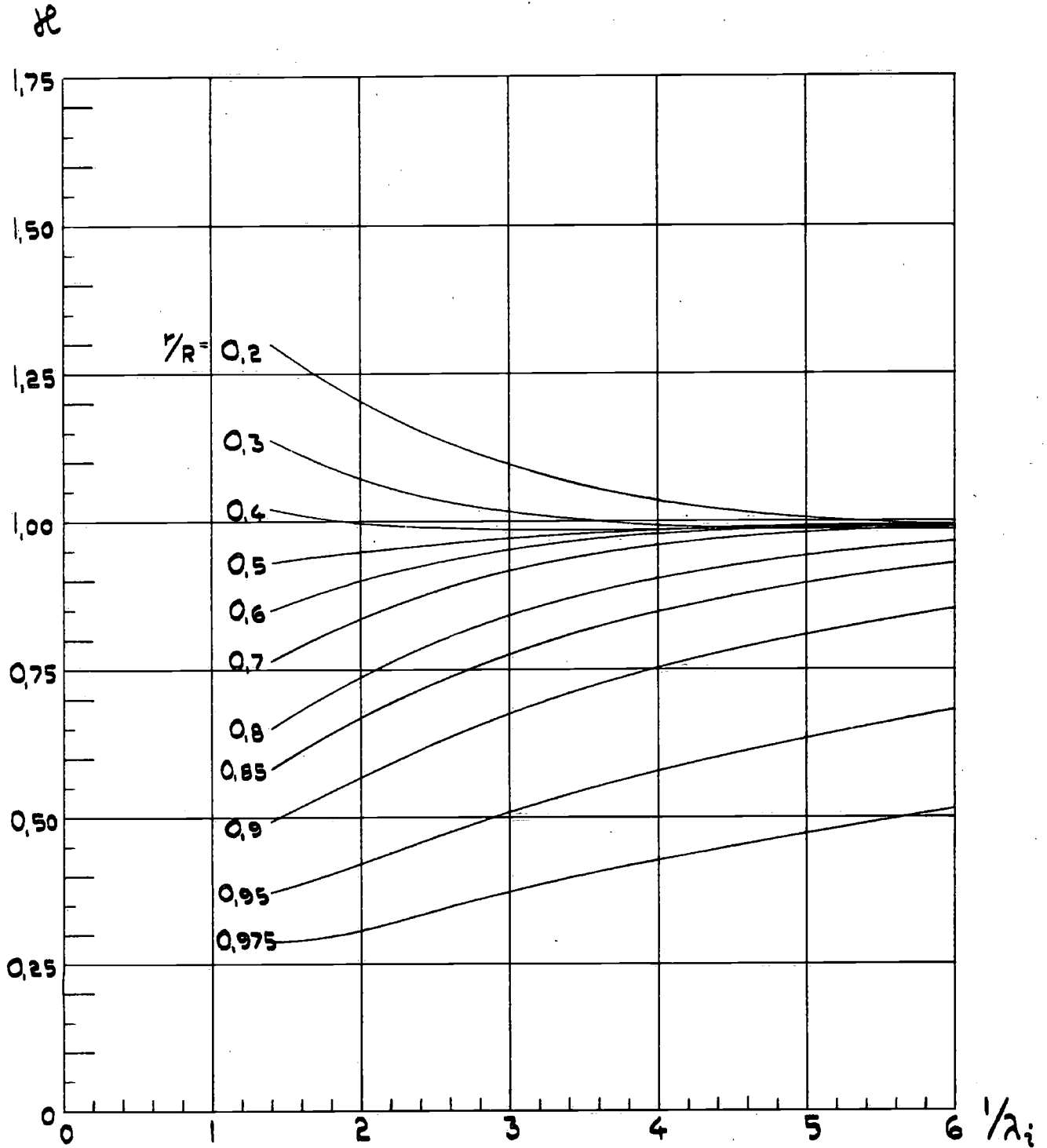


FIG. 6

GOLDSTEINS KORREKTIONSFAKTOR, α

BLADANTAL, $Z=6$

α

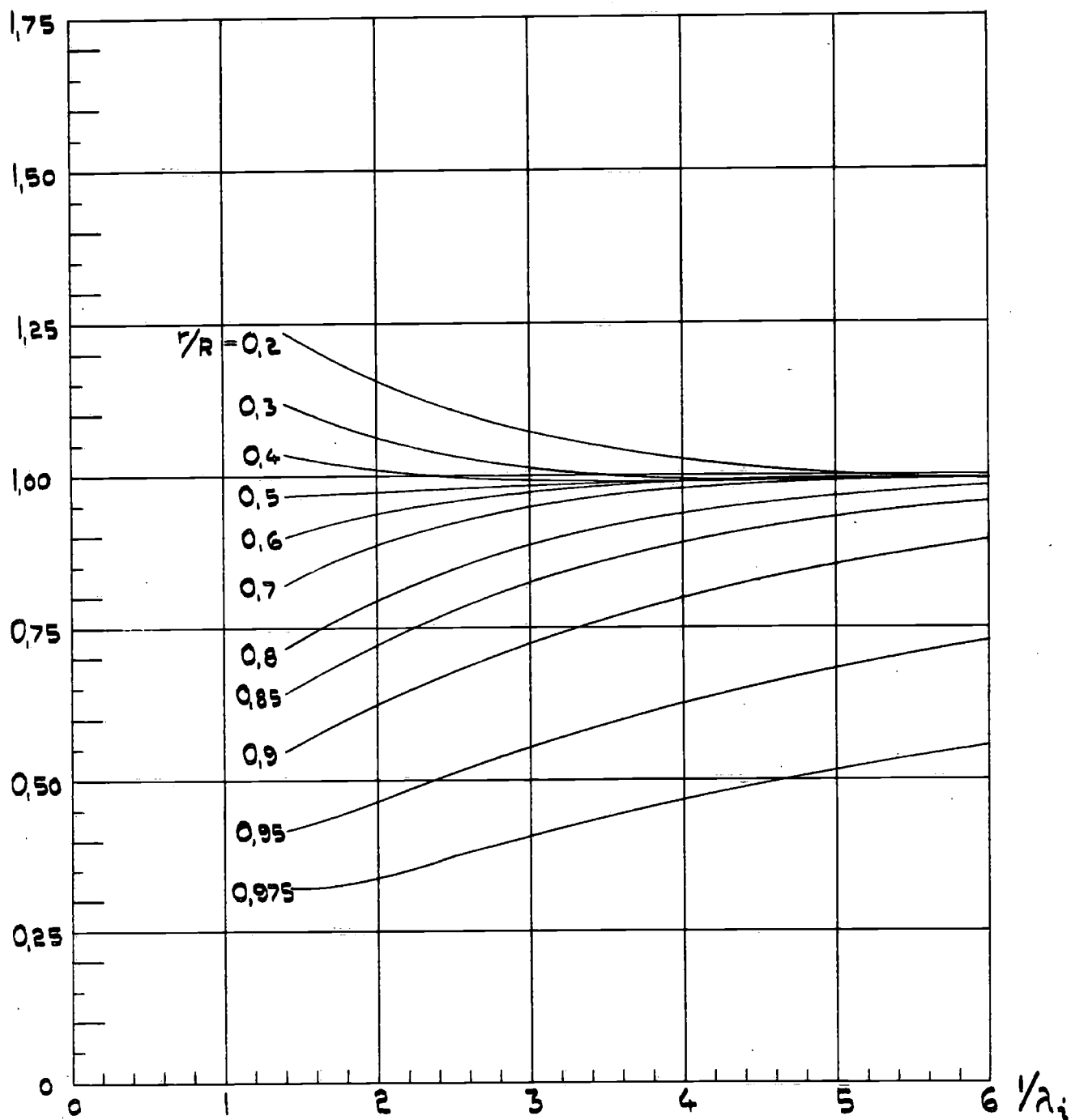


FIG. 7

HÅLLFASTHETSBERÄKNING ENLIGT ROMSOM

SEKTION VID $r/R = 0,2$

TRYCKSPÄNNINGAR EXKL. CENTRIFUGALSPÄNNINGAR

$$\sigma = \frac{P \cdot \xi \cdot C_1 \left(225 \cdot \frac{P_{0,2}}{D} + \frac{\pi \cdot D}{P_{0,7}} \right)}{Z \cdot N \cdot 0,085 \cdot s^2 \cdot l} \text{ kg/cm}^2$$

DÄR P = EFFEKT VID PROPELLERN, hk

Z = BLADANTALET

N = VARVTALET I r/m

S = SEKTIONSTJOCKLEKEN, cm

l = SEKTIONSLÄNGDEN, m

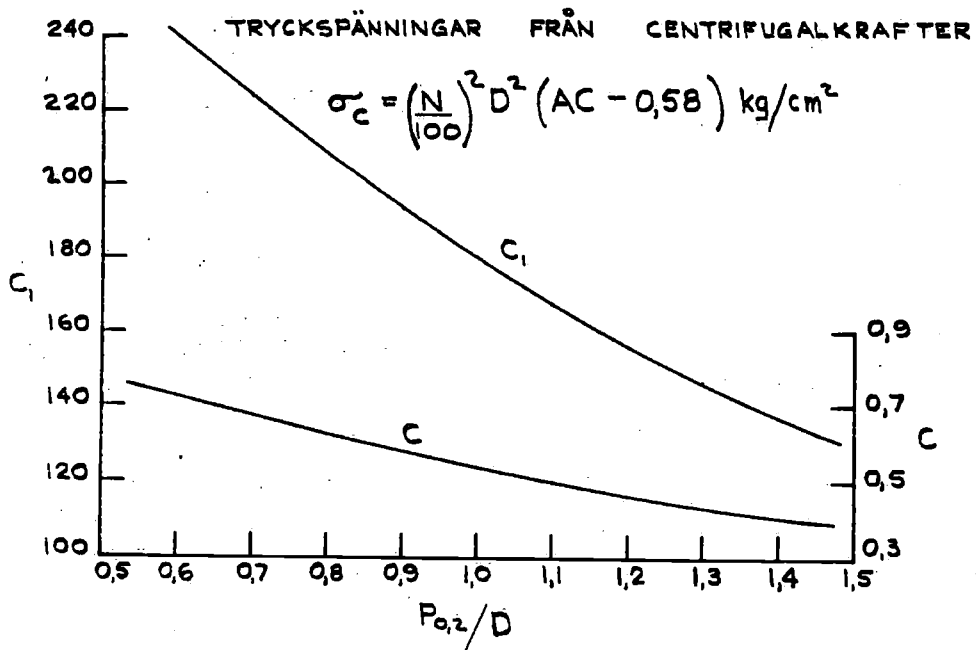
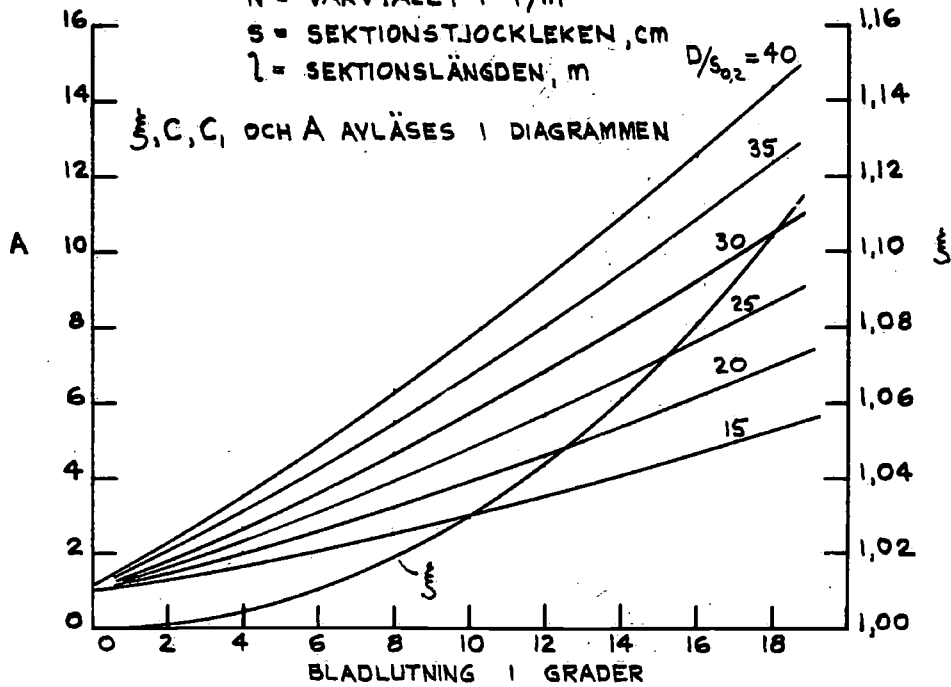


FIG. 8a

HÅLLFASTHETS BERÄKNING ENLIGT ROMSOM

SEKTION VID $r/R=0,6$

TRYCKSPÄNNINGAR EXKL. CENTRIFUGALSPÄNNINGAR

$$\sigma = \frac{P \cdot \xi \cdot C_1 \cdot (0,66 \cdot P_{0,6}/D + \frac{\pi \cdot D}{P_{0,7}})}{Z \cdot N \cdot 0,085 \cdot s^2 \cdot l} \text{ kg/cm}^2$$

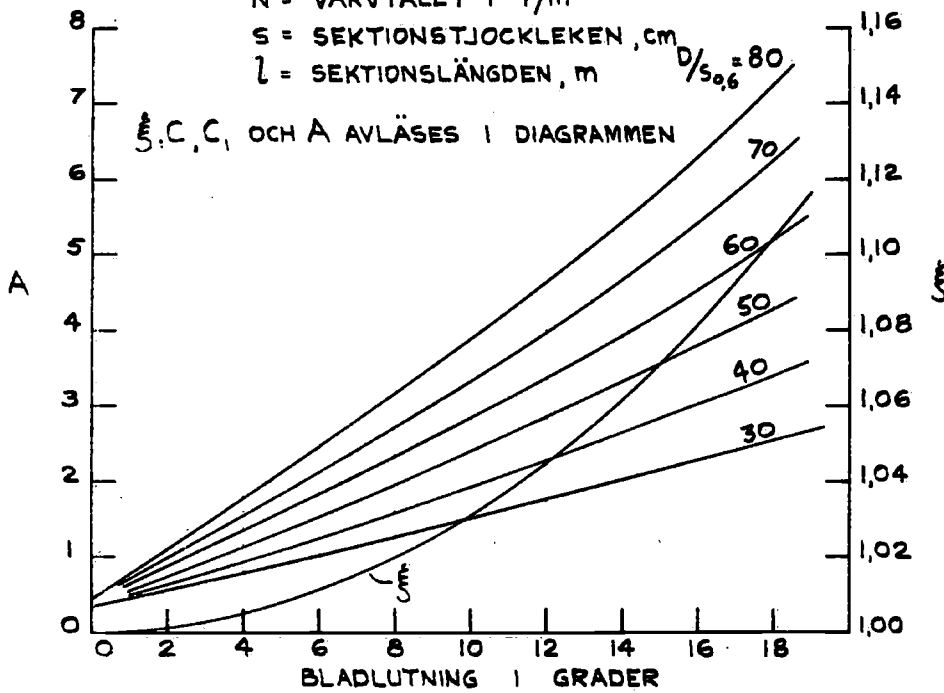
DÄR P = EFFEKT VID PROPELLERN, hk

Z = BLADANTALET

N = VARVTALET I r/m

s = SEKTIONSTJOCKLEKEN, cm

l = SEKTIONSLÄNGDEN, m



TRYCKSPÄNNINGAR FRÅN CENTRIFUGALKRAFTER

$$\sigma_c = \left(\frac{N}{100}\right)^2 D^2 (AC - 0,345) \text{ kg/cm}^2$$

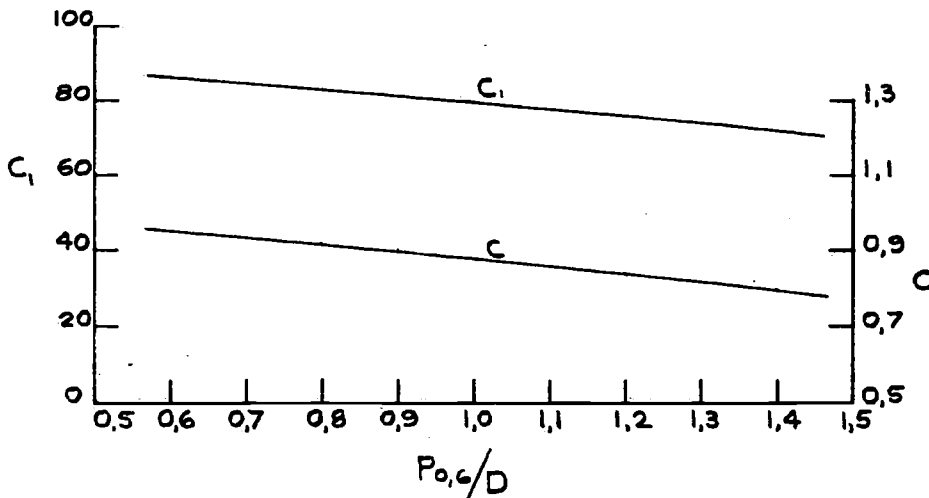
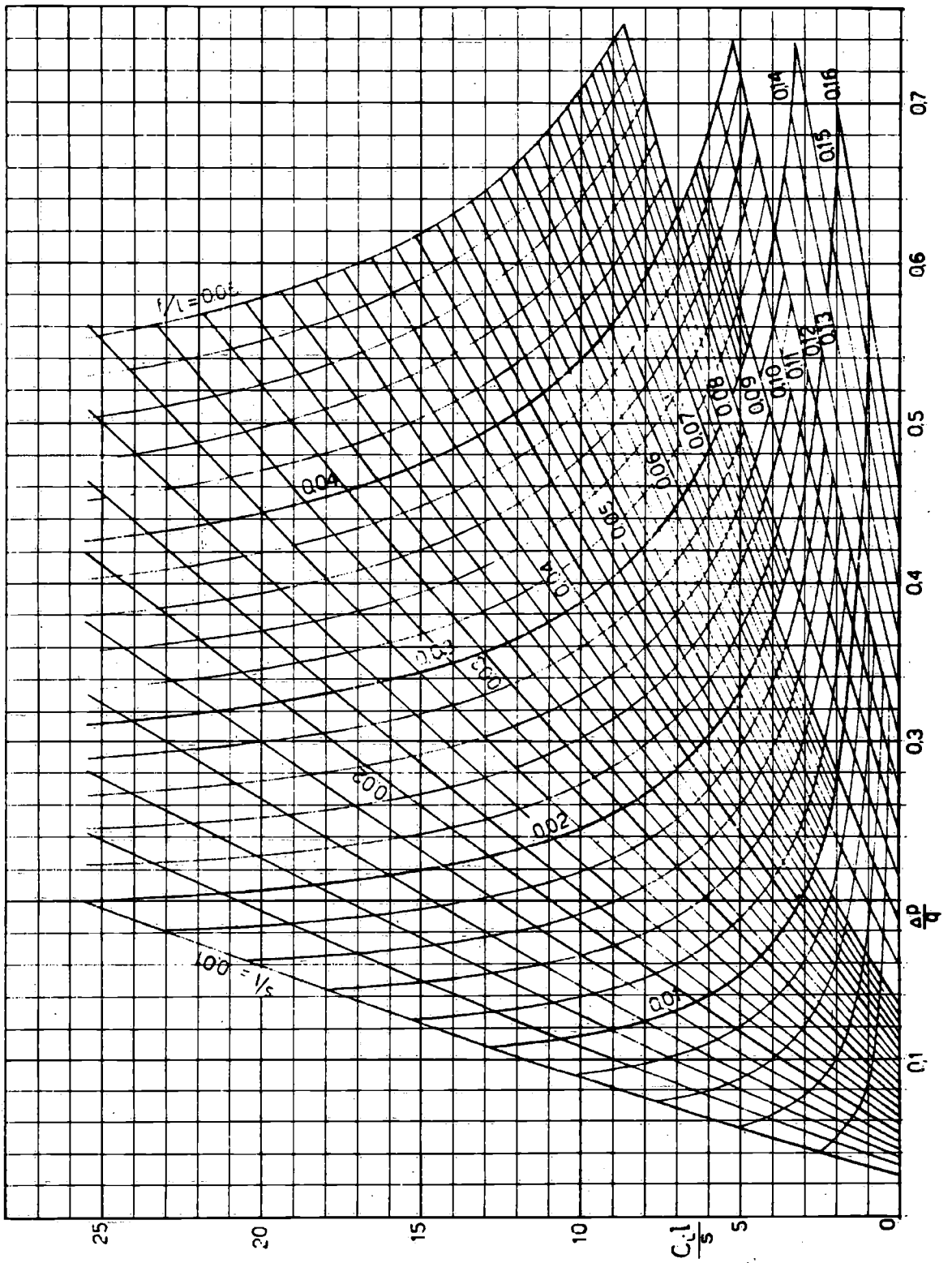


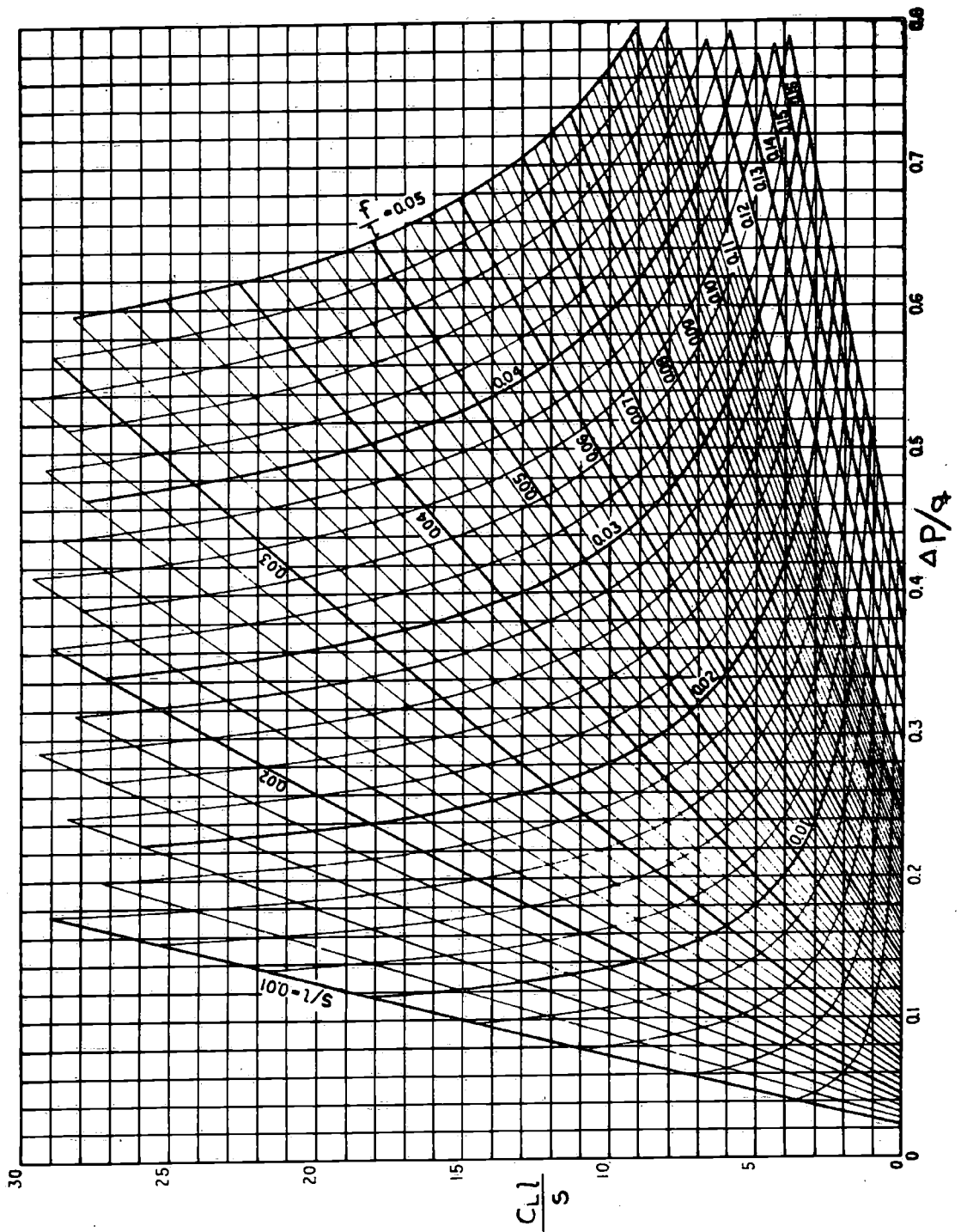
FIG. 8b



TRYCKMINIMA FÖR KARMAN - TREFFTZ - PROFILER VID STÖTFRI ANSTRÖMNING

FIG. 9

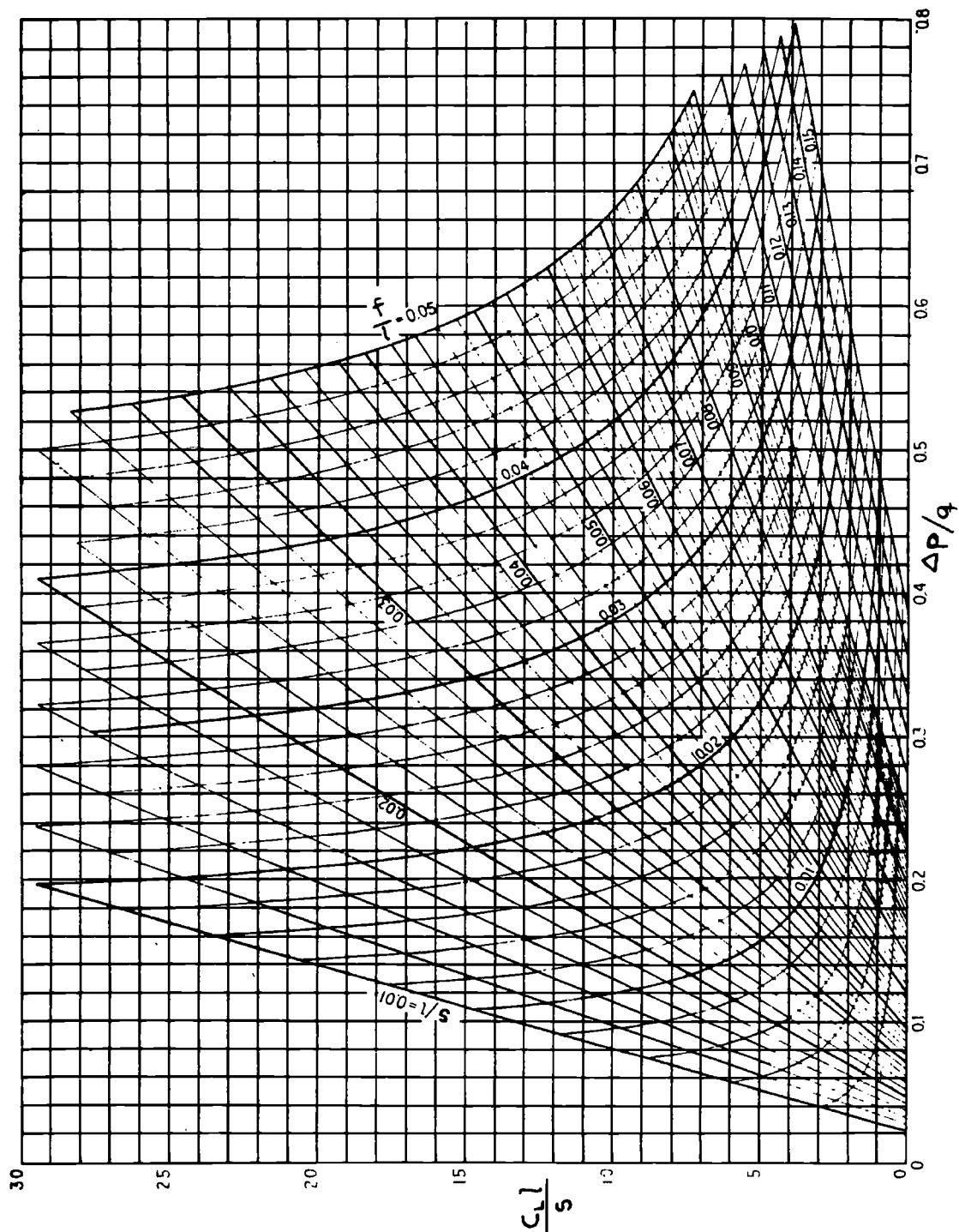
SSPA



TRYCKMINIMA VID STÖTFRI ANSTRÖMNING FÖR PROFIL -
 KOMBINATIONEN NACA-16 SEKTION OCH MEDELLINJE $a=1$

FIG. 10

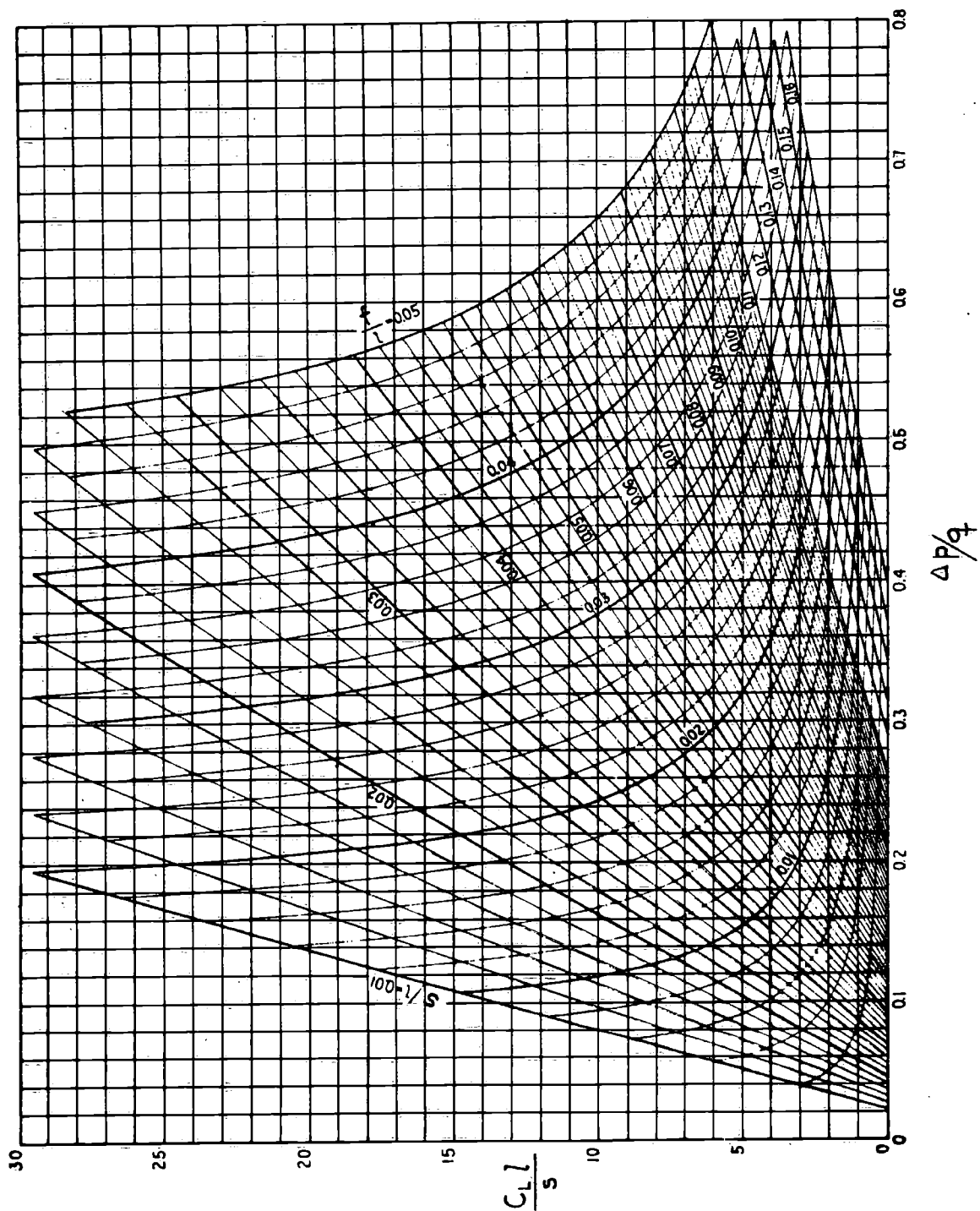
SSPA



TRYCKMINIMA VID STÖTFRI ANSTRÖMNING FÖR PROFIL -
 KOMBINATIONEN NACA-66 SEKTION OCH MEDELLINJE $\alpha = 0,8$

FIG. 11a

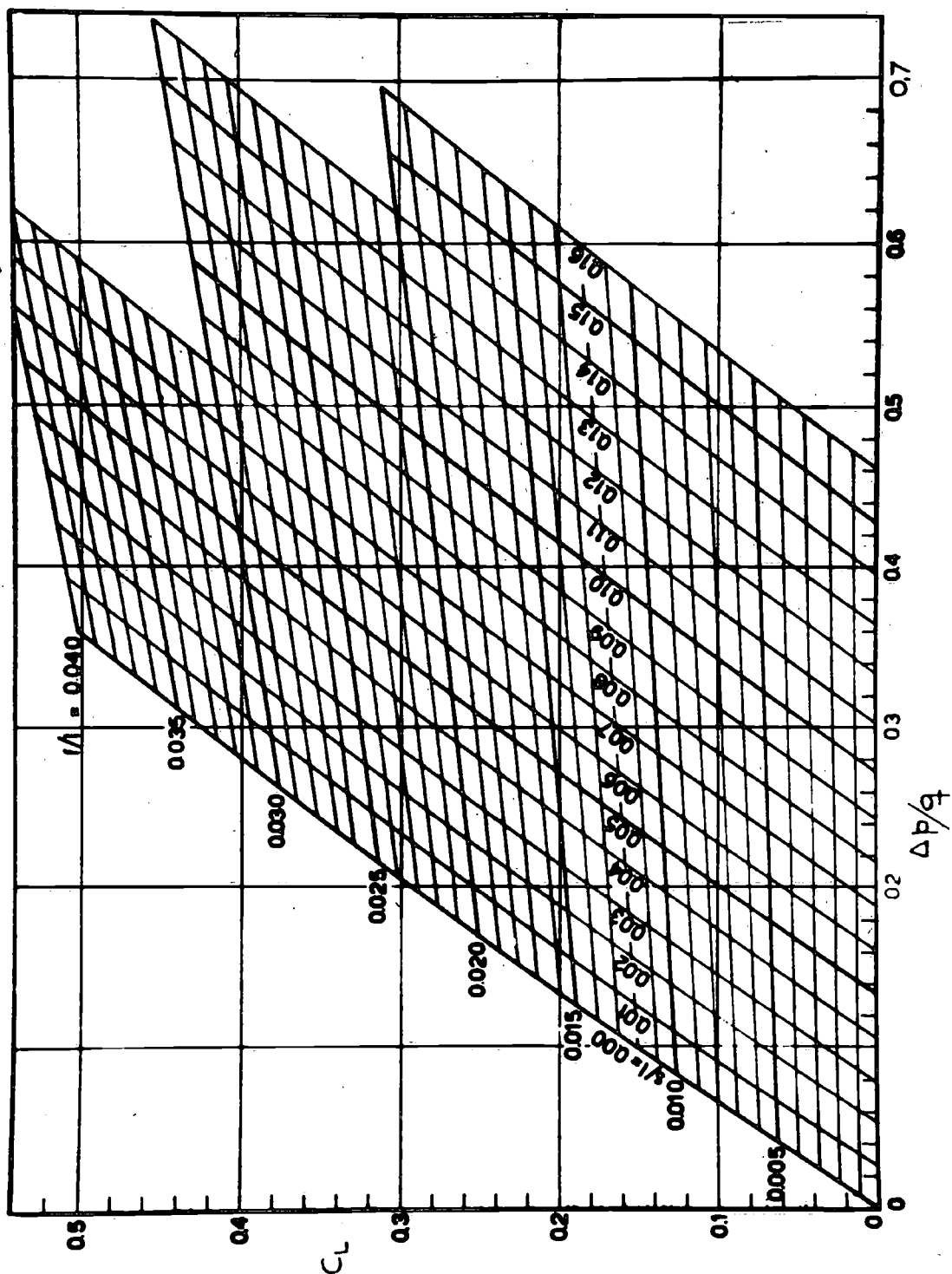
SSPA



TRYCKMINIMA VID STÖTFRI ANSTRÖMNING FÖR PROFIL -
 KOMBINATIONEN MED NACA-16 SEKTION OCH MEDEL -
 LINJE $a = 0,8$

FIG. 11b

SSPA



TRYCKMINIMA FÖR KARMAN - TREFFTZ - PROFILER VID
STÖTFRI ANSTRÖMNING

FIG. 12

SSPA

BERÄKNING AV DEN GEOMETRISKA MEDELLINJEKRÖKNINGEN

$$f_{\text{geom}} = \frac{1}{k_1} \cdot f_{\text{eff}}$$

KORREKTIONSFAKTORN FÖR $\lambda_i = 0,2$, $k_{1,0,2}$

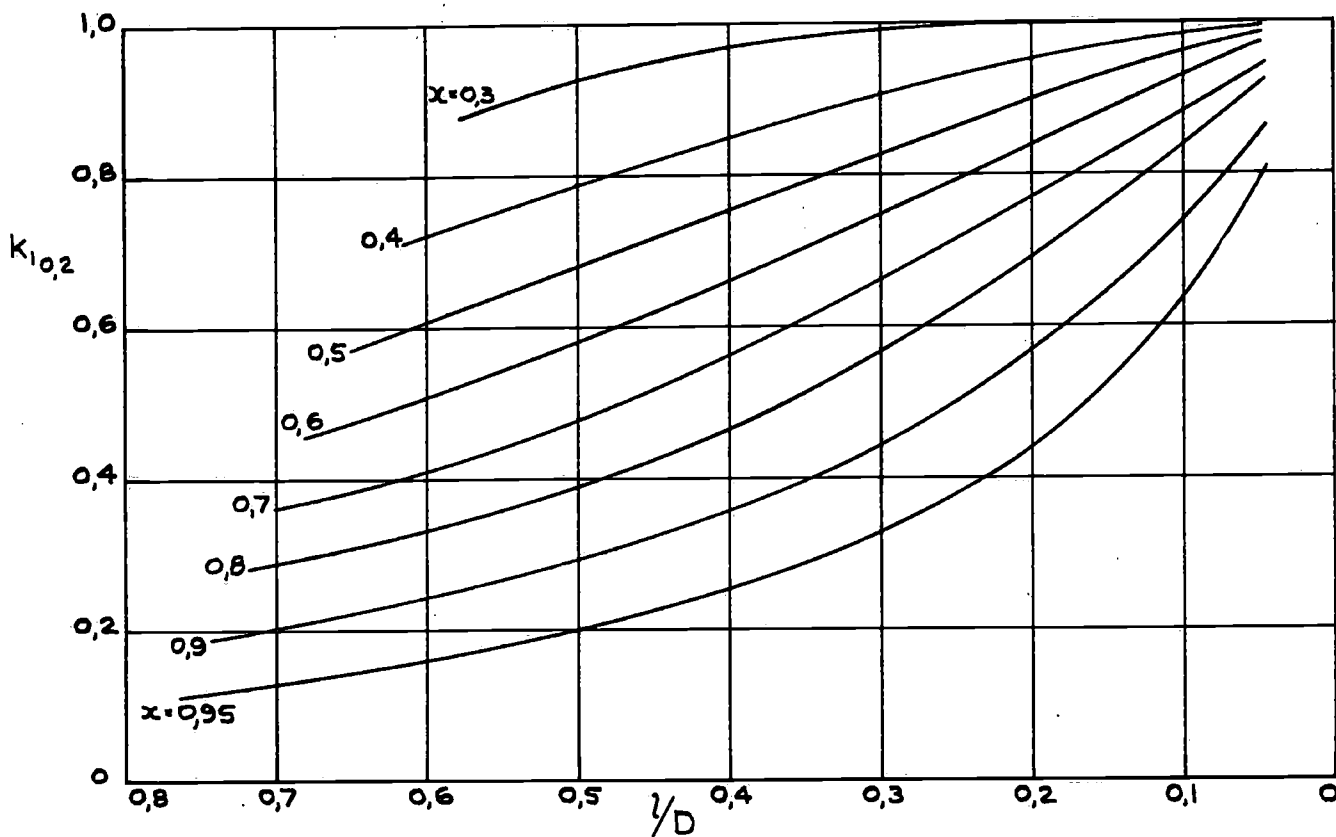


FIG. 13 a

KORREKTIONSFAKTORN FÖR AKTUELLT λ_i , k_1

$$k_1 = k_{1,0,2} \cdot [1 + A(0,2 - \lambda_i)]$$

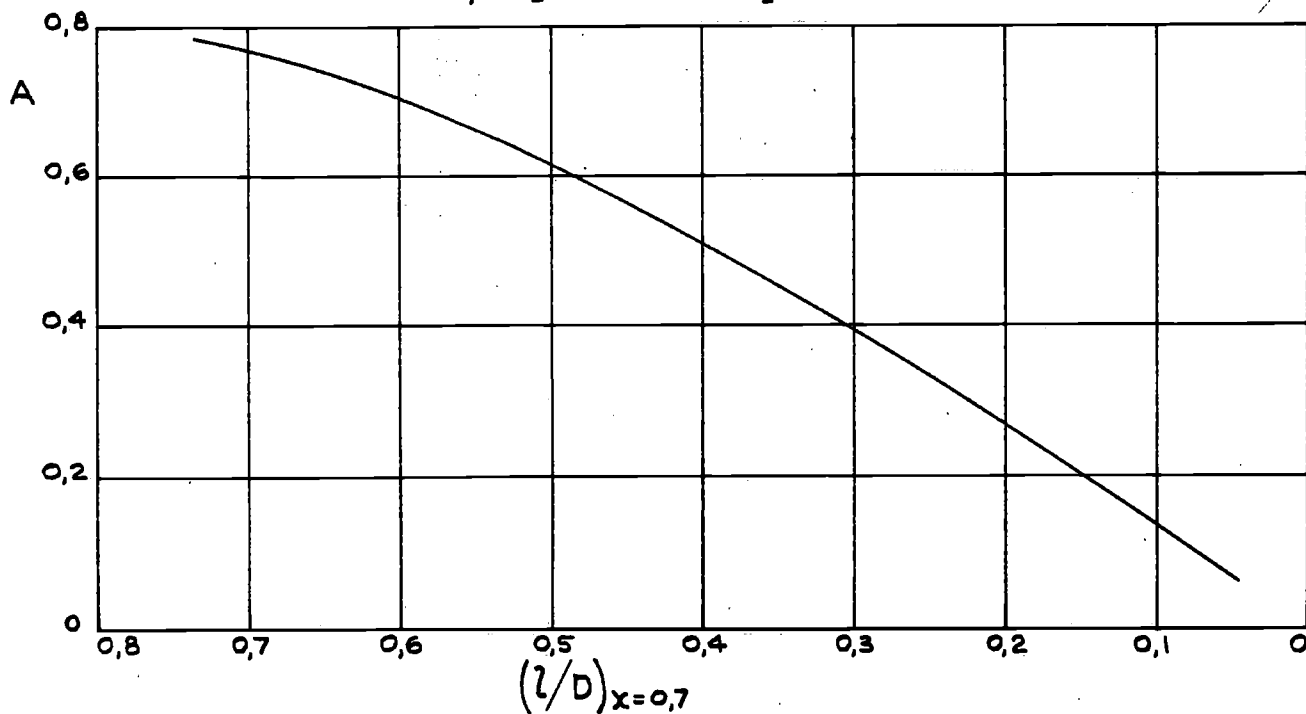
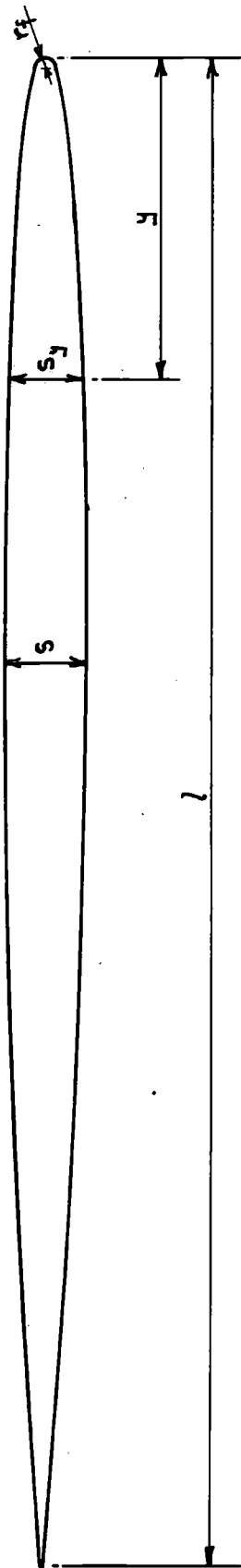
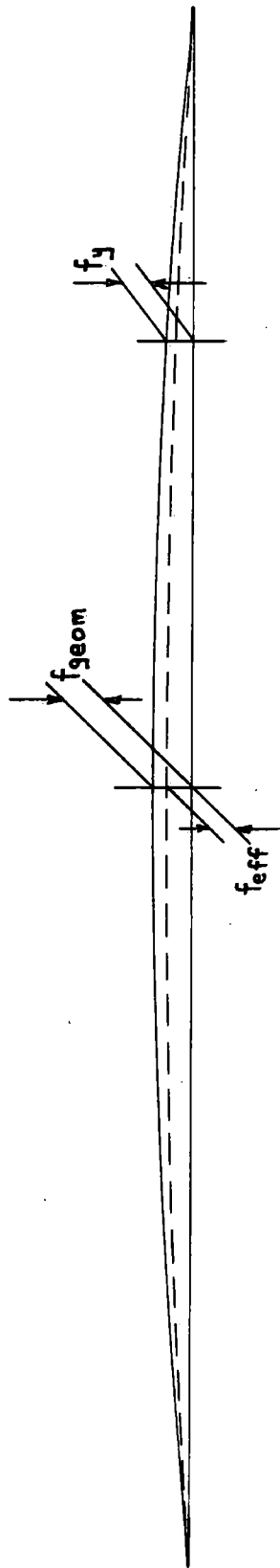


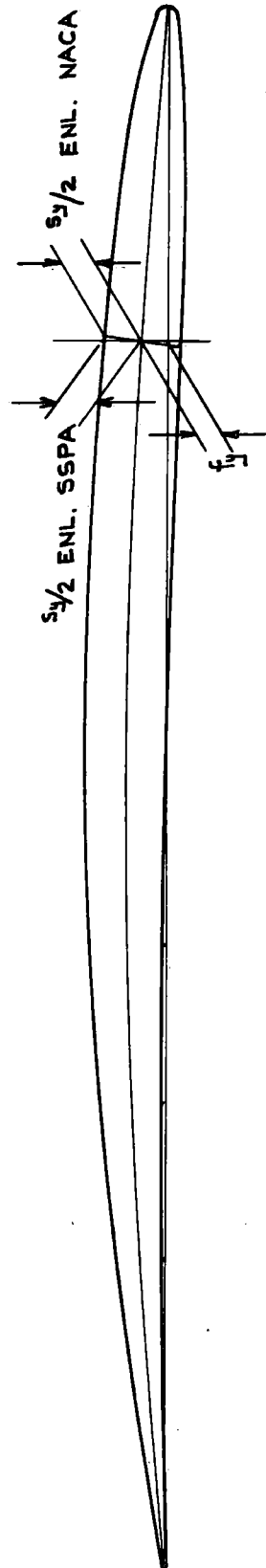
FIG. 13 b



a) SYMMETRISK TJOCKLEKSFÖRDELNING



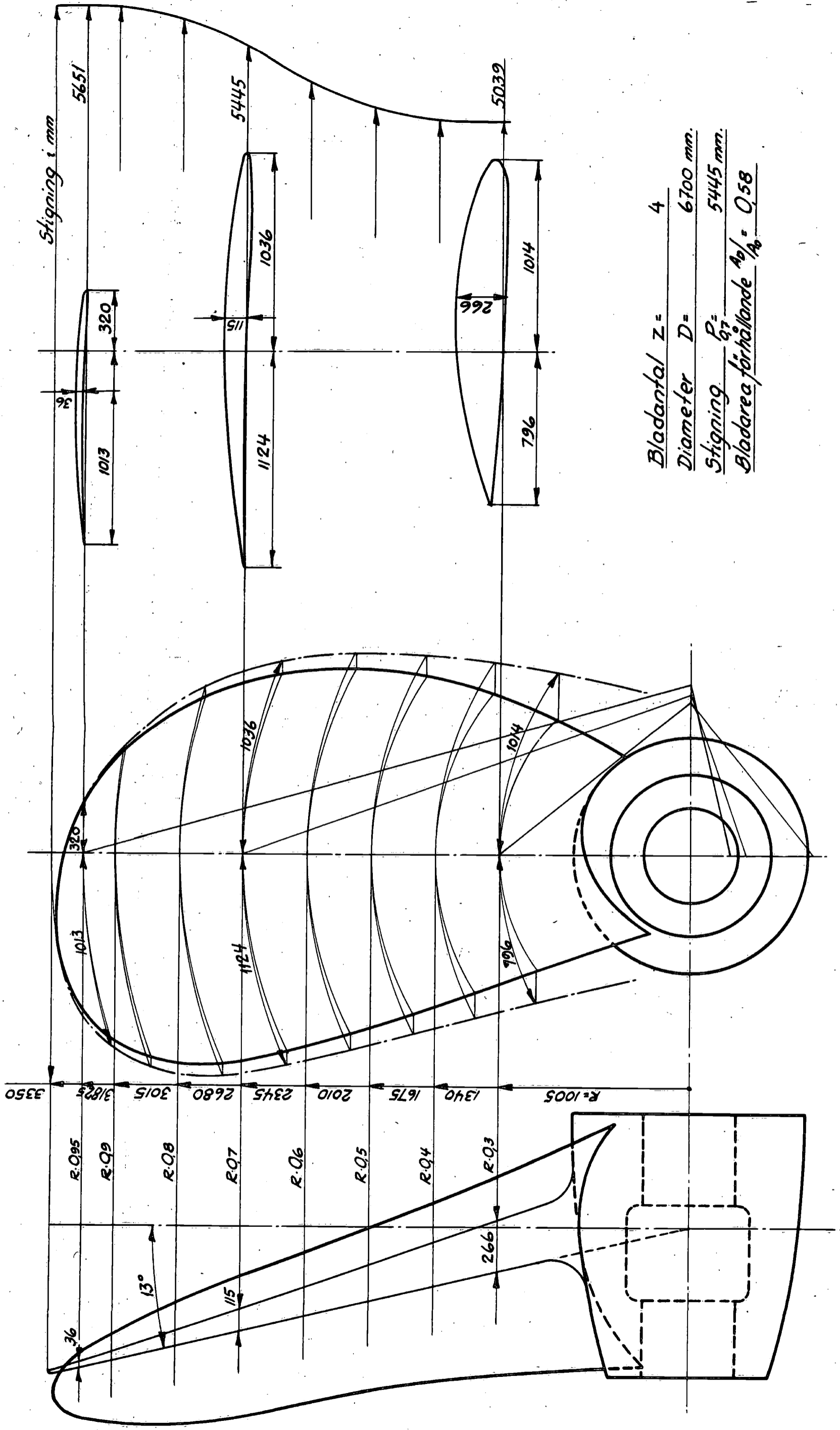
b) EFFEKTIV OCH GEOMETRISK MEDELLINJE



c) BLADSEKTION = TJOCKLEKSFÖRDELNING + GEOMETRISK MEDELLINJE

SKISS AV BLADSEKTION VID $x = 0,7$

FIG. 14



Bladantal $z = 4$

Diameter $D = 6700$ mm.

Stigning $P_{97} = 5445$ mm.

Bladarea förhållande $A_b/A_0 = 0.58$

VI. Referenser

- [1] Lindgren, H.: "Virvelteorien och dess tillämpning vid beräkning av moderna fartygspropellrar". SSPA, Allmän rapport nr 1, 1955.
- [2] Lerbs, H.: "Ergebnisse der angewandten Theorie des Schiffspropellers". Jahrbuch STG, 1955.
- [3] Eckhardt, M.K., Morgan, W.B.: "A Propeller Design Method". Trans. SNAME, 1955.
- [4] v. Lammeren, Troost and Koning: "Resistance, Propulsion and Steering of Ships".
- [5] Astrup, N.C.: "Induction Factor of free Vortices and Curvature Correction". Skipsmodelltankens meddelelse nr 28. Trondheim, febr. 1954.

INNEHÅLL

I. Inledning	SSPA : 1
II. Beteckningar och koefficienter	SSPA : 2
III. Beräkningens gång	SSPA : 3 - 7
IV. Räkneexempel och anvisningar	SSPA : 8 - 12
V. Hjälpdiagram och generella tabeller	SSPA : 13
VI. Referenser	SSPA : 14