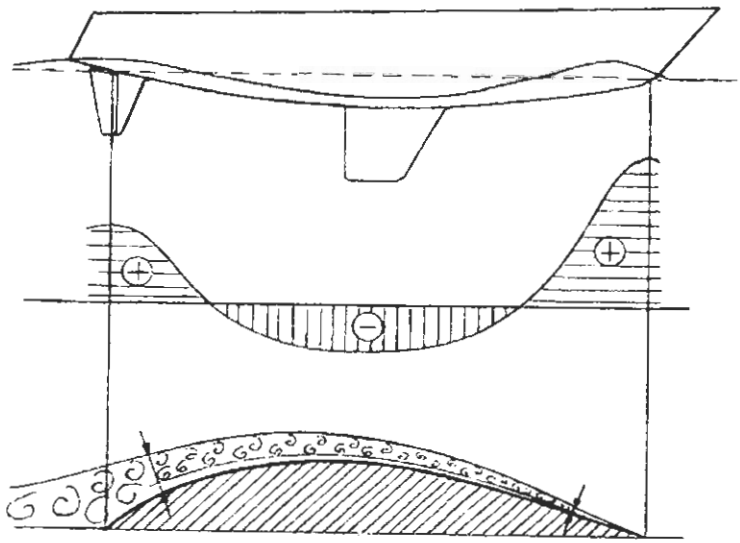
# HYDRODYNAMISKA SAMBAND OCH PRINCIPER

## DEL III

## MODELLFÖRSÖKSTEKNIK OCH MOTSTÅNDSANALYS

Börje Huss



SVERIGES YACHTKONSTRUKTÖRERS RIKSFÖRENING
SYR

# HYDRODYNAMISKA SAMBAND OCH PRINCIPER

## DEL III

## MODELLFÖRSÖKSTEKNIK OCH MOTSTÅNDSANALYS

Börje Huss

2008

SVERIGES YACHTKONSTRUKTÖRERS RIKSFÖRENING
SYR

# HYDRODYNAMISKA SAMBAND OCH PRINCIPER
# DEL III
# MODELLFÖRSÖKSTEKNIK OCH MOTSTÅNDSANALYS

## Introduktion

Föreliggande skrift behandlar modellförsök med fartygs-/båtmodeller vad avser såväl utförande av försöken som utvärdering av försöksresultaten till fullskaleförhållanden.

Det gäller släpförsök, som ger totalt släpmotstånd och propulsionsförsök som belyser samverkan mellan skrov och propeller.

Som grund för redovisningen ingår genomgång av framdrivningsmotståndets olika delar och de lagar som styr motståndsförändringen med hastigheten.

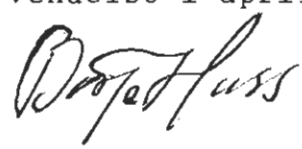
Här behandlas även utnyttjande av resultat från systematiska modellförsöksserier och de felmarginaler som där kan förekomma, beroende på använd modellstorlek och tillämpade försökstekniska metoder.

Att genom modellförsök kunna få säkra prognoser för framdrivningseffekt och propulsionsarrangemang för ett fartygsprojekt är naturligtvis av avgörande betydelse för både redare och varv. För detta finns ett flertal kvalificerade skeppsprovningsanläggningar med stora fösöksresurser. Sedan länge bedrivs internationellt tekniskt samarbete för kontinuerlig utveckling på detta område, bl.a. med regelbundet återkommande konferenser - International Towing Tank Conference (ITTC i kombination med aktuellt årtal). För närvarande torde de flesta skeppsprovningsanläggningar tillämpa en försöks- och utvärderingsmetod benämnd 1978 ITTC Performance Method, vilken här åberopas i olika sammanhang.

På sidan om dessa stora resurser förekommer även modellförsök i privat småskalig omfattning, speciellt i jämförande syfte, bland båtkonstruktörer och båtintresserade i övrigt. I ett kort avsnitt ges här vissa tips för en sådan småskalig verksamhet.

Som försättsblad till denna skrift och som vinjett för båtkonstruktion har valts ett diagram som principiellt visar båtars indelning i dimensionslösa fartklasser.

Vendelsö i april 2008

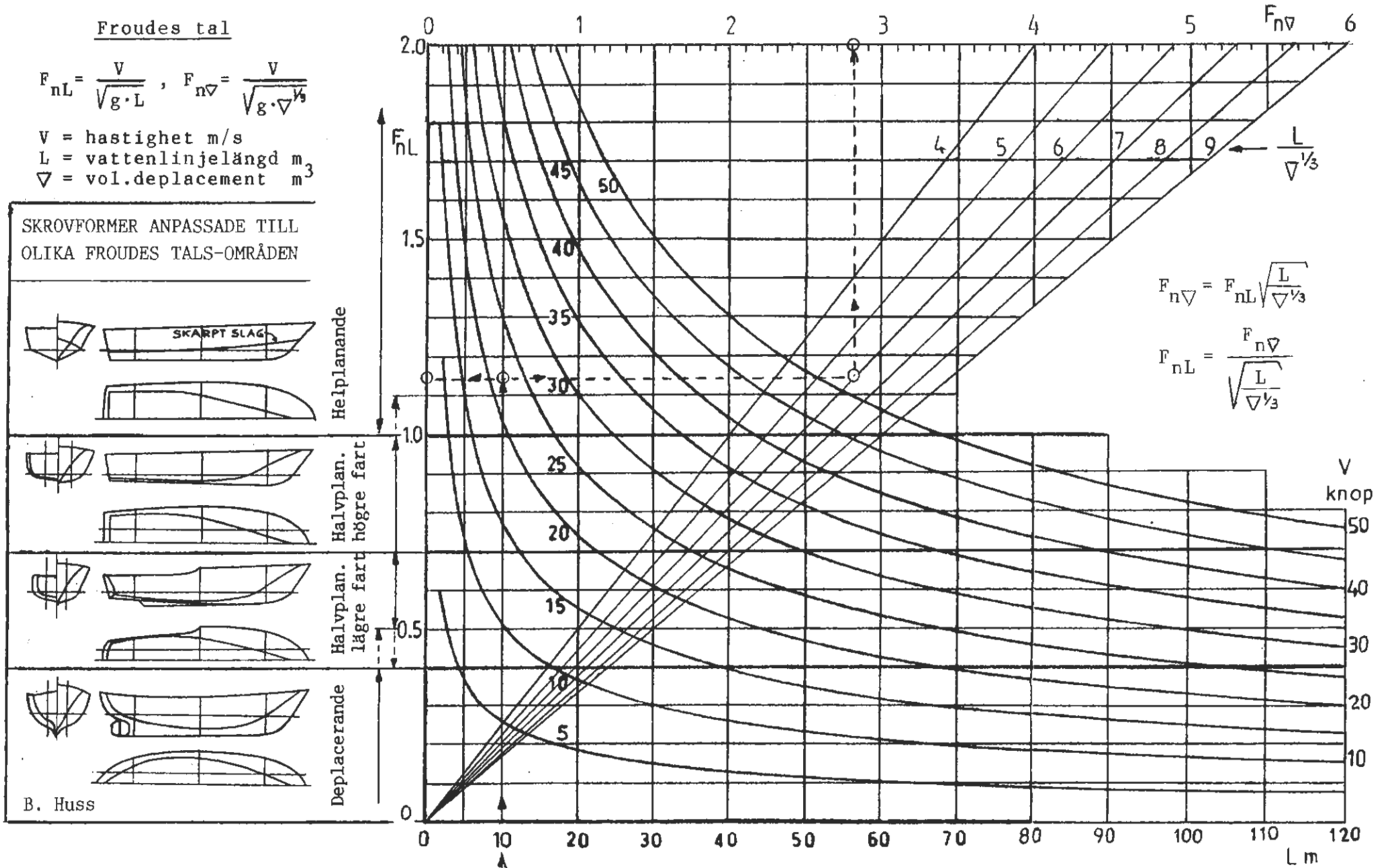


## Froudes tal

$$F_{nL} = \frac{V}{\sqrt{g \cdot L}}, \quad F_{n\nabla} = \frac{V}{\sqrt{g \cdot \nabla^{1/3}}}$$

V = hastighet m/s
L = vattenlinjelängd m
$\nabla$ = vol.deplacement $m^3$

SKROVFORMER ANPASSADE TILL OLIKA FROUDES TALS-OMRÅDEN




Exempel: L = 10 m, V = 22 kn ger $F_{nL}$ = 1,15 och $L/\nabla^{1/3}$ = 6 ger $F_{n\nabla}$ = 2,8
V-bottenskrov

B

Innehållsförteckning till Del III

## 3. Modellförsöksteknik och motståndsanalys


3.1 Principerna för modellförsök med släpad modell 3-1

3.2 Restmotståndet $R_R$ 3-3

3.2.1 Luftmotståndet $R_{AA}$ 3-6

3.3 Friktionsmotståndet $R_F$ 3-7

3.3.1 Inverkan av laminär strömning för modell och fartyg 3-8

3.3.2 Turbulensstimulering vid modellförsök 3-14

3.3.3 Forminflytande på $C_F$ 3-16

3.3.4 Ytråhetens inverkan på friktionsmotståndet 3-21

3.4 Sammanfattning av metodiken för släpförsök med modell 3-26

3.4.1 Praktiska tips för småskaliga modellförsök 3-29

3.5 Överslagsmässig effektberäkning 3-31

3.6 Samverkan mellan skrov och propeller 3-33
Propulsiva faktorer och propulsionsverkningsgrad
Begrepp, definitioner och experimentellt bestämmande

Propellerkarakteristikor 3-35

Frigående propellerförsök 3-36

Självdriven modell 3-37

3.6.1 Medströmsfaktorn 3-38

3.6.1.1-2 Experim. bestämmande av medströmsfaktorn 3-38,40

3.6.2 Sugfaktorn 3-42

3.6.3 Relativa rotativa verkningsgraden 3-43

3.6.4 Propulsionsverkningsgraden 3-44

Bilaga 3/1. Forminflytande på friktionsmotståndet

1. Utvärdering med "Prohaska plot" s.2
2. Empiriska metoder för beräkning av forminflytande på $C_F$ s.4
3. Allmänna kommentarer till utvärderings- och beräknings-metoder avseende forminflytande på $C_F$ s.11

Bilaga 3/2. Analys av till friktionsmotståndet knutna faktorer som berör motståndsberäkning vid modellförsök

Bilaga 3/3. Friktionskoefficienten $C_F$ som funktion av Reynols' tal enligt ITTC 1957 och ATTC 1947.

Bilaga 3/4. Ytråhetens inverkan på friktionsmotståndet


Litteratur:


|1| Geometry, Resistance and Stability of the Delft Systematic Yacht Hull Series (DSYHS), J Gerritsma et al. Intern. Shipb. Progr. Dec 1981.
Även 11th, 12th, 14th, 15th International Symposium on Yacht Design and Yacht Construction, Amsterdam (Nov. 1990,-92,-94, -96,-98)

Litteratur, forts.

|2| Principles of Naval Architecture, Vol II, 1988

|3| Holtrop J."A statistical analysis of performance test results". Int. Shipb. Progr. Vol 24, Febr 1977.

Holtrop J. and Manan GGJ."A statistical power pred. method". Int. Shipb. Progr. Vol 25, Oct. 1978. Fortsättning i International Shipb. Progr. Vol 29, July 1982: "An approximate power prediction method".

Holtrop J."A statistical re-analysis of resistance and propulsion data". Int. Shipb. Progr. Vol 31, Nov 1984.

|4| J A Keuning and U B Sonnenberg."Approximation of the Hydrodydynamic Forces on a Sailing Yacht based on the Delft Systemamatic Yacht Hull Series". 15th International Symposium on "Yacht Design and Yacht Construction". Amsterdam, 16 November 1998. Proceedings.

Symbolförteckning. SI-enheter tillämpas genomgående.

| | |
|---|---|
| A | En yta. Som index även "luft". |
| $A_T, A_F$ | Ett fartygs frontyta ovan vattenlinjen. |
| ATTC 1947 | American Towing Tank Conference 1947. |
| B | Bredd. Som index "Behind Condition", som gäller akterröver drivande propeller. |
| C,c | Allm: koefficient, kordalängd. |
| $C_{AA}$ | Luftmotståndskoefficient. |
| $C_B$ | Blockkoefficient |
| $C_D$ | Motståndskoefficient |
| $C_F$ | Friktionskoefficient (vanligen för vatten). |
| $C_{F-47}$ | Friktionskoefficient enl ATTC 1947 (Schoenherr). |
| $C_F$-57 | Friktionskoefficient enl ITTC 1957. |
| $C_{Flam}$ | Friktionskoefficient för laminär strömning (Blasius). |
| $C_{Ftrans}$ | Friktionskoeff. mellan $C_{Flam}$ och $C_{Fturb}$. |
| $C_{Fturb}$ | Friktionskoeff. för turbulent strömning. |
| $C_P$ | Prismatisk koefficient. |
| $C_R$ | Restmotståndskoefficient = $C_T - C_F$. |
| $C_T$ | Totalmotståndskoefficient = $C_R + C_F$. |
| $\Delta C_F$ | Ytråhetstillägg till $C_F$. |
| $\Delta C_{F-78}$ | Ytråhetstillägg enl ITTC 1978. |
| $\Delta C_{FN}$ | Ytråhetstillägg enl Nikuradse. |
| D | Syftar som index på "Drag", motstånd. Även prop.diam. |
| $F_n, F_{nL}$ | Froudes tal med ref. till en längd = $V/\sqrt{gL}$ |
| $F_{n\nabla}$ | Froudes tal med ref. till volymsdepl. = $V/\sqrt{g\nabla^{1/3}}$. |
| g | Tyngdkraftens acceleration. |
| H | Som index "Hull", skrov. |
| ITTC | International Towing Tank Conference, Ex: ITTC 1978. |

| | |
|---|---|
| $J, J_o, J_T, J_Q$ | Framdriftstalet V/nD. Frigående, T- resp Q-identitet. |
| $k, (1+k)$ | Formkoefficient, formfaktor för formpåverkan på $C_F$. |
| $k_s$ | Ytråhetens "medelkornhöjd" (oftast uttryckt i meter). |
| $K_T, K_Q$ | Propellerns tryckkrafts- resp. momentkoefficient. |
| $L$ | Längd, även ibland längd i vattenlinjen, som i $F_{nL}$. |
| $L_{WL}$ | Längd i vattenlinjen. |
| $m, M$ | Som index: modell, motor, maskin. |
| $n$ | Varvtal varv/sek, r/s. Granvilles formkoeff. för $C_F$. |
| $o$ | Som index: syftar på frigående propellerförsök. |
| $P_E, P_D, P_M$ | Släpeffekt, propellereffekt, motoreffekt. |
| $P_T, P_Q$ | "Tryckkrafts- resp. "momenteffekt". |
| $\Delta p$ | Tryckskillnad, tryckförändring. |
| $Q$ | Moment, propellermoment, även som index. |
| $R$ | Motstånd, även som index. |
| $R_a$ | Friktionsavdrag vid självdriftsförsök. |
| $R_n, R_{nL}$ | Reynolds´tal allmänt resp. med ref. till L: $R_{nL} = V \cdot L/\nu$. |
| $R_T, R_R, R_F$ | Total-, rest- resp. friktionsmotstånd. |
| $R_V, R_W, R_{AA}$ | Visköst- resp. våg- resp. luftmotstånd. |
| $S$ | Våt yta på ett fartyg eller en fartygsmodell. |
| $s$ | Betecknar som index fartyg/båt i full skala ("ship"). |
| $T$ | Djupgående för fartyg/båt. Propellertryckkraft. |
| $T_c$ | Segelbåts djupgående utan köl och roder("Canoe body"). |
| $t$ | Sugfaktorn. Även koeff. för laminärt inslag i strömning, (ekv 3:13) |
| $V$ | Hastighet \|m/s\|. |
| $V_A$ | "Speed of Advance": strömningshastighet i medströmsfält. |
| $w$ | Medströmsfaktorn. Som index för vatten ($\rho_w$), våg ($R_w$). |
| $w_T, w_Q$ | Medströmsfaktor med tryckkrafts- resp. momentidentitet. |
| $\beta$ | Anströmningsvinkel relativt propellerbladprofil. |
| $\nu$ | Kinematisk viskositet $m^2/s$. |
| $\rho$ | Densitet $kg/m^3$. |
| $\Delta$ | En båts massa ("massdeplacement"). |
| $\nabla$ | En båts volymsdeplacement. |
| $\nabla_c$ | En segelbåts volymsdeplacement exklusive köl och roder ("canoe body volume displacement"). |

# 3. MODELLFÖRSÖKSTEKNIK OCH MOTSTÅNDSANALYS

## 3.1 Principerna för modellförsök med släpad modell

Mycket av det som är grundläggande för modellförsöksteknik har berörts i Del I, avsnitt 1.1 "Framdrivningsmotståndets sammansättning", avsnitt 1.2 "Specifika strömningstekniska koefficienter och lagar" och avsnitt 1.3 "Strömningstyper och motståndssamband",t.o.m. mom 1.3.3. Repetition av detta kan vara på sin plats inför den fortsatta redovisningen av ämnet. Här har det i varje fall bedömts motiverat att jämte ny information återknyta till i Del I visade hydrodynamiska samband som har relevans i modellförsökssammanhang. Det är fråga om både hänvisningar till och återupprepning av tidigare given information.

Den som vill förbigå den rätt omständliga orienteringen inom modellförsökstekniken och endast önskar se slutresultatet kan hänvisas till den kortfattade sammanställningen i mom 3.4, s.3-26.

Det sammanfattande motståndsschemat i Del I, bilaga 1, redovisar det totala släpmotståndet i lugnt vatten ($R_T$) för ett "naket skrov", d.v.s ett skrov utan bihang, sammansatt av såväl viskösa ($R_V$) som vågbildande ($R_W$) komponenter, vilka delvis påverkar varandra genom växelverkan mellan hydrodynamiska tryck, vätskerörelser och viskösa krafter. Övriga motståndsdelar har sammanförts till en grupp kallad "tilläggsmotstånd".

Ser man isolerat på den viskösa respektive den vågbildande motståndsdelen så ligger komplikationen i att de, samtidigt som de påverkar varandra, lyder helt olika hydrodynamiska lagar, som skall beaktas vid omräkning av modellförsök till full skala. Dessa lagar har på från varandra avvikande sätt speciell anknytning till skrovets längd och fart, varom mera längre fram. Därmed kan de båda motståndskomponenterna inte slås ihop till en gemensam motståndsfaktor vid utvärdering av modellförsök för beräkning av totalmotståndet för ett båt- eller fartygsprojekt.

För praktisk användning har man, alltsedan grunden till den moderna modellförsökstekniken introducerades av engelsmannen William Froude i slutet av 1800-talet, med acceptabelt resultat kunnat approximera moståndsberäkningen genom den förenklade ansatsen att det totala släpmotståndet $R_T$ utgör summan av två från varandra helt avgränsade motståndsdelar, vilka lyder var sitt motstånds-

påverkande samband. Den ena delen är friktionsmotståndet $R_F$, som har sin grund i vattnets inre friktion, den andra delen är övrig motståndsverkan samlad i det s.k. restmotståndet $R_R$, som härrör från tryckfördelning, vågbildning och virvelavlösning. Också om detta rent fysikaliskt inte är en helt tillfredsställande lösning ger den med erfarenhetsmässiga korrektionsfaktorer i allmänhet tillräcklig noggrannhet vid motståndsprognoser. Den elementära grunden för släpförsök med modell (m) är att totalmotståndet $R_{Tm}$ mäts och friktionsmotståndet $R_{Fm}$ beräknas, varvid restmotståndet $R_{Rm}$ erhålls:

(3:1A) $R_{Rm} = R_{Tm} - R_{Fm}$

Med dimensionslösa motståndskoefficienter (se Del I,mom 1.2.1) är motsvarande samband:

(3:1B) $C_{Rm} = C_{Tm} - C_{Fm}$, där som exempel $C_{Rm} = \dfrac{R_{Rm}}{\frac{1}{2}\rho_m V_m^2 S_m}$

$\rho$ = vattnets densitet kg/m$^3$, varierande med salthalt och temp.

För att ge förhandsinformation om det omräkningsförfarande från modell till fartyg, som i detalj redovisas i de efterföljande momenten 3.2 - 3.4, återges nedan, som en innehållsförteckning för kommande avsnitt,den f.n. allmänt vedertagna ekvationen för fullskalefartygets totalmotståndskoefficient, $C_{Ts}$, enligt ITTC 1978 formulering, med kortfattade kommentarer och hänvisningar till berörda moment.

(3:2) $C_{Ts} = C_R + (1+k)C_{Fs} + \Delta C_{Fs} + C_{AA}$

Det första kriteriet är ansatsen att restmotståndskoefficienterna för modell och fartyg är identiska ($C_{Rm} = C_{Rs} = C_R$) vid korresponderande modell- och fullskalefarter, en tolkning av Froudes modellag (se mom 3.2).

$C_F$ är medelfriktionskoefficienten för en plan och glatt yta med samma längd som modellens/fartygets våta längd/medellängd (mom 3.3).

Genom uttrycket $(1+k)C_F$ beaktas forminflytandet på $C_F$ (mom 3.3.3).

$\Delta C_F$ är ett ytråhetstillägg för fartygets våta yta (mom 3.3.4).

$C_{AA}$ är motståndskoefficient för fartygets luftmotstånd (mom 3.2.1).

Mer framträdande än för friktionsmotståndet är den övervägande delen av restmotståndet intimt knuten till skrovets formparametrar och detaljutformning på ett sätt som (ännu) ej behärskas generellt med tillfredsställande noggrannhet med teoretiska/empiriska metoder, även om man kommit långt på detta område. Häri ligger fortfarande den stora nyttan med modellförsök.

I fortsättningen visas de båda motståndsdelarnas roll i modellförsökssammanhang, hur strömningsförhållanden och skrovform kan ha inflytande på friktionsmotståndet, vilket återverkar på utvärderat restmotstånd och därmed fartygets totalmotstånd, och hur de tillsammans med också genom modellförsök undersökta propulsionsförhållanden kommer in i prognosen för erforderlig framdrivningseffekt. Först restmotståndet $R_R$.

## 3.2 Restmotståndet $R_R$

Frodes modellag, eller jämförelselag,"Law of Comparison", som den benämndes vid presentationen 1868, har följande innebörd, med erinran om att $R_R$ domineras av vågbildningen:

- Restmotstånden för geometriskt lika men olika stora fartyg förhåller sig till varandra som tredje potensen av förhållandet mellan deras linjära dimension om deras hastigheter förhåller sig som kvadratroten ur förhållandet mellan deras linjära dimension.

Geometriskt lika innebär i jämförelsen givetvis att flytvattenlinjeläget och volymsdeplacementen $\nabla$ är skalenliga.

Som grund för denna lag låg dimensionsanalys och empiriska studier av vågmönster för olika stora men likformiga modeller. Därvid konstaterades att de relationer mellan motstånd och hastighet, som formulerats i jämförelselagen, inträffade när vågmönstren i relation till flytvattenlinjen var likformiga på respektive modell. Med symboler uttryckt och tillämpat i relationen mellan fartyg och modell, med skalfaktorn $\alpha = L_s/L_m$, gäller alltså:

(3:3) $$\frac{R_{Rs}}{R_{Rm}} = \left(\frac{L_s}{L_m}\right)^3 = \frac{\nabla_s}{\nabla_m} = \alpha^3,$$ vilket inträffar då

(3:4) $$\frac{V_s}{V_m} = \sqrt{\frac{L_s}{L_m}} = \sqrt{\alpha}$$ eller då $$\frac{V_s}{\sqrt{L_s}} = \frac{V_m}{\sqrt{L_m}}$$

I dessa för modellförsök grundläggande relationer benämns $V_s$ och $V_m$ "korresponderande hastigheter".

I uttrycket $V/\sqrt{L}$ ("speed-length ratio"), som är dimensionsbundet, är det vanligt att V uttrycks i knop och L i fot, men även metriska enheter förekommer (se Del I, Bil.5). Relationen görs dimensionslös genom att, i samband med metriska enheter, även införa tyngdkraftens acceleration g, som f.ö. har anknytning till våg-

rörelsen. Det som allmänt benämns Froudes tal är sålunda:

$V/\sqrt{g \cdot L} = F_n$ eller gärna $F_{nL}$, där index L markerar samhörigheten med vattenlinjelängden. Även andra former av Froudes tal förekommer, vilket bl.a. berörs i Del I, mom 1.2.3.

I motståndsrelationen (3:3) ingår inte vattnets densitet, vilket har sin orsak i att den ursprungliga Froudes jämförelselag helt bygger på modellförsök i släpränna.

Genom att införa dimensionslösa motståndskoefficienter enligt ekv (3:1) får restmotstånden en allmängiltig form. Samtidigt införs inflytandet av vattnets densitet, vilket är nödvändigt för jämförelse mellan modellfösök i färskvatten och fartyg i saltvatten. Genom restmotståndskoefficienternas ($C_{Rs}$, $C_{Rm}$) sammansättning beaktas skalan mellan fartyg och modell.

Enligt grundprincipen i Froudes lag ansättes $C_{Rs} = C_{Rm}$ då kriteriet korresponderande farter är uppfyllt.

Alltså, vid samma Froudes tal för modell och fartyg gäller:

$$(3:5) \qquad C_{Rs} = \frac{R_{Rs}}{\frac{1}{2}\rho_s V_s^2 \cdot S_s} = C_{Rm} = \frac{R_{Rm}}{\frac{1}{2}\rho_m V_m^2 \cdot S_m} \qquad \begin{array}{l} R\ |N|,\ V\ |m/s| \\ \rho\ |kg/m^3|,\ S\ |m^2| \end{array}$$

Detta gäller dock med reservation för viss mindre fysikalisk inverkan av den avsevärda skillnaden i storlek mellan modell och fartyg. Det handlar bl.a. om icke skalenlig inverkan på gränsskiktstjocklek, tryckfördelning, vågbildning och virvelavlösning av vattnets viskositet, som inte är knuten till skalfaktorn. Man talar i detta fall om "skalinflytande". Det kan berära såväl restmotståndet som propulsionen. Vad gäller friktionsmotståndet i detta sammanhang ingår vattnets viskositet, jämte båtskrovets längd och fart i Reynolds´ tal, som är den styrande komponenten i beräkning av friktionsmotståndet (mom 3.3).

Genom jämförelse mellan från modellförsök utvärderade fullskalevärden och mätningar vid provturer kan man få fram koefficienter för kompensation av skaleffekten. Mera härom längre fram i samband med redovisning av modellförsök som underlag för propulsionsberäkning, mom 3.5, 3.6.

Genom att $\rho$ ingår i (3:5) beaktas skillnaden i densitet för provrännans vatten respektive havsvattnet. Av (3:5) framgår:

$$(3:6) \qquad R_{Rs} = C_{Rs} \cdot \tfrac{1}{2}\, \rho_s \cdot V_s^2 \cdot S_s \quad \left|\frac{kg}{m^3}\,\frac{m^2}{s^2}\,m^2\right| = |N| \text{ (med SI-måttenh.)}$$

Genom att $C_{Rs} = C_{Rm}$ (bortsett från nämnt skalinflytande) gäller:

$$R_{Rs} = R_{Rm} \cdot \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \frac{V_s^2}{V_m^2} \cdot \frac{S_s}{S_m} \quad \text{enl (3:5)}$$

Genom att $\frac{V_s^2}{V_m^2} = \frac{L_s}{L_m}$ enl (3:3) och $\frac{S_s}{S_m} = \frac{L_s^2}{L_m^2}$ följer:

$$(3:7) \qquad R_{Rs} = R_{Rm} \cdot \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \frac{L_s^3}{L_m^3} = R_{Rm} \cdot \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \frac{\nabla_s}{\nabla_m} = R_{Rm} \cdot \frac{\Delta_s}{\Delta_m} \quad |N| \text{ och } \underline{\frac{R_{Rs}}{\Delta_s} = \frac{R_{Rm}}{\Delta_m}}$$

$\nabla$ betecknar respektive skalenligt volymsdeplacement $|m^3|$ medan $\Delta$ betecknar respektive fartygs/modells massa $|kg|$, (kanske en ny term "massdeplacement", som med SI-systemet kunde ersätta den tidigare termen "viktsdeplacement").

Med skalfaktorn $\alpha$ gäller sålunda:

$$(3:8) \qquad V_s = \sqrt{\alpha} \cdot V_m \quad |m/s|;\ \nabla_s = \alpha^3 \cdot \nabla_m \quad |m^3|;\ \Delta_s = \alpha^3 \cdot \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \Delta_m \quad |kg|,$$

(varmed som regel $\Delta_s > \alpha^3 \cdot \Delta_m$) och $\underline{R_{Rs} = R_{Rm} \cdot \alpha^3 \cdot \frac{\rho_s}{\rho_m}}$ $|N|$ samt $\underline{R_{Rs}/\Delta_s = R_{Rm}/\Delta_m}$ enligt ovan.

Vid sammanställning av speciellt systematiska modellförsök för användning vid båt-/fartygskonstruktion har det varit vanligt att restmotståndet redovisas i diagram eller tabeller i relationen $R_R/\Delta$ som funktion av någon hastighetskoefficient, vanligen Froudes tal eller $V/\sqrt{L}$, tillsammans med olika dimensionsförhållanden som parametrar.

Motståndsrelationen $R_R/\Delta$, som frikopplad från absoluta värden, ger i nämnda diagram en påtaglig information om hur olika faktorer påverkar motståndet. Men det gäller att se upp med vilka enheter som i varje enskilt fall valts för $R_R$ resp. $\Delta$. Det förekommer speciellt i något äldre litteratur t.ex. att $R_R$ anges i pound och $\Delta$ i engelska eller amerikanska ton, eller att $R_R$ anges i kg eller kp(kilopond) och $\Delta$ i metriska ton. Sedan det interna-

tionella SI-systemet blivit standard anges motståndskraften i Newton |N| = |kgm/s$^2$| eller kilonewton |kN| och massan $\Delta$ anges i |kg| eller ton |t|. I nyare litteratur ser man sålunda i stället för $R_R/\Delta$ den dimensionslösa relationen $R_R/\nabla \cdot \rho \cdot g$, viket är detsamma som $R_R/\Delta \cdot g$ |N/N|.

Man har också kunnat se varianten $R_T/\Delta$ , där $R_T$ är totalmotståndet, men då bör även anges vilken fartygsstorlek det gäller, emedan friktionsmotståndet inte är proportionellt mot fartygsstorleken.

Ett annat vanligt sätt att presentera restmotståndet är genom den dimensionslösa restmotståndskoefficienten $C_R$ (ekv 3:5).

### 3.2.1 Luftmotståndet

Eftersom luftmotståndet för båtar och fartyg främst är av tryckkaraktär redovisas det här under huvudrubriken Restmotstånd.

Luftmotståndet beaktas inte i vanliga modellförsök vid uppdelning av det uppmätta totalmotståndet i friktionsmotstånd och restmotstånd. Dels provas endast själva skrovet, dels är hastigheterna vid modellförsöken relativt blygsamma absolut sett. Vid omräkning till full skala är det däremot vanligt att fartvinden beaktas överslagsmässigt enligt följande:

Luftmotståndet i aerodynamiska termer för fartyget är:

$$D = C_D \cdot \tfrac{1}{2} \rho_A \cdot V^2 \cdot A_T$$

$C_D$ är motståndskoefficienten i luft
$\rho_A$ är luftens densitet kg/m$^3$
$A_T$ är frontarean m$^2$

För fartyget är det praktiskt att referera alla motstånd till den våta ytan S och vattnets densitet $\rho_w$ (vilka naturligtvis i sig inte har något med luftmotståndet att göra). Detta ger luftmotståndet $R_{AA}$ med motståndskoefficienten $C_{AA}$ enligt ekvationen:

(3:9A) $$R_{AA} = C_{AA} \cdot \tfrac{1}{2} \rho_w \cdot V^2 \cdot S$$

Likhet mellan dessa båda motstånd, $R_{AA} = D$, ger, med $C_D = 0{,}85$ som ett medelvärde, $\rho_A = 1{,}22$ kg/m$^3$ vid ca 15$^o$C och $\rho_w = 1025$ kg/m$^3$, fartygets luftmotståndskoefficient:

(3:9B) $$C_{AA} = C_D \cdot \frac{\rho_A}{\rho_w} \cdot \frac{A_T}{S} = 0{,}001 \frac{A_T}{S}$$

Detta är satt som rutinmässig standard i ITTC 1978 rekommendationer (se mom 3.4).

Uppgifter i litteraturen om storleken av luftmotståndskoefficienten för fartyg och båtar varierar en hel del.

I Del I anges på s.8 luftmotståndet aerodynamiskt uttryckt som $R_A = C_{R_A A_F} \cdot \frac{1}{2} \rho_A \cdot V^2 A_1$ analogt med ekvationen för D på föregående sida. I Del I anges för luftmotståndets koefficient storleksordningen mellan 0,5 och 1,0 för motorbåtar med väl utformad resp. ogynnsamt utformad övervattensdel. För handelsfartyg förekommer i skeppsteknisk litteratur värden på denna motståndskoefficient mellan ca 0,8 och 1,5.

## 3.3 Friktionsmotståndet $R_F$

Froudes modellag har under mom 3.2 refererats som grunden för modellförsök vad gäller restmotståndet, vilket intimt sammanhänger med båtskrovets dimensionsförhållanden och detaljutformning.

Den andra stora motståndsdelen, friktionsmotståndet, har däremot främst andra påverkande faktorer som skall beaktas vid utförande och utvärdering av modellförsök, vilket här skall redovisas:

a) I skrovets strömningsfält rådande strömningsförhållanden, dvs fördelning mellan laminär och turbulent strömning. Se mom 3.3.1-3.3.2 och Bilaga 3/2 samt Del I, mom 1.3-1.3.3.

b) Forminflytandet på friktionsmotståndet, som dock har relativt liten betydelse jämfört med inflytandet på restmotståndet - vågbildningsmotståndet. Se mom 3.3.3 samt Bilagorna 3/1 och 3/2.

c) Den våta ytans struktur. Detta ämne, som behandlas i Del I, mom 1.3.6 med Bilaga 10, har ingen relevans för själva modellförsöken, där det är ett villkor att modellens yta är så slät och jämn att friktionsmotståndet inte påverkas. Vid omräkning av modellförsök till full skala har detta däremot stor betydelse. Se mom 3.3.4.

Det har kunnat fastställas att friktionskoefficienten med definitionen $C_F = R_F / \frac{1}{2} \rho V^2 S$ är en funktion av följande dimensionslösa samband, benämnt Reynolds´tal, som på 1880-talet formulerades av engelsmannen Osborne Reynolds. Se f.ö. Del I, mom 1.3.

$$R_n = \frac{V \cdot L}{\nu} = R_{nL}$$

V = strömningshastighet |m/s|
L = anströmmad längd |m|
$\nu$ = kinematisk viskositet |m/s$^2$|

För beräkning av friktionskoefficienten $C_F$ för fullt utvecklad turbulent strömning har i Del I, mom 1.3.2 visats dels en äldre ekvation,"ATTC 1947", här benämnd $C_{F-47}$, dels en senare version, "ITTC 1957", här benämnd $C_{F-57}$, vilken sedermera allmänt kommit att tillämpas vid utvärdering av modellförsök och beräkning av hydrodynamiskt friktionsmotstånd för övrigt.

$C_{F-47}$ anses tämligen strikt gälla plana (tvådimensionella) glatta ytor, medan $C_{F-57}$ anses ha en viss inbyggd tolerans för avvikelse från ideala förhållanden. Ekvationerna för dessa båda $C_F$-koefficienter är följande:

(3:10) $$\frac{0,242}{\sqrt{C_{F-47}}} = \log(R_{nx} \cdot C_{F-47}),$$ ATTC 1947 ("Schoenherrs ekv")

(3:11) $$C_{F-57} = \frac{0,075}{(\log R_{nx} - 2)^2},$$ ITTC 1957

Ekvationerna har givits en allmän form där x i Reynolds tal är en godtycklig anströmmad längd på en yta, räknad från ytans framkant i strömningens riktning. $C_F$, som utgör ett medelvärde för den betraktade anströmmade delen av ytan, förändras kontinuerligt med längden x vid konstant hastighet. Därmed kan $C_F$ förtydligas genom benämningen "medelfriktionskoefficient" för det aktuella längdavsnittet.

Bilaga 3/3 visar grafiskt $C_{F-57}$ resp. $C_{F-47} = f(R_{nx})$. Här kan $C_F$-värdena avläsas med i allmänhet tillräcklig noggrannhet.

Ekvationen (3:11) är alltså den för närvarande gängse rekommenderade versionen, vilken dock inte utan särskild försöks- och utvärderingsmetodik kan tillämpas generellt i samband med modellförsök. Detta redovisas i efterföljande delmoment, 3.3.1 - 3.3.4 ävensom i bilagorna 3/1 och 3/2.

### 3.3.1 Inverkan av laminär strömning för modell och fartyg. Kompletterad $C_F$-ekvation med reservation för användning.

Medelfriktionskoefficienten $C_F$ enligt ekv (3:10-11) beaktar inte att ostörd strömning längs en slät yta till en början är laminär, vilket innebär att $C_F$ inom detta område har ett betydligt lägre medelvärde än vad ekv 3:10-:11 ger. Hur $C_F$ varierar från ostörd laminär strömning till fullt utvecklad turbulent strömning har vists i Del I, avsnitt 1.3 med fig 3 och 4 samt i bilaga 7.

Fig. 3:1 nedan motsvarar en del av nämnda figur 3, begränsad

till ett Reynolds´tal-område som är speciellt aktuellt i modellförsökssammanhang. Tabell 3:1 ger exempel på $R_{nL}$-områden för modeller i varierande skala relativt fartygsoriginal i varierande storlek och vid fullskalefarterna 10 resp 20 knop. Dessa $R_{nL}$-områden är markerade i Fig 3:1, identifierade genom beteckningen i tabellens första kolumn.

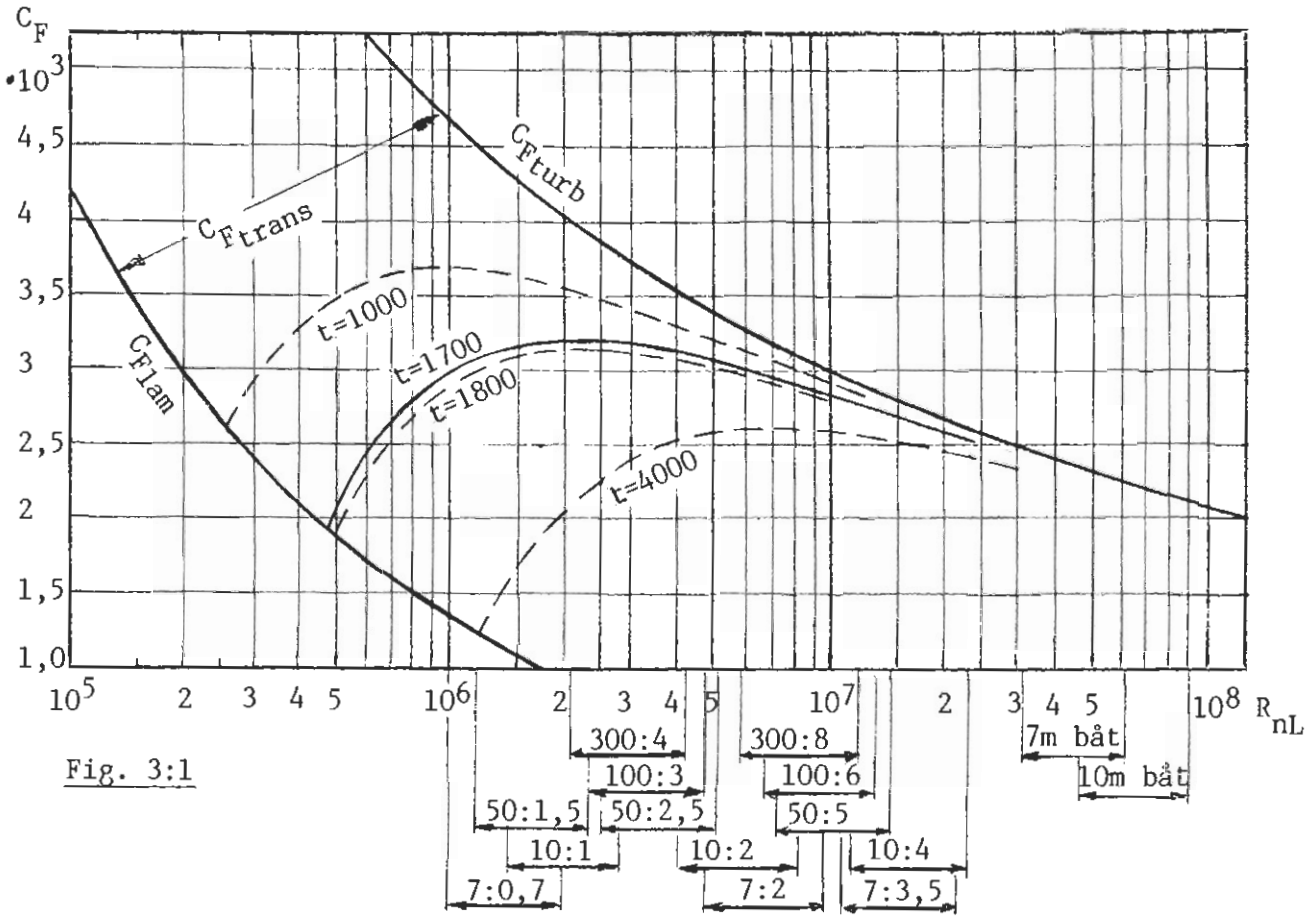



Fig. 3:1

Tabell 3:1

| Vattenlinjelängd fartyg : modell $L_s$ : $L_m$ meter | Skal-faktor | Modellfart m/sek | | Mot $V_m$ svarande $R_{nL} \cdot 10^{-6}$ | | Fartygsfart | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | | $V_{m1}$ | $V_{m2}$ | $R_{nL1}$ | $R_{nL2}$ | $V_{s1}$ | $V_{s2}$ |
| 300 : 8 | 37,5 | 0,84 | 1,68 | 5,90 | 11,79 | 10 knop = 5,144 m/s | 20 knop = 10,288 m/s |
| 300 : 4 | 75 | 0,59 | 1,19 | 2,08 | 4,17 | | |
| 100 : 6 | 16,67 | 1,26 | 2,52 | 6,63 | 13,26 | | |
| 100 : 3 | 33,33 | 0,89 | 1,78 | 2,35 | 4,69 | | |
| 50 : 5 | 10 | 1,63 | 3,25 | 7,14 | 14,27 | | |
| 50 : 2,5 | 20 | 1,15 | 2,30 | 2,52 | 5,05 | | |
| 50 : 1,5 | 33,33 | 0,89 | 1,78 | 1,17 | 2,34 | | |
| 10 : 4 | 2,5 | 3,25 | 6,51 | 11,42 | 22,83 | | |
| 10 : 2 | 5 | 2,30 | 4,60 | 4,04 | 8,07 | | |
| 10 : 1 | 10 | 1,63 | 3,25 | 1,43 | 2,85 | | |
| 7 : 3,5 | 2 | 3,64 | 7,28 | 11,17 | 22,34 | | |
| 7 : 2 | 3,5 | 2,75 | 5,50 | 4,82 | 9,65 | | |
| 7 : 0,7 | 10 | 1,63 | 3,25 | 1,00 | 2,00 | | |

Ändamålet med fig 3:1 är att ge en påtaglig bild av ett för modellförsök vanligt $R_{nL}$-område, visat i relation till aktuella friktionkoefficientkurvor. I högra delen av $R_{nL}$-skalan har för jämförelse med modellernas position även markerats motsvarande $R_{nL}$-områden för båtar i full skala med $L_{WL}$= 7 respektive 10m, gällande fartintervallet 10-20 knop, alltså motsvarande modellernas korresponderande fartintervall. För de större fartygen ligger motsvarande $R_{nL}$-områden utanför diagrammet.

För det turbulenta strömningsområdet gäller medelvärdeskurvan $C_{Fturb}$ enligt ekv (3:11). För laminär strömning längs en plan, glatt yta gäller medelvärdeskurvan $C_{Flam}$, här återgiven i allmän form, motsvarande ekv (3:11). Det är Blasius´ekvation:

(3:12) $$C_{Flam} = \frac{1,327}{\sqrt{R_{nx}}}$$

Efterföljande information baseras på erfarenheter från <u>laboratorieförsök med glatta, plana plattor och tredimensionella ytor, dvs fartygsmodeller</u>:

Mellan ovannämnda $C_{Flam}$- och $C_{Fturb}$- kurvor ligger för friktionskoefficientens medelvärde en övergångsfas som är en sammansättning, först av inverkan av laminär strömning fram till en punkt på $C_{Flam}$-kurvan, där ett abrupt omslag till turbulent strömning anses ske. Där börjar den turbulenta strömningen att successivt bygga på $C_F$-medelvärdet som alltmer närmar sig, men teoretiskt aldrig når fram till kurvan $C_{Fturb}$, vilken förutsätter att strömningen hela vägen är turbulent. Efter omslaget från laminär till turbulent strömning är det alltså fortfarande laminär strömning på den anströmmade ytans främre del fram till omslagspunkten.

Även vid kvalificerade laboratoriemässiga försök med plana, glatta plattor har $C_F$-värdet inom övergångsfasen kunnat visa sig instabilt, beroende bl.a. på att $R_n$-läget för omslag från laminär till turbulent strömning kan vara instabilt under inverkan av tillfälliga diskontinuiteter i strömningsfältet. Även försöksplattornas dimensioner och framkantsutförande har betydelse i sammanhanget.

I Del I, mom 1.3.3, visas en allmän ekvation för medelfriktionskoefficienten i "övergångsfasen", inkluderande inverkan av den laminära strömningen, benämnd $C_{Ftrans}$ (med anspelning på den

engelska benämningen "Transitional phase") enligt följande, där den sista termens tidigare koefficient "k" har bytts ut mot "t", för att ej längre fram förväxlas med formkoefficienten "k".

(3:13) $C_{Ftrans} = C_{Fturb} - \frac{t}{R_{nx}}$ , med $C_{Fturb}$ enligt ekv (3:11)

Återigen här betecknar index x anströmmad längd av en yta, räknad från ytans framkant i strömningens riktning. Principen bakom ekv (3:13) härleds i Del I, bilaga 8. t-värdet sammanhänger med vid vilket $R_n$-värde som omslaget från laminär till turbulent strömning antages ske. I Fig 3:1 har lagts in ett antal med t-värden märkta $C_{Ftrans}$-kurvor enligt ekv (3:13). I Del I nämns kurvorna t=1000 och t=4000 som experimentellt framtagna gränsvärden för lägsta respektive högsta $R_n$ för omslagspunkten, medan de flesta försöksvärdena har samlats omkring kurvan t=1700 (enligt Prandtl). I andra sammanhang har man sett värdet t=1800 angivet (van Oossanen). Enligt detta skulle omslaget från laminär till turbulent strömning extremt kunna ske "tidigast" vid $R_{nx}$= 2,5 á $3 \cdot 10^5$ (t=1000) och "senast" vid $R_{nx}$= 1,2 á $1,5 \cdot 10^6$ (t=4000), medan omslaget mest sannolikt skulle ske vid $R_{nx}$= ca $5 \cdot 10^5$ (motsvarande t= 1700 á 1800).

Anm: Benämningen $C_{Ftrans}$ i ekv (3:13) är egentligen ej helt adekvat emedan ekvationen omfattar, som ovan framgår, $C_F$-medelvärdet med bidrag från såväl laminär som turbulent strömning. Men samtidigt beskriver ekvationen de kurvbågar som rent visuellt i diagrammet representerar en övergångsfas.

Man har kunnat konstatera att strömningen längs plana plattor kan övergå från laminär till turbulent status och vice versa vid lägre Reynolds´tal ($R_{nx}$) än vad fallet är beträffande tredimensionella (krökta) ytor. Detta gäller vid speciella betingelser som har samband med tryckfätet och därmed strömningens hastighetsfördelning utefter den krökta ytan. Vid försök med fartygsmodeller har man funnit att närvaro och utbredning av laminär strömning till stor del är beroende av tryckförändringen (tryckgradienten) längs förskeppet, vilken i sin tur influeras av sådana formfaktorer som vattenlinjernas inledande vinkel vid förstäven och vattenlinjernas kurvatur inom förskeppet. T.o.m. förstävens rundning och lutning kan ha betydelse i sammanhanget. Då dessa faktorer samverkar till en strax akterom förstäven avtagande tryckfördelning (negativ tryckgradient) i strömningsfältet längs förskeppet, med ökande strömningshastighet som följd,

befrämjas stabilisering av det laminära gränsskiktet. Det laminära strömningsområdet kan därmed utsträckas mot högre Reynolds´tal än vad som gäller för en plan yta i strömningsriktningen, vilken inte påverkar det hydrodynamiska trycket.

Med kännedom om ovanstående och för övrigt med tanke på för modellförsök vanligt relativt lågt $R_{nL}$-område (jfr fig 3:1) är det uppenbart att en ekvation som (3:13) med ansatt medelvärde för den starkt fluktuerande koefficienten t, baserat på försök med plana plattor, inte är en nöjaktig grund för beräkning av modellens friktionsmotstånd. Se dock motståndsanalys i Bilaga 3/2.

En säker beräkning av friktionsmotståndet vid modellförsök är av fundamental betydelse för utvärdering av restmotståndet ($R_R = R_T - R_F$, där $R_T$ uppmätes). I princip gäller, med hänvisning till Fig 3:1: ju mindre modell, desto osäkrare utvärdering av restmotmotståndet. Detta kan vara ett memento för privata småskaliga modellförsök. Ej heller vid sådana jämförande modellförsök, där inverkan av detaljvariationer i utformningen skall utvärderas, kan man utgå ifrån att omslaget från laminär till turbulent strömning sker vid samma Reynolds´tal för olika modellvarianter. Jämförelsen kan därmed bli missvisande.

Rent allmänt framgår problemet påtagligt av Fig 3:1. Modellens $R_{nL}$ kan t.ex. ligga inom området $1 \cdot 10^6 - 5 \cdot 10^6$ och för $C_{Ftrans}$ enligt ekv (3:13) kan, med inverkan av tredimensionell strömning, extremt t.o.m. kurvan för k=4000 gälla. Beräknar man då modellens friktionsmotstånd enligt ekv (3:11) för turbulent strömning får man en mycket för låg restmotståndskoefficient, vilken kommer att betraktas som gällande också för fartyget/båten.

För att få säker utvärdering av modellförsök måste turbulent strömning säkerställas för hela hastighetsområdet. Närmare detaljer om arrangemang för detta redovisas i mom 3.3.2.

Laminär strömning i båtsammanhang (full skala) kan under gynnsamförhållanden (helt lugnt väder) förekomma i strömningen längs en glatt båtbog fram till lokalt Reynolds´tal $R_{nx} = V \cdot x/\nu$ = upp till $5 \cdot 10^5$ á $1 \cdot 10^6$ om inte förskeppets linjer kunnat utformas speciellt befrämjande för laminär strömning. Termen x betyder här anströmmad längd som har laminär strömning (jfr Fig 3:1). Detta

innebär att t.ex. vid V = 2,5 m/s (ca 5 knop) är det laminära området x under gynnsamma förhållanden av storleksordningen 0,2 á 0,4 m. Vid dubbla hastigheten minskar det laminära området till hälften.

För beräkning av friktionsmotståndet för båtar av fritidsbåtars vanliga storleksordning har man kunnat se följande ekvation för medelfriktionskoefficienten för hela båtlängden, en ekvation som bygger på den på s. 3-11 visade ekv (3:13) med t=1800 och med beaktande av i anslutning till ekvationen gjord anmärkning beträffande nomenklaturen:

$$(3:14) \qquad C_F^* = \frac{0,075}{(\log R_{nL}-2)^2} - \frac{1800}{R_{nL}} = C_F - \frac{1800}{R_{nL}} ,$$

där $C_F$ gäller turbulent strömning enl ITTC-57 (ekv 3:11).

Bet. $C_F^*$ har här använts för att markera avvikelse från $C_F$.

I $R_{nL}$ syftar L vanligen på vattenlinjelängden $L_{WL}$, men för segelbåtar är det vanligt att L räknas som 0,7 á $0,9 \cdot L_{WL}$.

En uppfattning om storleken av $1800/R_{nL}$-avdraget i ekv (3:14) ger följande exempel, gällande glatt bottenyta:

För en båt med L=8m, som går med 12 knops fart (ca 6,2m/s) med $\nu = 1,1 \cdot 10^{-6} m^2/s$ ($18^o$ oceanvatten), är $R_{nL}=4,5 \cdot 10^7$ och därmed enligt ekv (3:14)

$$C_{Fs}^* = 0,00235 - 0,000040$$

Korrektionstermen ger alltså knappt 2% reduktion av friktionsmotståndet. Minskas farten till hälften blir reduktionen ca 3%. Fördubblas farten blir reduktionen ca 1%.
För ett 80m långt fartyg vid 16 knop skulle reduktionen av friktionsmotståndet vid idealiserade förhållanden vara knappt 2 promille.

För fartyg inom för handelsfartygs varierande storleksorning räknar man av naturliga skäl endast med turbulent strömning.
Vid fartprognoser är det rekommendabelt att även för mindre fartyg och båtar avstå från reduktionstermen för friktionsmotståndet i synnerhet som förekomst och utbredning av laminär strömning i naturlig havsmiljö är osäker. Det kan då ses som ett led i gardering mot för optimistiska fartprognoser. För segelbåtskölar kan däremot laminär strömning ha viss betydelse under gynnsamma förhållanden.

Innan metoder för turbulensstimulering redovisas i nästa moment är det skäl att framhålla följande:

Även om ekv (3:13) ej rekommenderas för beräkning av fartygs/båtars och modellers friktionsmotstånd ger den i alla fall en metod att bedöma storleksordningen av felmarginaler som kan uppkomma vid utvärdering av modellförsök och vid motståndsberäkning i samband med utnyttjande av utförda publicerade systematiska modellförsöksserier, där turbulensstimulering ej använts, eller om det är osäkert om eller under vilka förhållanden det använts. Mom 3.3.2 och Bilaga 3/2 går närmare in på detta, även i kombination med analys av de felmarginaler som kan uppstå om forminflytandet på friktionsmotståndet (se mom 3.3.3) beaktats eller ej beaktats.

### 3.3.2 Turbulensstimulering vid modellförsök.

Av föregående moment framgår att modellförsök allmänt, av praktiska skäl, körs inom ett Reynolds´tals-område där det finns uppenbar risk och sannolikhet för att modellen samtidigt utsätts till en del av laminär och till en del av turbulent strömning, där gränsen däremellan inte med säkerhet kan bestämmas. Medelfriktionskoefficientens värde för hela förloppet kan därmed inte beräknas med tillräcklig noggrannhet. Den enda tillförlitliga metoden är att på konstlad väg säkerställa turbulent strömning utefter praktiskt taget modellens hela våta längd genom s.k. turbulensstimulering, d.v.s. att från och med modellens främre del av den våta ytan skapa turbulens genom störning av det laminära gränsskiktet.

Arrangemang för detta började tillämpas först i mindre omfattning vid någon enstaka modellförsöksanläggning under 1930-talet och sedermera allt mera frekvent, för att så småningom, kanske först under 1940-50-talet, bli standard världen över.

Förrän turbulensstimulering blev vanlig och även senare har tyvärr för övrigt ambitiösa systematiska modellförsöksserier utförts utan turbulensstimulering, bl.a. med relativt små modeller, alltså vid förhållandevis låga Reynolds´tal, där stort genomslag av laminär strömning kan befaras (jfr Fig 3:1). Om i rapportering om sådana försök ingenting nämns om detta - eller om det nämns att turbulensstimulering ej tillämpats - har man anledning att

känna osäkerhet i fråga om försökens tillförlitlighet. Sådana försök kan dock ge tydliga tendenser för inverkan av "påtagliga" formparametervariationer. Lokala formvariationer, speciellt inom förskeppet, kan emellertid, som i mom 3.3.1 nämnts, ge osäkert utslag genom att viss inverkan på fördelningsförhållandet mellan laminär och turbulent strömning kan förekomma.

Anordningar för turbulensstimulering beskrivs i det följande, där a) och b) torde vara de vanligaste. I fallen a)-c) appliceras anordningen på avstånd om ca $0{,}05 \cdot L_{WL}$ akterom förstävens skärning med vattenytan.

a) En metalltråd (s.k. "Tripwire"), ca 1mm i diameter, spänns runt om och fästes till förskeppet vinkelrätt mot vattenlinjen (sett i sidoprojektion),

b) I stället för metalltråd enl a) fästes en sandpappersliknande remsa, ca 20mm bred.

c) I skeppsteknisk litteratur kan man även finna beskrivet anordnande av en rad av korta pinnar eller stift med ungefärliga dimensioner, 3mm i diameter och 2,5mm i höjd, inslagna i modellen på ca 25mm avstånd från varandra utefter en linje parallell med stävkonturen. Denna metod anses vara effektivare än ovanstående vid låga farter.

Dessa tre anordningar, fästa på modellen, ger ett litet motståndstillskott. Grovt överslagsmässigt brukar detta anses kunna kompenseras av den laminära strömningens lägre motstånd fram till positionen för turbulensstimulatorn. Bland annat detta motiverar placeringen $0{,}05 \cdot L_{WL}$ akterom förliga perpendikeln.

d) Ett annat använt sätt att skapa turbulens är att applicera en relativt tunn men styv sträva (t.ex. en rundstav) som sticker ner i vattnet framför modellens stäv utan att vara fästad vid modellen. Strävans motstånd adderas alltså inte till modellens motstånd, men medströmmen efter strävan kan ge en liten motståndsreduktion för modellen.

För modeller som provas med bihang, t.ex. köl och roder på segel-

båtar, är det vanligt att även dessa förses med turbulensstimulering. Visserligen kan kölen i vissa fall avsiktligt ges en vingprofil som skall befrämja laminär strömning, vilken dock får anses osäker i seglingsbefrämjande havsmiljö.

Beträffande turbulensstimuleringens eget motstånd kan nämnas en metod att utvärdera detta, tillämpad vid de i Holland under 1980- och 1990-talen utförda systematiska försöken med segelbåtsmodeller (Delft Systematic Yacht Hull Series, "DSYHS"). Där användes 20mm breda "sandpappersremsor". Vissa försök gjordes med både enkla och dubblerade remsor, 20+20mm breda intill varandra. Skillnaden i motstånd gav indikation om den enkla remsans motstånd.
På grund av segelbåtsstävens fallande kontur fram till kölens framkant kördes modellerna för övrigt med tre enkla sandremsor, en vid förliga perpendikeln, en vid kölens framkant och en däremellan. Därmed säkerställdes turbulent strömning över hela bottenytan. Se för övrigt nr / 1 / i litteraturförteckningen.

### 3.3.3 Forminflytande på $C_F$

Tidigare har nämnts om ett visst forminflytande på friktionsmotståndet. Betydelsen härav kan i många fall vara förhållandevis liten i samband med prestandaprognoser för "småbåtar", men t.ex. för fylliga handelsfartyg och fiskefartyg kan forminflytandet på friktionsmotståndet ha betydande inverkan på projektet.

I modellförsökssammanhang har detta egentligen inte rutinmässigt beaktats förrän kanske efter 1960-70-talen, även om teorier och idéer om metoder för utvärdering har framkommit och tillämpats i speciella fall mycket tidigare.

I många av under årens lopp redovisade välkända systematiska modellförsöksserier har, om så ej särskilt nämns, sannolikt ingen analys av forminflytandet på $C_F$ förekommit. Sådana modellfösöksserier, speciellt inom det s.k. "halvplanande" fartområdet, bör ändå kunna utnyttjas för fart - effektprognoser för båtprojekt, i synnerhet vad gäller relativt slanka skrov där forminflytandet på friktionsmotståndet i allmänhet är litet. Om samma modellförsök utförts utan turbulensstimulering kommer dock i alla fall en osäkerhetsfaktor in, vilket berörts i förgående moment 3.3.2.
I vad mån dessa båda motståndspåverkande faktorer eventuellt i viss mån kan anses kompensera varandra analyseras i Bilaga 3/2, som i övrigt penetrerar hithörande problem. Bilaga 3/1 informe-

rar om beräkning och utvärdering av forminflytandet på $C_F$.

Beträffande planande båtar bör man generellt kunna bortse från forminflytande på friktionsmotståndet.

En metod för att i samband med modellförsök ge underlag för utvärdering av forminflytandet på $C_F$ beskrivs i det följande med stöd av Figur 3:2, som även grafiskt visar jämförelse mellan modellförsök och fullskaleförhållanden vad gäller motståndsdelarna.

Principen för denna metod går ut på motståndsmätning vid så låga farter att totalmotståndet markant domineras av friktionsmotståndet $R_F$. Det som då är kvar av restmotståndet kan anses representeras av vågbildningsmotståndet $R_W$, som sammanhänger med det dynamiska tryckfältet runt båtskrovet, under antagandet att ingen virvelavlösning förekommer i det låga fartområdet. Förutsättning för acceptabelt resultat är dels effektiv tubulensstimulerande åtgärd (se mom 3.3.2) för att säkerställa turbulent strömning för modellens hela undervattenskropp i det mycket låga fartområdet, dels att virvelavlösning vid akterskeppet verkligen inte förekommer. Detta senare går dock inte att undvika om modellen har nedsänkt akterspegel. Motståndstillskottet av virvelbildning där, då det vid den låga farten ej blir planingseffekt som vid högre farter, kräver en särskild beräkning, som dock förbigås här. Bortsett från detta jämförs det vid låg fart uppmätta totalmotståndet i dimensionslös form, $C_T$, med motsvarande $C_F$ (se anm.+) vid allt lägre $R_{nL}$ tills $C_T$- och $C_F$-kurvorna i stort sett löper parallellt, i Fig. 3:2 markerat med (*). Vid ytterligare lägre $R_{nL}$ sjunker $C_T$-kurvan ner mot och går under $C_F$-kurvan, vilket tyder på att strömningen omkring modellen allt mer får laminär status. Sker denna nedgång direkt utan den "parallella delen" tyder det på att turbulensstimuleringen ej fungerar i det låga fartområdet.

Om det parallella området däremot klart framträder antas som ett gränsfall att $R_W = 0$, varmed differensen mellan de båda kurvorna anses representera modellformens inverkan på friktionsmotståndet, formulerat enligt följande ekvation i allmän form:

(3:15) $$C_T = C_F + k \cdot C_F = (1+k)C_F$$

k är den koefficient som genom $k \cdot C_F$ representerar ökningen av $C_F$ medan (1+k) är den formfaktor som $C_F$ skall multipliceras med.

+) Anm: Som referenslinje i denna operation används numera $C_F$ enl. ITTC 1957 (ekv 3:11). Tidigare framtagna k-värden refererar ofta till $C_F$ enl. Schoenherr (se Del I, pkt 1.3.2), inprickad i Fig 3:2. Detta ger således något högre k-värden, som då givetvis gäller just "Schoenherr-linjen". Se f.ö. Bilaga 3/1 och 3/3.

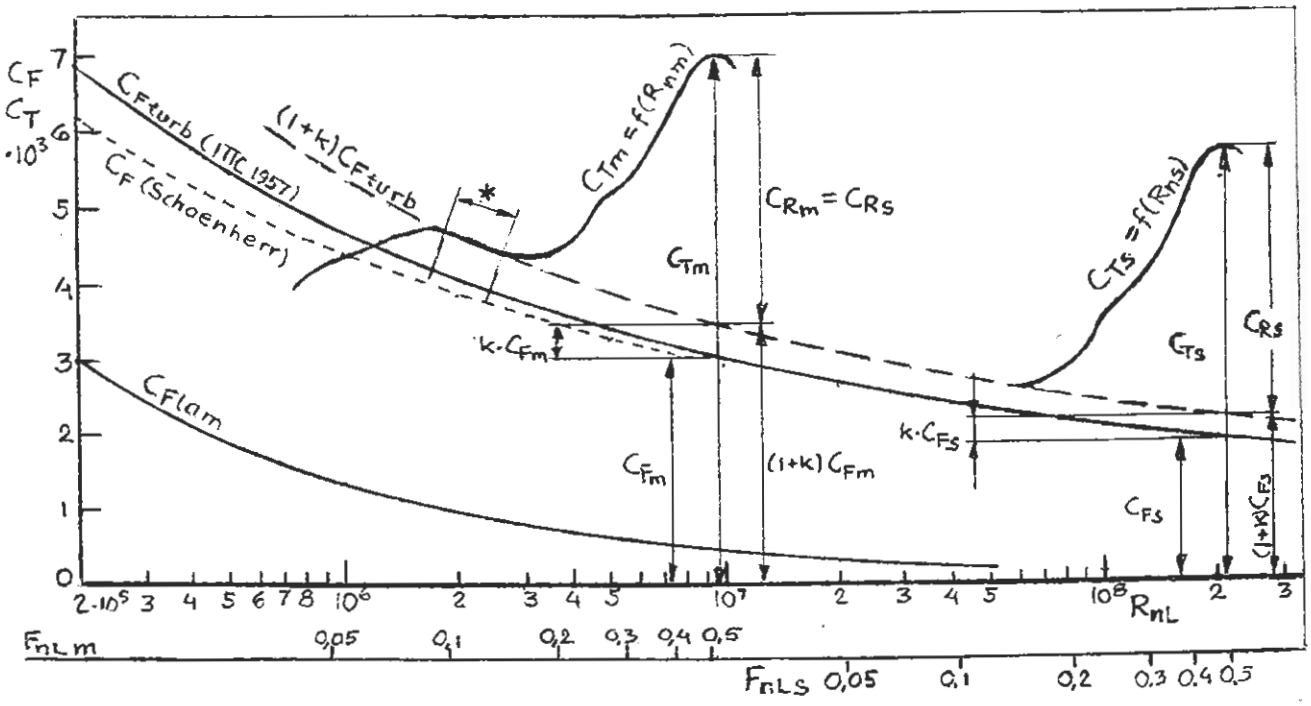



Fig. 3:2 visar det likformiga sambandet mellan kurvorna $C_{Tm}$ och $C_{Ts}$ som funktion av såväl respektive $R_{nL}$ som, enligt Froudes modellag, gemensamt $F_{nL}$. Följden av forminflytandet på $C_{Fturb}$ representeras av den streckade kurvan med ordinatan $(1+k)C_{Fturb}$. Formfaktorn (1+k) anses vara densamma för modell och fartyg. I exemplet är $L_m$=3,5m och $L_s$=27,7m. Se även anm. nere på s.3-17. Diagrammet visar inget ytråhetstillägg $\Delta C_F$ för fartyget.

För utvärdering av modellförsök har man gjort ansatsen att det enligt ovan framtagna k-värdet dels är detsamma för modell och fartyg (inget skalinflytande), dels är oberoende av Reynolds tal $R_{nL}$. Om detta är riktigt gäller för modellens restmotstånd inom hela fartområdet:

(3:16) $C_{R(k)} = C_{Tm} - (1+k)C_{Fm}$ , där $C_{Tm}$ representerar uppmätt totalmotstånd och $C_{Fm}$ är beräknad frikt.koefficient. Med k>0 är detta $C_{R(k)}$ mindre än:

(3:17) $C_{R(0)} = C_{Tm} - C_{Fm}$, där k=0

(Anm: $C_R$ har betecknats utan index m resp. s då det enligt Froudes modellag har samma värde för modell och fartyg. Index (k) resp.(0) syftar på ett positivt k resp. k=0).

Med anknytning till (3:16) respektive (3:17) gäller för fartyget (om man bortser från ytråhetstillägg, luftmotstånd och eventuella skalfaktorer):

(3:18) $C_{Ts(k)} = C_{R(k)} + (1+k)C_{Fs}$ för k>0 respektive

(3:19) $C_{Ts(0)} = C_{R(0)} + C_{Fs}$ för k=0

Här är $C_{Ts(k)}$ alltid mindre än $C_{Ts(0)}$, vilket kanske inte direkt syns, men kan förtydligas enligt följande:

$C_{Ts(k)}$ enl.(3:18), med $C_{R(k)}$ enl.(3:16) insatt, subtraheras från $C_{Ts(0)}$ enl.(3:19), med $C_{R(0)}$ enl.(3:17) insatt, ger som slutresultat:

(3:20) $$C_{Ts(0)} - C_{Ts(k)} = k(C_{Fm} - C_{Fs}) \quad \text{med } k > 0$$

Här är sista termen alltid positiv emedan $C_{Fm}$ alltid är $>C_{Fs}$ vid korresponderande farter för modell och fartyg (jfr Fig. 3:2).

Den allmänngiltiga slutsatsen är därmed att ett ansatt positivt k-värde alltid ger ett lägre totalmotstånd $R_{Ts}$ för fartyget vid utvärdering av modellförsök (där $R_{Tm}$ mäts) jämfört med fallet att ingen hänsyn tages till forminflytandet på $C_F$. Om man i brist på uppgift bortser helt från forminflytandet vid utvärdering av modellförsök får man alltså antingen förutsättning för ett möjligast riktigt resultat, i det fall att k i själva verket är =0, eller en viss säkerhetsmarginal mot för lågt räknat totalmotstånd, om det i själva verket finns ett forminflytande (k>0).
Detsamma gäller om man utnyttjar motståndsvärden t.ex. från systematiska modellförsöksserier, där det antingen omnämns att forminflytandet på $C_F$ ej beaktats eller att ingenting nämns härom (då sannolikt ingenting gjorts i den vägen). Redovisas däremot att forminflytandet beaktats får man antingen acceptera detta eller, om formfaktorn redovisas, föredra de okorrigerade modellförsöksvärdena, som alltså ger förutsättning för en säkerhetsmarginal.

Det är uppenbart, enligt ekv (3:20), att nämnda säkerhetsmarginal är större ju mindre modellen är och ju större fartyget är, dvs ju större skillnaden mellan $C_{Fm}$ och $C_{Fs}$ är. Det är således en fördel att få uppgift om modellstorleken om man utnyttjar motståndsvärden från systematiska modellförsöksserier. Se för övrigt presentationen av Bilaga 3/2 nedan.

Speciell metod för att bestämma formkoefficienten k.

Den danska professorn C W Prohaska vid Hydro- og Aerodynamic Laboratory, HYA, har under 1960-talet introducerat en speciell metod för extrapolering av modellmotståndet till hastigheten V=0, varmed formkoefficienten k anses kunna bestämmas säkrare än tidigare. Metoden, som internationellt går under benämningen

"Prohaska plot" och som numera allmänt tillämpas i modellförsöks-sammanhang, beskrivs i Bilaga 3/1.

Prohaska-plottet är en i huvudsak grafisk utvärderingsmetod som inte kan tillämpas rent beräkningsmässigt utan modellförsök. Däremot kan enligt denna metod eller liknande metoder utförda utvärderingar av ett stort antal modellförsök ligga till grund för empiriska beräkningsmetoder. Exempel ges och kommenteras i Bil 3/1. Där framstår som tydlig tendens att skrovets fyllighet påverkar forminflytandet. Ökande blockkoefficient $C_B$ och minskande längd/bredd-förhållande ger ökande forminflytande på $C_F$. Det förefaller dock vara svårt att få fram en för olika skrovtyper allmängiltig, nyanserad signifikans vad gäller formpåverkans samband med speciella formparametrar.

För utvärdering av forminflytandet på $C_F$ vid extremt låga Reynolds´tal, såsom med Prohaska plot, är risken uppenbar att delvis laminär strömning ej kan undvikas. Exempel på hur utvärderad formfaktor därvid kan påverkas visas i Fig 3/1:1 i Bilaga 3/1.

I Bilaga 3/2 analyseras rent allmänt konsekvenserna vid modellförsök av inverkan på $C_F$ av laminärt inslag i strömningen och detta även ställt i relation till beaktande eller icke beaktande av forminflytandet på $C_F$.

Anm: I ovanstående utredningar gäller den antagna förutsättningen att i ett extremt lågfartsområde utvärderad formfaktor (1+k) verkligen också gäller oförändrad vid ökande hastighet och har samma värde även för fartyget, för vilket det inte lär finnas entydiga indikationer. Skulle t.ex. k öka med hastigheten innebär detta för modellförsöket, enligt gängse metod med antaget konstant k-värde,att utvärderat $C_R$ (= $C_{Tm}$- (1+k)$C_{Fm}$) i högfartsområdet har fått för högt värde. Skulle sedan k-värdet t.ex. generellt vara större i fartygsskala än i modellskala skulle detta ge ytterligare för högt värde på $C_{Ts}$ (= $C_R$+ (1+k)$C_{Fs}$). Vice versa skulle man kunna få för låga såväl $C_R$- som $C_{Ts}$-värden om, som ytterlighet, k-värdet minskar med ökande fart och från modell till fartyg, förutsatt att man räknat med konstant k-värde både för modell och fartyg. Det kan lika väl finnas mellanformer i detta resonemang ss "korsvis" ökande-minskande k-värden mellan modell och fartyg.

### 3.3.4 Ytråhetens inverkan på friktionsmotståndet

Ytråhetens inverkan på $C_F$ har analyserats i Del I, mom 1.3.6 och tillhörande Bilaga 10. Där visas som Fig 10:2 ett diagram med $C_F$ som funktion av Reynolds´tal ($\log R_{nL}$) med parametrar där anströmmad längd x och ytråhetens medelkornstorlek $k_s$ ingår. Diagrammet, som baseras på under 1930-talet gjorda laboretorieprov och beräkningar (Nikuradse, Prandtl och Schlichting) återges här som Bilaga 3/4 i för användning förbättrat utförande.

I Del I har speciellt tagits fasta på hur "tillåten" kornstorlek (benämnd $k_{so}$), dvs kornstorlek som inte påverkar friktionsmotståndet, kan beräknas genom där visade ekvationer (25) och (26), vilka här får ny numrering:

(3:21A) $k_{so}|m| = 100 \cdot \nu / V$, med den kinematiska viskositeten $\nu$ i $m^2/s$ och V i m/s.

Ansättes $\nu = 10^{-6}$ (vatten vid 20-22°C) gäller som "tumregel":

(3:21B) $k_{so}|\mu m| = 100/V$

Denna kornstorleksgräns förskjuts alltså med ökande hastighet mot mindre $k_{so}$-värden. Ju snabbare fartyg desto strängare krav på ytfinheten om friktionsmotståndet inte skall påverkas.

Här betraktas nu i Bilaga 3/4 den till stor del horisontella kurvskaran med angivna värden på parametern $x/k_s$, där x betecknar en längd i strömningens riktning. Om det gäller ett fartyg är x vattenlinjelängden L. Dessa kurvor benämns i det följande $C_{Fks}$, där index ks anger påverkan av ytråhet, medan den opåverkade $C_F$-linjen benämns $C_{Fo}$. Så länge, t.ex. för en båtbotten vid framfart, den av farten beroende "tillåtna" kornstorleken $k_{so}$ enligt ovan inte överskrids, följer friktionskoefficienten, vid ökande hastighet, $C_{Fo}$-kurvan (om man bortser från forminflytande på $C_F$).
För att förtydliga detta och den fortsatta redovisningen hänvisas till Fig 3:3, som är en förstoring av det aktuella diagrammets högra nedre hörn. Där har införts som exempel $C_F$-förloppet för ett fartyg med L = 75 m och $k_s = 75 \cdot 10^{-6}$, varmed $L/k_s = 1 \cdot 10^6$.
När detta tänkta fartyg med ökande fart når den kritiska $k_{so}$-gränsen vid hastigheten $V = 100\nu/k_{so}$, här motsvarande 1,33 m/s eller ca 2,6 kn, då lämnar friktionskoefficienten, vid A i figuren, $C_{Fo}$-linjen och övergår i $C_{Fks}$-lnjen med vid punkten A aktuellt $L/k_s$-värde, i detta fall $1 \cdot 10^6$. $C_{Fks}$-linjerna har i början en viss "övergångssvacka" som inturning till den horisontella

delen, där $C_{Fks}$ är konstant vid ökande hastighet. Övergångspunkten A ligger i linje med $C_{Fks}$-linjens horisontella del, markerat i Fig 3:3 med den streckade linjen. Skillnaden mellan ordinatorna för $C_{Fks}$- och $C_{Fo}$-linjerna utgör, enligt här gällande förutsättningar, ytråhetstillägget $\Delta C_F$, som alltså ökar med ökande hastighet ($R_{nL}$).

Det förefaller logiskt att detta kunde tillämpas vid utvärdering av modellförsök för fullskaleförhållanden, också om nämnda $\Delta C_F$ refererar till Prandtl-Schlichtings $C_{Fo}$-kurva med ekvationen:

(3:22) $C_F = 0{,}455(\log R_{nL})^{-2{,}58}$

Skillnaden gentemot $C_F$ enl. ITTC 1978 är liten och får anses sakna betydelse, då det inte är fråga om exakt vetenskap.

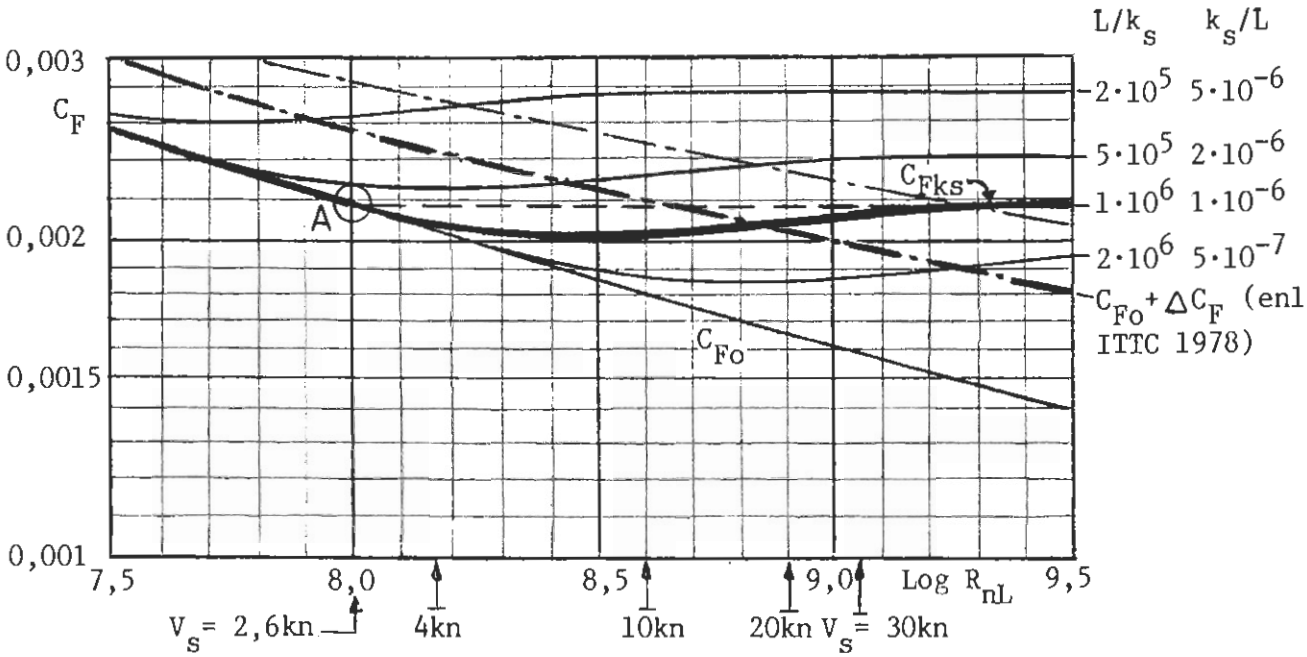



Fig. 3:3. Del av Prandtls diagram över av ytråhet påverkad friktionskoefficient $C_{Fks}$ i relation till $C_F$ för glatt yta, $C_{Fo}$, med markerat exempel, som redovisas i texten på sidan 3-21. Se även s.23.

Som en följd av de studier som låg bakom Prandtls diagram har Nikuradse tagit fram en teori för beräkning av $\Delta C_F$ genom att bestämma ekvationen för de vågräta $L/k_s$-linjerna i diagrammet och utnyttja Prandtl-Schlichtings $C_F$-ekvation, enligt följande:

(3:23) $\Delta C_F = \left(1{,}89+1{,}62\cdot\log(L/k_s)\right)^{-2{,}5} - 0{,}455(\log R_{nL})^{-2{,}58} = \text{"}\underline{\Delta C_{FN}}\text{"}$

Den senare delen i ekvationen överensstämmer med ekv (3:22) och beskriver alltså $C_{Fo}$-kurvan. Den första delen beskriver de horisontella $L/k_s$- linjerna, men beaktar inte svackan vid övergången från $C_{Fo}$-kurvan, vilket betyder att ekvationen ger $\Delta C_F$

inom detta område en liten säkerhetsmarginal mot för lågt räknat friktionsmotstånd. I ekvationen gäller metriska enheter, L är den våta ytans längd och även ytans medelkornstorlek $k_s$ uttrycks i m.

Renodlade senare praktiska försök har givit resultat som i princip överensstämmer med Nikuradses ekvation.

Praktisk erfarenhet från jämförelse mellan modellförsöksresultat och utvärdering av motsvarande fullskalefartygs provturer med propellertryckkraftsmätningar visar emellertid att andra ytråhetssamband kan totalt sett ge bättre överensstämmelse med verkligheten. Sålunda har man vid ITTC 1978 efter ingående prövning enats om att t.v. rekommendera följande ytråhetstillägg $\Delta C_F$, den s.k. Bowden-Davisons ekvation:

$$(3:24) \quad \Delta C_F = \left|105\left(\frac{k_s}{L}\right)^{1/3} - 0{,}64\right| \cdot 10^{-3} = \text{"}\underline{\Delta C_{F-78}}\text{"}$$

Även här anges ytojämnheternas medelhöjd $k_s$ i meter.

I föreskrifterna förordas att $k_s$ ansättes = $150 \cdot 10^{-6}$m (0,15 mm) om inte andra värden är tillgängliga. Detta gäller naturligtvis främst yrkessjöfarten.

Från olika skrifter har i slutet av detta moment sammanställts vissa riktvärden för ytråhet.

Till skillnad från Nikuradses ekvation (3:23) ger ekv (3:24) ett av hastigheten oberoende värde. Detta $\Delta C_F$, tillämpat på det tidigare exemplet (s.3-21), visas i Fig 3:3 med grov streckprickad linje som ett tillägg till $C_{Fo}$-linjen. Genom sitt oberoende av hastigheten ($R_{nL}$ vid konst. L) är denna $\Delta C_F$-linje värdemässigt parallell med $C_{Fo}$-linjen (i Fig 3:3 är $C_F$-skalan logaritmisk). I diagrammet kan sambandet $C_{Fo} + \Delta C_F$ direkt jämföras med $C_{Fks} = C_{Fo} + \Delta C_{FN}$, där $\Delta C_{FN}$ representerar ekv (3:23), exakt då $C_{Fks}$-linjens svacka är uträtad enligt den streckade linjen.

Jämförelsen visar i detta fall att de båda ytråhetstilläggen är relativt nära varandra i det högre fartområdet, 15-25 knop, även om karaktären av linjerna är helt olika. Med ökande hastighet ökar Nikuradses $\Delta C_{FN}$ medan $\Delta C_{F-78}$ är konstant.

Som en ytterligare jämförelse mellan de båda beräkningsmetoderna för $\Delta C_F$ visas i Fig 3:3 ett alternativ där 75m-fartyget har givits en ytråhet med $k_s$ ökad till $150 \cdot 10^{-6}$m. $\Delta C_{F-78}$-tillägget visas som en tunn streckprickad linje och motsvarande $\Delta C_{FN}$- eller $C_{Fks}$-linje

är diagrammets kurva för $L/k_s = 75/150 \cdot 10^{-6} = 5 \cdot 10^5$. Man ser ungefär samma relationer mellan de båda $\Delta C_F$-linjerna som i föregående fall.

Som tidigare nämnts visar fakta från utvärdering av provtursresultat i jämförelse med motsvarande modellförsök att $\Delta C_{F-78}$ ger bättre överensstämmelse än $\Delta C_{FN}$, trots att ekvationen för den senare empiriskt-vetenskapligt kan ses som mera logisk. Det har spekulerats i att orsaken åtminstone delvis kan finnas på propulsionssidan. Ytråheten påverkar de propulsiva faktorerna, medströmsfaktorn w och sugfaktorn t (se mom 3.6), på ett sätt som är gynnsamt för propulsionen. Därmed kompenseras motståndsökning av ytråhet delvis av återvinst för propulsionen. F.ö. har man även tänkt sig att hitintills okända skaleffekter kan ha del i detta. Sålunda skulle $\Delta C_{F-78}$ mera kunna ses som en omräkningsfaktor än som ett rent ytråhetstillägg.

$\Delta C_{F-78}$-ekvationen (3:24) kan vara speciellt lämpad för fartyg, där propulsionen akterom ett djupt skrov i högre grad kan påverkas av lokala strömningsförhållanden jämfört med båtskrov lämpade för högre Froudes tal än vad som är rimligt för större fartyg.

Det ligger sålunda nära till hands att föreslå Nikuradses ekvation (3:23) och därmed diagrammet i Bilaga 3/4 (med ovanstående exempel som mall) vid beräkning av friktionstillägget $\Delta C_F$ för båtar av en storleksordning som allmänt är representerad inom fritidsbåtsektorn och f.ö. för bedömning av bottenbehandlingens inverkan på friktionsmotståndet. För detta kan tabellen och diagrammet, Fig 3:4, s.3-25, vara till hjälp.

I praktiken är "nollvisionen" enligt ekv (3:21) och Fig 3:4 orealistisk för stora båtar och fartyg. Men för t.ex. nya plastbåtar av god kvalitet bör det vara möjligt – och tillämpat i tävlingssammanhang – upp till relativt höga farter. Frågan om att inte överskrida gränsen $\Delta C_F = 0$ är helt beroende av hur väl man lyckas med bottenbehandling och kontinuerligt underhåll.
Under årens lopp har omfattande studier gjorts för att få fram en ytstruktur, vilken i vatten ger ett lägre friktionsmotstånd än vad en helt glatt (hydrauliskt slät) yta ger. Tills vidare lär det inte ha framkommit någon lösning som kan anses rimlig för praktisk tillämpning på fartyg och båtar. Mot denna bakgrund är det förvånande att man exempelvis på båtmässor kan se bottenmålning med en grov, "apelsinhud-liknande" yta. Enligt hydrodynamisk expertis inom Chalmers TH i Göteborg lär det inte finnas något vetenskapligt

belägg för annat än att sådan ytstruktur ger ökat friktionsmotstånd, jämfört med en slätare yta.

Här nedan har sammanställts tämligen samstämmiga riktvärden i båtlitteratur för bedömning av ytfinheten/ytråheten genom mått på ytstrukturens "medelkornstorlek" $k_s$.

| Ytans typ och beskaffenhet | Medelkornstorlek $k_s$ µm | mm |
|---|---|---|
| Ny gelcoat på glasfiberplast | 0,25-0,50 | 0,00025-0,0005 |
| Rubbad och polerad gelcoat | 0,50-1,0 | 0,0005-0,001 |
| Tunnflytande bottenfärg, målad med rulle av bästa kvalitet eller slipad målad yta | 20-30 | 0,02-0,03 |
| Penselmålad yta, beroende på färgtjocklek och underlag | 50-150→? | 0,05-0,15→? |
| Galvaniserat järn som jämförelse | ca 150 | ca 0,15 |

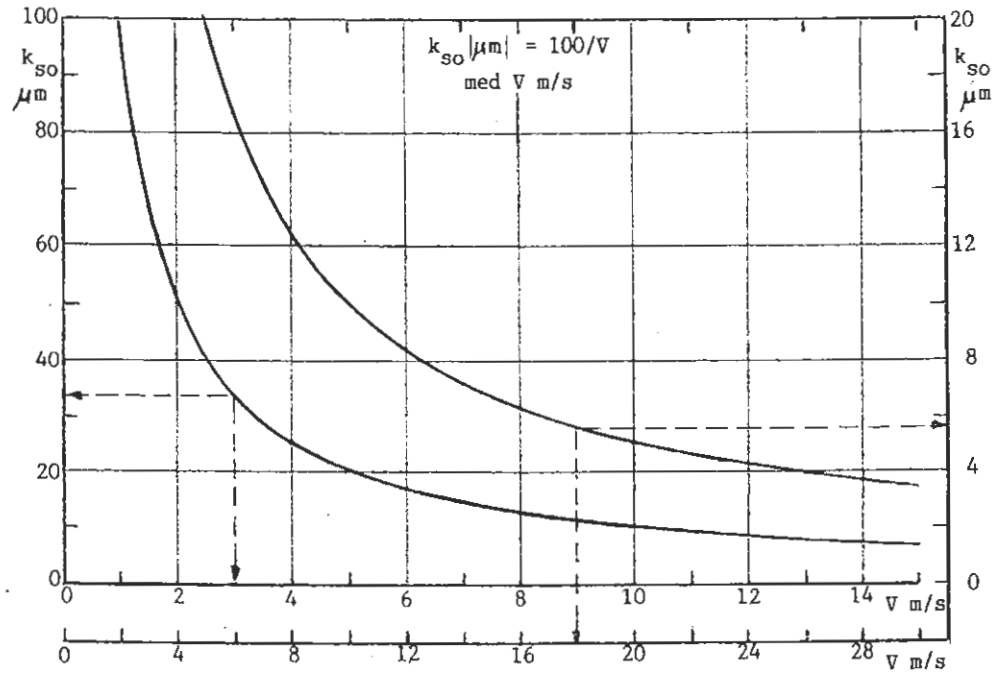



Fig 3:4. Gränsvärden för ytråhetens medelkormstorlek $k_{so}$, som inte ger motståndstillskott $\Delta C_F$

Anm: Det är ej generellt enbart kornstorleken $k_s$ på en yta som bestämmer ökningen i friktionsmotstånd. Även korntätheten, ytans "råhetsdensitet", kan ha betydelse. På 1930-talet gjorde G Kempf försök med en flytande ponton där inverkan av olika ytråhetsdensitet provades genom att ytan belades varierande tätt med snäckor. Försöken visade att den största ökningen i motstånd erhölls vid en densitet inom 50-100%, men redan vid 3-5% densitet erhölls ca hälften av den maximala motståndsökningen. Även om dessa försök ligger långt från målningstest kan de visa att även vid mycket låg råhetsdensitet kan motståndspåverkan vara väsentlig.

## 3.4 Sammanfattning av metodiken för att genom modellförsök bestämma fartygs totalmotstånd.

Metoder och problem i samband med att genom modellförsök bestämma motståndet för ett fartyg/en båt har ingående redovisats inom avsnitten 3.1 - 3.3.4 med bilagorna 3/1 och 3/2.

Här följer en koncentrerad sammanställning, i sak överensstämmande med ITTC 1978 rekommendationer till skeppsprovningsanläggningar. Det är den s.k. "1978 Performance Prediction Method" för utförande och utvärdering av modellförsök. Häri ingår den bearbetning av modellförsöksvärden till fullskaleförhållanden som innefattas i den allmänt i sammanhanget använda engelska terminologin: "Model-Ship Correlation".

Som komplement till rekommendationerna har vissa förtydliganden införts. Betydelsen av här använda symboler har sammanställts i början av rapporten.

Sammanfattningen avslutas med några praktiska tips för eventuellt förekommande privata småskaliga modellförsök i båtbranschen.

### Modellförsöksmetodiken

Skalfaktorn mellan fartyg (index s) och modell (index m) är förhållandet mellan de linjära dimensionerna, $\alpha = L_s/L_m$.

För de aktuella deplacementen belastas modellen till skalenliga lägen för flytvattenlinjen, vilket ger skalenliga volymsdeplacement $\nabla_s/\nabla_m = \alpha^3$, medan förhållandet mellan fartygets och modellens massor ("massdeplacement") är $\Delta_s/\Delta_m = (\rho_s/\rho_m)\cdot\alpha^3$.

För försökshastigheterna gäller mellan fartyg och modell korresponderande hastigheter, d.v.s. $V_m/\sqrt{L_m} = V_s/\sqrt{L_s}$ eller $V_m = V_s/\sqrt{\alpha}$, vilket också betyder $F_{nLm} = F_{nLs}$, där $F_{nL} = V/\sqrt{g\cdot L}$ = Froudes tal.

Vid varje enskilt släpförsök gäller följande rutin:

a) Modellens totalmotstånd $R_{Tm}$ mäts. Motsvarande dimensionslösa motståndskoefficient är:

$$C_{Tm} = \frac{R_{Tm}}{\frac{1}{2}\rho_m V_m^2 \cdot S_m} \left|\frac{N}{N}\right|$$

b) Medelfriktionskoefficienten för en plan glatt yta är enligt ITTC 1957 (ekv 3:11) en funktion av Reynolds´tal enligt:

$$C_F = \frac{0{,}075}{(\log R_{nL} - 2)^2}, \text{ där } R_{nL} = \frac{V\cdot L}{\nu}$$

För en tredimensionell yta räknar man med ett visst forminflytande på $C_F$ genom ett tillskott $k \cdot C_F$, varmed den formpåverkade friktionskoefficienten är $C_F + k \cdot C_F = (1+k)C_F$. (Mom 3.3.3, s.3-16).
För modellen gäller därmed:

$$C_{Fm} = (1+k)\frac{0,075}{(\log R_{nLm} - 2)^2}, \text{ där } R_{nLm} = \frac{V_m \cdot L_m}{\nu m}$$

Anm: Här förutsätts användning av turbulensstimulering för att säkerställa turbulent ströning även vid låga farter. Se mom 3.3.2, s. 3-14.

c) För modellens restmotståndskoefficient gäller sålunda:

$$C_{Rm} = C_{Tm} - (1+k)C_{Fm} = C_{Rs} = C_R$$

Restmotståndskoefficienterna för modell och fartyg är desamma enligt Froudes modellag.

Här kan i övrigt noteras att ju större k är, desto mindre blir över för $C_R$, vilket återverkar på $C_{Ts}$. Om man bortser från formpåverkan på $C_F$ får man alltså en viss säkerhetsmarginal mot för lågt räknat motstånd. Se f.ö. Bilaga 3/2, där detta analyseras.

Metoder för att bestämma formfaktorn (1+k), som man t.v. anser vara densamma för modell och fartyg och oberoende av hastigheten, visas i Bilaga 3/1. (Se även mom 3.3.3, s. 3-16).

d) För fartygets totalmotstånd tillkommer för den våta ytans struktur ytråhetstillägget $\Delta C_F$ (mom 3.3.4, s.3-22) samt för luftmotståndet motståndskoefficienten $C_{AA}$ (mom 3.2.1,s.3-6), varmed ekvationen för fartygets totalmotstånd blir:

$$(3:25) \qquad C_{Ts} = C_R + (1+k)C_{Fs} + \Delta C_F + C_{AA} = \frac{R_{Ts}}{\frac{1}{2}\rho_s V_s^2 \cdot S_s}$$

ITTC 1978 rekommenderar $\Delta C_F$ enligt Bowden-Davisons ekv:

$$(3:26) \qquad \Delta C_F = \left|105\left(\frac{k_s}{L}\right)^{1/3} - 0,64\right| \cdot 10^{-3} \qquad \text{(mom 3.3.4, s.3-23)}$$

Här utgör $k_s$ medelhöjd av ytråhetens kornstorlek i meter.
I föreskrifterna nämns att $k_s$ kan ansättas = $150 \cdot 10^{-6}$m om inte andra värden är tillgängliga. Denna ekvation kommenteras i relation till en annan $\Delta C_F$-ekvation enl Nikuradse, som kan vara mera lämpad för mindre farkoster, ekv (3:23), mom 3.3.4, s.3-22.

För fartyg med slingerkölar är ITTC 1978-metoden kompletterad:

(3:27) $$C_{Ts} = \frac{S_s + S_{BK}}{S_s} \left| (1+k)C_{Fs} + \Delta C_F \right| + C_R + C_{AA},$$

där den första termen i andra ledet är en förstoringskoefficient för skrovets våta yta $S_s$ genom tillkomsten av slingerkölar med ytan $S_{BK}$ (Bilge keels).

Koefficienten för luftmotståndet har, om ej annat är motiverat, ansatts som standard enligt följande:

(3:28) $$C_{AA} = 0{,}001 \cdot \frac{A_T}{S}$$

$A_T$ = fartygets frontyta $m^2$ ovan VL
$S$ = fartygets våta yta $m^2$

Hur denna coefficient kommit till visas i mom 3.2.1, s.3-6.

Sammanfattningsvis gäller för fartygets totalmotstånd:

(3:29) $R_{Ts} = C_{Ts} \frac{1}{2} \rho_s \cdot V_s^2 \cdot S_s$ |N| eller $\cdot 10^{-3}$ |kN| med $C_{Ts}$ enl (3:25)

Eller, som det står i rekommendationerna:

(3:30) $R_{Ts} = C_{Ts} \frac{1}{2} \rho_s (0{,}5144 V_s)^2 S_s 10^{-3}$ |kN| med $V_s$ i knop

Beträffande presentation av motståndsvärden från systematiska modellförsöksserier hänvisas till sida 3-5, ekv (3:7-8) och där efterföljande text.

Med ledning av sambandet mellan det för fartyget utvärderade totalmotståndet $R_{Ts}$ och ett fartkrav $V_s$ kan, med vissa ytterligare uppgifter enligt nedan, erforderlig framdrivningseffekt beräknas för t.ex. ett propellerdrivet fartyg. Det gäller uppgifter om propellerverkningsgrad och andra propulsionsförhållanden, som härrör från samverkan mellan propeller och skrov, samt erfarenhetsmässiga korrektionsfaktorer för bihang, skaleffekter mm.

Exempel på detta visas i följande mom 3.5 och i mom 3.6 redovisas mera fullständigt samverkan mellan propeller och skrov.

Före detta följer emellertid vissa praktiska tips inför eventuella funderingar på privata småskaliga modellförsök.

### 3.4.1 Praktiska tips för privata småskaliga modellförsök

Som alternativ till kostsamma försök i kvalificerade skeppsprovningsanläggningar förekommer privata småskaliga modellförsök, t.ex. för utprovning av nya alternativa idéer om skrovutformning, i första hand enkla jämförande prov, ur vilka mera sofistikerad modellprovning utvecklas. Det kan exempelvis vara prov i en vattenbasäng eller på fritt vatten med modellen släpad från utriggare på en motorbåt eller framom skroven till en bred katamaran.

Här berörs inte i detalj den praktiska försöksmekaniken och mättekniken i samband med dessa preliminära modellförsök, däremot omfattar tipsen sådant som har hydrodynamisk anknytning, man kan kalla det:

Hydrodynamiskt relaterade grundförutsättningar

Modellens storlek och kvalitet

Det är en fördel för modellförsökets noggrannhet om, med de begränsningar som försöksanordningen och provningsförhållandena har, en så stor modell som möjligt kan väljas. Se Fig 3:1, s.3-9, med kommentarer.

Modellen skall naturligtvis tillverkas så noggrannt som möjligt, utan oavsiktliga diskontinuiteter och den våta ytan skall vara "hydrauliskt slät", d.v.s. ytans struktur skall inte påverka friktionsmotståndet. Detta redovisas i Del I, mom 1.3.6 och här i mom 3.3.4. Där framgår att "tillåten" kornstorlek i ytan, $k_{so}$, som inte påverkar friktionsmotståndet, beräknas överslagsmässigt genom ekvationen $k_{so} = 100/V(m/s)$. För $k_{so}$ gäller då $\mu m = 10^{-6} m$. Se även ytfinhetstabell och -diagram på s.3-25.

Är det fråga om jämförande motståndsförsök med modeller representerande olika utformningsalternativ är det för jämförbarhetens skull naturligtvis speciellt viktigt att modellerna har likvärdig kvalitet och att formförändringar görs i klart avgränsade steg. Se f.ö. mom 3.3.1, s.3-8 t.o.m. s.3-14 beträffande erfarenheter från modellförsök (spec s.3-12).

Nödvändigt/önskvärt fritt vatten för modellförsök

Inom modellförsökstekniken och skeppstekniken i övrigt har omfattande studier ägnats detta, som inte bara har samband med modellprovning, utan även berör fartygs framdrift inom såväl vertikalt

som horisontellt begränsade vatten (grunt vatten och kanaler). I "Principles of Naval Architecture" (The Society of Naval Architects and Merine Engineers, SNAME) ges följande praktiska regler för modellprov i vattenränna:

-Modellens vattenlinjelängd L skall ej vara större än vattendjupet h, ej heller större än rännans halva bredd, b/2, för att undvika motståndspåverkande vågrörelseinterferens.

-Undervattenskroppens största tvärsnittsyta skall icke överskrida ca 1/200 av rännans vatten-tvärsnittsyta för att undvika s.k. blockeringseffekt.

-Man bör även uppmärksamma den kritiska hastigheten $V_{kr} = \sqrt{g \cdot h}$ m/s, där g är tyngdkraftens acceleration, ca 9,81 m/s$^2$. För varje hastighet över ca $0{,}7\sqrt{g \cdot h}$ m/s påverkas motståndet relativt djupvattenmotståndet.

Försöksarrangemang

Modellen eller försöksanordningen förses med turbulensstimulator för att minska risken för laminär strömning (se mom 3.3.2).

Applicering av dragkraften på modellen kan vara ett problem, speciellt där höga Froudes tal är aktuella. Dragning i propelleraxelriktningen, med fäste vid läget för propellertrycklagret, är en idé som ligger nära till hands med tanke på möjligast riktig kraft- och momentverkan på modellen. För en akterut snedställd axel i detta fall delas dragkraften upp i en horisontell komposant = motståndet, och en vertikal komposant = lyftkraften. Bland komplikationer beträffande applicering av dragkraften kan följande nämnas:

- Modellen ändrar trim- och vertikalläge med hastigheten.
- Propulsionskraftens verkningslinje kan ligga lågt i skrovet, t.o.m. under köllinjen (utombordsmotor, Z-drev, thruster).
- En propeller på en akterut snett nedåt riktad axel får en väsentlig tvärkraft riktad snett uppåt, vinkelrätt mot axeln. Detta påverkar trimläget och därmed motståndet, vilket inte kommer fram vid släpförsök.
- Inverkan på gångläge av propellerns sugverkan på akterskeppet kommer ej heller fram vid släpförsök.

Vid modellförsöksanläggningar har det varit vanligt att dragning sker via en i viloläget horisontell dragstång med ledad infästning till modell och till vertikalt justerbar dynamometer. Den

ledade dragstången tillåter modellen att rörs sig fritt vertikalt, men modellen är tvångsstyrd mot girrörelser.

I fråga om modellförsök för handelsfartyg är ovannämnda försöks-tekniska problem i regel marginella vid de förhållandevis låga Froudes tal det är fråga om, med små förändringar i flytläge. Problem med motståndsöverföring till mätutrustningen och därvid oönskad påverkan på modellens flytläge framträder alltmer vid ökande Froudes tal och accentueras vid planing.

Här kan nämnas att det i professionella sammanhang förekommer att man inleder med självdriftsförsök som ger aktuella trimlägen, vilka sedan ställs in med ballastförskjutning för respektive hastighet vid släpförsöken.

Fullständiga <u>släpförsök med segelbåtsmodeller</u> med varierande krängnings- och avdriftsvinklar är komplicerade och kräver professionell försöksteknik med datorstödd utvärdering. Här berörs endast relativt enkla prov med modellen i upprätt läge samt i krängt läge utan särskilt inställda avdriftsvinklar.

Dragning arrangeras i en mastattrapp vid höjden av beräknat centrum för vindkraften på seglen, med ändamål att efterlikna trimmomentet av nämnda krafts framdrivande komposant och motsvarande hydrodynamisk kraftverkan på undervattenskroppen. Härvid kan viss justering av dragkraftsmomentet behöva göras p.g.a skalinflytandet mellan modell och fullskalebåt, se <u>Anm</u> nedan.

För att en segelbåtsmodell skall hållas på rak kurs i krängt läge kan viss kompensation med roderutslag behövas, dels p.g.a. skrovets asymmetri i detta fall, dels p.g.a. att "vindkraftens" framdrivande komposant ger ett girmoment vid krängning. Ett sådant girmoment kan reduceras avsevärt vid modellförsök om mastattrappen kan inställas vertikal i alla krängda lägen, t.ex. genom ledad infästning vid däckshöjd.

Krängning åstadkoms här genom förskjutning av barlast. I verkligheten ger vindkraften på seglen dels en krängande komposant, dels en vertikal deplacementökande komposant. Denna senare komposant förekommer inte vid dessa modellförsök genom dragkraftens applicering och i verkligheten kan den antagas approximativt uppvägas av motsvarande hydrodynamiska uppåtriktade avdriftspåverkade kraftkomposant.

Se för övrigt utredningen under <u>Anm</u> på nästa sida.

Anm. beträffande skalinflytande på segeltryckkraftens trimmoment

Friktionsmotståndskoefficienten i vatten är högre i modellskala ($C_{Fm}$) än i full skala ($C_{Fs}$) medan restmotståndskoefficienten ($C_R$) är densamma i modell- och full skala (enl Froudes modellag). Härav följer att totalmotståndskoefficienten i modellskala ($C_{Tm}$) är större än motsvarande i full skala ($C_{Ts}$), vilket betyder att dragkraften vid modellförsöket bör ha proportionsvis något mindre momentarm än vad som gäller i full skala för att trimmomenten skall vara skalenliga.

Genom motstånds- och momentbetraktelser kommer man fram till följande relation som ger likvärdiga trimmoment av vindkraft på seglen i modell- och full skala. Med beteckningar:

$h_m$ = momentarm i modellskala

$h_{s(m)}$ = momentarm i full skala, omräknad till modellskala

får man fram följande relation:

$$h_m = \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \left[ \frac{C_{Rs} + (1+k)C_{Fs}}{C_{Rm} + (1+k)C_{Fm}} \right] \cdot h_{s(m)}$$

$\rho$ = vattnets densitet

(1+k) = formfaktorn som anger formens inflytande på friktionsmotståndet, se mom 3.3.3

Genom att $C_R = C_{Tm} - (1+k)C_{Fm} = C_{Rm} = C_{Rs}$ kan ekvationen utvecklas till:

$$h_m = \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \left[ \frac{C_{Tm} - (1+k)(C_{Fm} - C_{Fs})}{C_{Tm}} \right] \cdot h_{s(m)} \quad \text{eller}$$

$$h_m = \frac{\rho_s}{\rho_m} \cdot \left[ 1 - \frac{(1+k)(C_{Fm} - C_{Fs})}{C_{Tm}} \right] \cdot h_{s(m)}$$

$h_{s(m)}$ beräknas som till modellskala omräknat avstånd mellan vindkraftcentrum för seglen ("Centre of Effort" CE) och skrovets motståndscentrum ("Centre of Lateral Resistance" CLR)

$C_{Tm}$ är koefficienten för uppmätt totalmotstånd

(1+k) formfaktorn, allm. mellan 1,0 och 1,3.

Det är en ekvation för successiv prövning, där man letar sig fram till vilken betydelse dragpunktens fäste i höjdled kan ha.

Försöksprogram mm

Se sammanställningen i mom 3.4.

Se även "erfarenheter från modellförsök", s.3-10 - 3-14.

## 3.5 Överslagsmässig effektberäkning med modellförsöksvärden

Huvudändamålet med modellförsök med fartygs-/båtskrovsmodeller är dels att utgående från ställda krav få fram ett skrov med gynnsamma motstånds- och sjöegenskaper, dels, i fråga om motordrivna fartyg, att få underlag för propeller-/propulsor-beräkning och för dimensionering av framdrivningsmaskineriet.

Från modellförsöken utvärderat totalmotstånd $R_{Ts}$ som funktion av hastigheten V ger släpeffekten $P_E$, där index E hänsyftar till att släpeffekten av hävd benämnts "Effektiva hästkrafter" (ehk) respektive "Effective Horsepower" (ehp)

(3:31) $P_E = R_T \cdot V$ |kW| med $R_T$|kN| och V|m/s|

Här förutsätts nu att det är fråga om ett propellerdrivet projekt och att släpförsök har utförts utan bihang såsom axlar, axelbärare och roder. Ur sambandet (3:31) skall överslagsmässigt beräknas erforderlig axeleffekt $P_D$ ("Delivered Power") och erforderlig motoreffekt $P_M$. Fartygets totalmotstånd $R_T$ har utvärderats från modellförsök med beaktande av ytråhetstillägg och formpåverkan på $C_F$ ävensom luftmotståndet $R_{AA}$. Där ingår däremot varken korrektion för bihang eller beaktande av skalinflytande på propellereffekt och propellervarvtal mm. Skalinflytandet har bl.a. sin orsak i att vattnets viskositet inte är skalenlig vid övergången från modell till fartyg. Detta i sin tur gör bl.a. att gränsskiktets relativa tjocklek ($\delta/x$), som minskar med ökande Reynolds´tal, inte är skalenligt (se Del I, moml.3.5.1).

Utöver nämnda faktorer är naturligtvis propellerverkningsgraden av största betydelse för beräkning av för framdrivningen erforderlig axeleffekt (=propellereffekt) $P_D$. Därtill kommer ytterligare verkningsgradsbenämnda faktorer, som tillsammans med propellerverkningsgraden ger den s.k. propulsionsverkningsgraden. Detta behandlas under mom 3.6, Här visas överslagsmässiga samband.

Med beteckningar $\eta_D = P_E/P_D$ = propulsionsverkningsgraden, $c_{bi}$= en korrektionsfaktor för tillkommande bihang, $c_p$= en erfarenhetsmässig korrektionsfaktor för skalinflytande enligt ovan på propulsion mm samt $c_M$ för mekaniska förluster i axelsystemet erhålls:

(3:32) $P_D = \dfrac{P_E \cdot c_{bi} \cdot c_p}{\eta_D}$ |kW| och motoreffekten $P_M = c_M \cdot P_D$|kW|

För överslagsmässig bedömning kan man, speciellt för båtar av halvplanande typ med ordinärt 1-propellerarrangemang, ansätta ungefärliga medelvärden (enligt bl.a. erfarenheter från SSPA): $c_{bi}$= 1,05-1,1, $C_p$= 1,1, $c_M$= 1,05-1,1 och $\eta_D$= 0,6-0,65. Därmed blir erforderlig motoreffekt nära dubbla släpeffekten.

(3:33) $P_M$ = ca $2 \cdot P_E$

Anm: Med tanke på gång i hårt väder och eventuell bottenbeväxning kan det vara värt att lägga på ytterligare säkerhetsmarginal, speciellt om det är viktigt att kunna hålla viss fart under växlande förhållanden.

De s.k. propulsiva faktorernas inverkan på propulsionsverkningsgraden visas i mom 3.6.

## 3.6 Samverkan mellan skrov och propeller

Propulsiva faktorer och propulsionsverkningsgrad.
Begrepp, definitioner och experimentellt bestämmande.

Samverkan mellan skrov och propeller tar sig uttryck i förändrade tryck- och strömningsfält för både skrov och propeller, jämfört med förhållandena kring bogserat skrov och frigående propeller. För att få en möjligast noggrann effektprognos kompletteras därför släpförsöken med frigående propellerförsök och försök med självdriven modell. Därmed kan de s.k. propulsiva faktorerna och propulsionsverkningsgraden (även kallad den propulsiva verkningsgraden) utvärderas.

I de fall att sålunda utförda fullständiga modellförsök resulterar i ett fartygsbygge, finns möjligheter att, genom speciella mätningar vid provturer med fartyget, få direkt jämförelse med modellförsöksprognoserna. Detta kan ge bidrag till erfarenhetsmässiga korrektionsfaktorer för skaleffekt mm av det slag som nämnts under mom 3.5.

Propulsionsverkningsgraden, som i förbigående berörts i mom 3.5, definieras vid propellerdrift som förhållandet mellan släpeffekt $P_E$ för skrov med bihang (se Anm. nedan) och den propellereffekt $P_D$, som erfordras för att svara mot släpeffekten.

(3:34) $$\eta_D = P_E/P_D$$

$P_E = R_T \cdot V$ |W|, $R_T$ = totalt släpmotstånd |N| vid farten V |m/s|.
$P_D = Q \cdot 2\pi n$ |W|, Q = axelmomentet |Nm|, som vid varvtalet n |r/s| ger propellern erforderlig tryckkraft T |N| för att driva modellen/fartyget med hastigheten V |m/s|. Alltså gäller för propulsionsverkningsgraden:

(3:35) $$\eta_D = \frac{R_T \cdot V}{Q \cdot 2\pi n} = \frac{\text{"Motståndseffekt"}}{\text{"Momenteffekt"}}$$

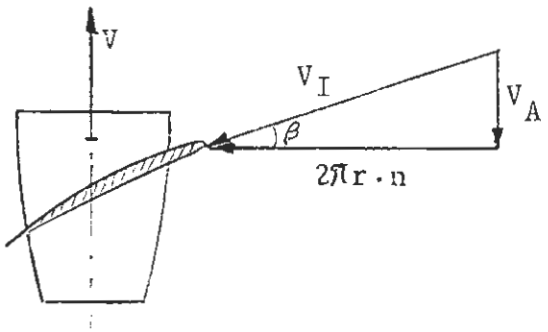
Experimentellt kan man i modellskala få fram $\eta_D$ genom släpförsök, som ger $R_T$ vid aktuella hastigheter och självdriftsförsök, som

Anm: Bihangsmotståndet är ett särskilt problem som i allmänhet inte tillfredsställande kan beaktas vid modellförsök, annat än möjligtvis för stora modeller, där man med särskilda åtgärder kan räkna med skalenlig strömning kring bihangen. För övrigt används riktvärden baserade på empiriska och teoretiska beräkningar samt erfarenhetskoefficienter. Se f.ö. Del I, mom 1.3.7.

ger Q och n vid respektive hastighet. Detta ger modellens propulsionsverkningsgrad för den provade kombinationen av skrov och propeller. För att utvärdera fullskalefallet måste propulsionsverkningsgraden delas upp i faktorer som sammanhänger med variationer i strömningsfältet utefter modell-/fartygsskrovet, påverkat av propellerns sugverkan samt skrovets inverkan på propellermoment och propellertryckkraft. Dessa de s.k. propulsiva faktorerna behandlas i tur och ordning i det följande och därefter återknyts handlingen till propulsionsverkningsgraden i mom 3.6.4.

Före informationen om de propulsiva faktorerna presenteras emellertid vissa grundläggande begrepp och korresponderande samband vad gäller propellerdrift i modell- respektive fartygsskala.

En modellpropeller är geometriskt likformig med motsvarande fullskalepropeller och för dimensionerna gäller den linjära skalan $\alpha$ mellan fartyg och modell. Av likformigheten följer också att vattnets strömningsvinklar relativt propellerbladen skall vara lika vid mot varandra svarande positioner på bladen, se Fig 3:5.




$V_I$ är vattnets inströmningsvektor till bladprofilen. Den bestäms av $V_A$ och propellerbladets periferihastighet vid betraktad radie, vilket återspeglas i framdriftstalet $J = V_A/nD$.

$$V_I = \sqrt{V_A^2 + (2\pi rn)^2}$$

Fig 3:5. Hastighetstriangel för en propellerbladsektion.

Den relativa anströmningen mot en bladprofil till en propeller, som driver fram en modell och motsvarande fartyg under skalenliga förhållanden, är sammansatt dels av den medströmspåverkade, nära axiella strömningen med hastigheten $V_A$ (Se moment 3.6.1) mot propellern, dels av propellerbladens periferihastighet $2\pi rn$ vid en betraktad radie r vid varvtalet n. För att anströmningsvinkeln ($\beta$) skall vara lika för modell- och fartygspropeller skall förhållandet mellan $V_A$ och $2\pi rn$ (= $\tan\beta$) vid skalenligt r vara lika. Här kan radien r ersättas med den väldefinierade bladtoppsdiametern D ( $\pi$ kan utelämnas) med bibehållen proportionalitet mellan modell- och full skala. För samma anströmningsvinkel skall därmed $V_A/n \cdot D$ vara lika för modell och fartyg. Förhållandet, en dimensionslös hastighet eller hastighetskoefficient (jfr

Froudes tal) benämns framdriftstalet J (Advance coefficient):

(3:36) $J = \frac{V_A}{nD}$ Axiell anströmningshastighet $V_A$ |m/s|
Propellervarvtal n |r/s|
Propellerdiameter D |m|

Likhet mellan modell (m) och fartyg (s) visar skalförhållandet för varvtalen:

$$\frac{V_{As}}{n_s \cdot D_s} = \frac{V_{Am}}{n_m \cdot D_m} \text{ eller } \frac{n_s}{n_m} = \frac{V_{As}}{V_{Am}} \cdot \frac{D_m}{D_s} = \sqrt{\alpha} \cdot \frac{1}{\alpha} = \frac{1}{\sqrt{\alpha}}$$

(3:37) $n_s = n_m/\sqrt{\alpha}$

Propellerkarakteristikor

En arbetande propellers blad kan liknas vid en vinge som med viss anfallsvinkel mot en strömning ger lyftkraften L och motståndet R. Motsvarande dimensionslösa lyftkrafts- och motståndskoefficienter är enligt tidigare i olika sammanhang visad metodik i allmän form:

$C_L = L/\frac{1}{2}\rho V^2 A$ resp. $C_R = R/\frac{1}{2}\rho V^2 A$, där A är aktuell "arbetsyta".

För propellern bidrar alla blads lyftkraft till propellertryckkraften T och alla blads motstånd (profil-, friktions-, inducerat motstånd) bidrar till propellermomentet Q genom motstånd gånger momentarm. På motsvarande sätt som för $C_L$ och $C_R$ ovan formuleras propellerns tryckkrafts- resp. momentkoefficienter, men här av praktiska skäl, genom följande dimensionsanalogier:

- Anströmningshastigheten V |m/s| representeras av n·D |m/s|.
- Propellerbladytan A |$m^2$| representeras av $D^2$|$m^2$|.
- Momentarmen |m| representeras av D |m|.
- Dessutom utelämnas termen ½.

På dessa grunder formuleras de s.k. propellerkarakteristikorna:

Tryckkraftskoefficienten

(3:38) $K_T = \frac{T}{\rho \cdot (nD)^2 \cdot D^2} = \frac{T}{\rho \cdot n^2 \cdot D^4}$, där T = propellertryckkraften |N|

Vridmomentkoefficienten eller momentkoefficienten

(3:39) $K_Q = \frac{Q}{\rho \cdot (nD)^2 \cdot D^2 \cdot D} = \frac{Q}{\rho \cdot n^2 \cdot D^5}$, där Q = propellerns vridmoment |Nm|

Motsvarande propellereffekter är följande:

(3:40)
$$\begin{cases} P_T = T \cdot V_A = K_T \cdot \rho \cdot n^2 \cdot D^4 \cdot V_A = \text{"tryckkraftseffekt"} \ |W| \\ P_Q = Q \cdot 2\pi \cdot n = K_Q \cdot \rho \cdot 2\pi \cdot n^3 \cdot D^5 = \text{"momenteffekt"} \ |W| \end{cases}$$

Detta ger propellerverkningsgraden:

(3:41) $\eta_o = \frac{P_T}{P_Q} = \frac{T \cdot V_A}{Q \cdot 2\pi \cdot n} = \frac{V_A}{2\pi \cdot n \cdot D} \cdot \frac{K_T}{K_Q} = \frac{J}{2\pi} \cdot \frac{K_T}{K_Q}$

Propellerkarakteristikor bestäms i kavitationstank med speciella propellermodeller som kan vara större än de vid självdrift aktuella, och där kan kavitationstalet varieras genom tryckreglering.

Propellerkarakteristikorna och propellerverkningsgraden för frigående propeller brukar presenteras som funktion av framdriftstalet i diagramform. Ett exempel på detta visas i Fig 3:6. Betydelsen härav framgår i det följande i olika sammanhang.

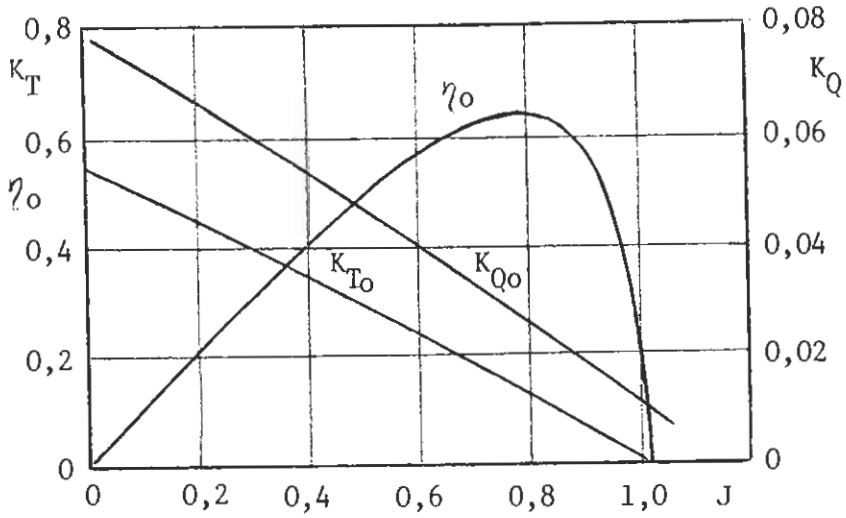



Fig 3:6. Propellerkarakteristikor för frigående propeller

Frigående propellerförsök görs som underlag för beräkning av fullskalepropulsionen, vari ingår bestämmande av de propulsiva faktorerna. Ett problem i detta sammanhang är risken för laminär strömning vid de låga Reynolds tal som gäller för modellpropellern vid skalenlig fart och skalenligt propellervarvtal, dvs om samtliga komponenter i framdriftstalet ($J = V_A/nD$) är skalenliga. En utväg är att de frigående propellerförsöken körs vid rätta framdriftstal, men där både $V_A$ och n är betydligt högre än vad som motsvarar fullskalevärden.

Därmed görs försöken vid ett förhöjt Reynolds´tal, som för en propeller definieras enligt följande ekvation:

$$R_n = \frac{c_{0,7R}}{\nu}\sqrt{V_A^2 + (0,7\cdot\pi Dn)^2} \qquad (3:42)$$

Strömningshastigheten räknas vid ett "medelsnitt" vid 0,7R.*) Längden av detta bladsnitt, som är längdtermen i $R_n$, symboliseras med beteckningen $c_{0,7R}$. Värdena under kvadratrotstecknet har geometrisk grund och framgår av Fig 3:5 som inströmningshastigheten. För att säkerställa turbulent strömning kan som nedre gräns ansättas ca $5\cdot10^5$ för $R_n$ enligt ovan. Detta är normalt svårt att uppnå utan speciella åtgärder såsom förhöjda n-värden, varvid variation av J sker med variation av $V_A$.

*) Även termen 0,75 är vanlig.

Vid frigående propellerförsök är propellern monterad på en vid försöken horisontell axel som, för att propellern skall arbeta i ostörd strömning, sticker ut framför en strömlinjeformad, i vattnet nedsänkt kropp med drivanordning och utrustning för mätning av varvtal, tryckkraft och moment.

För <u>självdriven modell</u> med förlig turbulensstimulator, som körs med skalenligt varvtal, är turbulenssituationen för propellern gynnsammare än vid frigående försök, men även här kan särskild turbulensstimulering framför propellern erfordras.

"<u>Friktionsavdraget</u>" $R_a$ vid självdriftsförsök.
Modellens och fartygets totalmotstånd har, förutom de skalenliga differenserna, olikheter som sammanhänger med att friktionskoefficienten minskar med ökande Reynolds´tal samt att verkan av ytråhet och luftmotstånd tillkommer för fartyget.
För totalmotståndet gäller:

(3:43) $$R_{Tm} = \tfrac{1}{2}\rho_m V_m^2 S_m \left[(1+k)C_{Fm} + C_{Rm}\right] \text{ för modellen}$$

Se även (3:25) $$R_{Ts} = \tfrac{1}{2}\rho_s V_s^2 S_s \left[(1+k)C_{Fs} + C_{Rs} + \Delta C_F + C_{AA}\right] \text{ för fartyget}$$

I praktiken visar det sig i regel att det till samma skala omräknade totalmotståndet är större för modellen än för fartyget.
För att få skalenlig propellerbelastning måste därför vid självdriftsförsök modellen avlastas med en släpkraft, det s.k. friktionsavdraget $R_a$. Denna "draghjälp" kompenserar skillnaden mellan modellens friktionsmotstånd och till modellskala omräknat såväl friktionsmotstånd med ytråhetstillägg som luftmotstånd för fartyget. Med motståndsdelarna uttryckt dimensionslöst och med beaktande av att $C_{Rs} = C_{Rm}$ ansätts för friktions<u>avdraget</u>:

(3:44) $$R_a = \tfrac{1}{2}\rho_m V_m^2 S_m \left[(1+k)(C_{Fm} - C_{Fs}) - \Delta C_F - C_{AA}\right]$$

Efter denna principiella genomgång av den försöksteknik som ligger till grund för bestämmande av propellerkarakteristikorna och de propulsiva faktorerna följer här närmare information om dessa faktorer och om hur de utvärderas från modellförsök. Informationen går dock inte detaljerat in på den relativt komplicerade utvärdering till full skala som enligt ITTC 1978 rekommendationer är dominerande standard vid skeppsprovningsanläggningar. Där är det fråga om korrigeringar, bl.a. med hänsyn tagen till skaleffekter, som berör propellertryckkraft och propellermoment, beräkningar som rutinmässigt görs med dataprogram.

### 3.6.1 Medströmsfaktorn (Wake Fraction)

Differensen mellan ett fartygs fart och strömningshastigheten relativt en betraktad punkt i närheten av fartygets akterskepp (en punkt som medföljer fartyget) utgör den lokala medströmmen i ifrågavarande punkt. Medströmmens storlek varierar inom medströmsfältet och den påverkas givetvis av en inom området arbetande propeller. Av störst intresse i propulsionssammanhang är medelmedströmmen inom propellerns arbetsområde (medelmedströmmen "i propellerfältet" eller "över propellerdisken"). Medelmedströmmen i en drivande propellers arbetsområde kallas den effektiva medelmedströmmen. Medelmedströmmen i detta område, vid framfart utan propeller, kallas den nominella medelmedströmmen.

Medelmedströmmen uttrycks i relation till fartygets fart genom medelmedströmsfaktorn w, vanligen enligt Taylors formulering:

(3:45) $w = \frac{V-V_A}{V}$ , där V är fartygets fart och $V_A$ är medelströmningshastigheten (Speed of Advance) i den för propulsionen aktuella delen av medströmsfältet.

Medelmedströmsfaktorn benämns allmänt förkortat "medströmsfaktor" och medelmedström benämns "medström", vilka beteckningar används här i fortsättningen, om inte "medel"-innebörden särskilt skall poängteras.

Den effektiva medströmmen har betydelse för propulsionsverkningsgraden, för vilken en positiv medström, som det oftast är fråga om, är en ökande faktor. Se f.ö. mom 3.6.4.

I fallet propellerdrift bestäms medströmsfaktorn experimentellt vid modellförsök på två olika sätt enligt följande:

#### 3.6.1.1 Experimentellt bestämmande av medströmsfaktorn genom självdriftsförsök och frigående propellerförsök

Antag att en propeller, som driver fram en modell med hastigheten V presterar tryckkraften T vid varvtalet n. Samma propeller frigående presterar vid samma varvtal n samma tryckkraft T vid en hastighet $V_A$, som endast i undantagsfall är lika med V. Oftast är $V_A<V$. Man kan uppställa hypotesen att, vid denna överensstämmelse för T och n, medelströmningshastigheten i propellerplanet för den självdrivna modellen är densamma som för den frigående propellern = $V_A$. Därav följer som ansats att $w_T = (V-V_A)/V$, där index T hänsyftar till att tryckkraften är jämförelsegrunden.

Man talar här om medströmsfaktorn vid tryckkraftsidentitet.

På motsvarande sätt kan propellermomentet Q utgöra jämförelsegrunden och då får man $w_Q = (V-V_A)/V$, dvs medströmsfaktorn vid momentidentitet. $w_T$ och $w_Q$ avviker i allmänhet något från varandra vid samma fart och varvtal. Tidigare förekom det att man ansatte den slutliga medströmsfaktorn $w = \frac{1}{2}(w_T+w_Q)$, men numera är det vanligt att $w_T$ ensamt får representera medströmmen.

Den inledningsvis nämnda hypotesen utnyttjas som grundprincip för att med självdriftsförsök och frigående propellerförsök bestämma den effektiva medelmedströmmen. Härvid utnyttjas propellermodellen som "medströmsintegrator" för fartygsmodellen, dvs genom sin aktiva roll i den aktuella positionen ger propellern ett medelvärde av strömningsförhållandena inom propellerfältet.

Framdriftstalet för den självdrivna modellens propeller är, med index B ("Bakom fartyget", eng. "Behind Condition"):

$J_B = \frac{V_A}{nD}$, där n är inställt varvtal men $J_B$ är okänt så länge $V_A$ är okänd.

Den även t.v. okända medströmsfaktorn för fartygsmodellen är:

$$w = \frac{V-V_A}{V} = 1 - \frac{V_A}{V} = 1 - \frac{J_B nD}{V}$$

Vanligt uttryck är $V_A = (1-w)V$, där V är den självdrivna modellens kända hastighet.

På motsvarande jämförbart sätt gäller för den frigående propellern (där index o hänsyftar på "open water propeller test"):

$J_o = \frac{V_o}{n_o D}$, där $V_o$ är den frigående propellerns registrerade/inställda framdriftshastighet vid varvtalet $n_o$.

Enligt den uppställda hypotesen är $V_o = V_A$ då $n_o = n$, och därmed även $J_o = J_B$, vid överensstämmande propellertryckkrafter, $T_o = T_B$, respektive propellermoment, $Q_o = Q_B$.

Härav följer att medströmsfaktorn kan skrivas (jfr ovanst. w):

$w = 1 - \frac{J_o nD}{V}$ och vid tryckkrafts- resp momentidentitet gäller:

(3:46) $$w_T = 1 - \frac{J_{To} nD}{V}, \quad w_Q = 1 - \frac{J_{Qo} nD}{V}$$

Här är alltså V den självdrivna modellens hastighet och $J_{To}$ respektive $J_{Qo}$ är de framdriftstal för den frigående propellern som ger samma tryckkraft respektive samma moment som den fartygsmodellen drivande propellern vid samma respektive varvtal.

För att för den frigående propellern få fram sambandet mellan tryckkraft resp. moment och framdriftstal körs modellpropellern i vattenrännan med i allmänhet konstant varvtal vid en serie olika hastigheter. För att samtidigt minska/eliminera risken för laminär strömning väljs, jämfört med självdriftsförsöken, ett avsevärt föhöjt varvtal, vilket också medför högre hastigheter för att få mot självdriftsförsöken svarande framdriftstal.

De vid självdriftsförsöken (index B) och frigående propellerförsöken (index o) uppmätta tryckkrafterna T och momenten Q uttrycks genom dimensionslösa koefficienter, s.k. propellerkarakteristikor $K_T$ resp. $K_Q$. Detta har informerats om på s. 3-35-37 med Fig 3:6, som visar $K_{To}$ och $K_{Qo}$ som funktion av framdriftstalet J. Dessa samband utnyttjas för att genom de vid självdriftsförsöken framtagna $K_{TB}$- och $K_{QB}$-värdena få motsvarande framdriftstal $J_{To}$ och $J_{Qo}$, exemplifierat i Fig 3:7. Därmed kan $w_T$ och $w_Q$ bestämmas enligt ekv (3:46). Används enbart tryckkraftsidentitet ($K_T$-identitet) ger propellerdiagrammet mot $K_{TB}$ svarande $K_{Qo}$-värde.

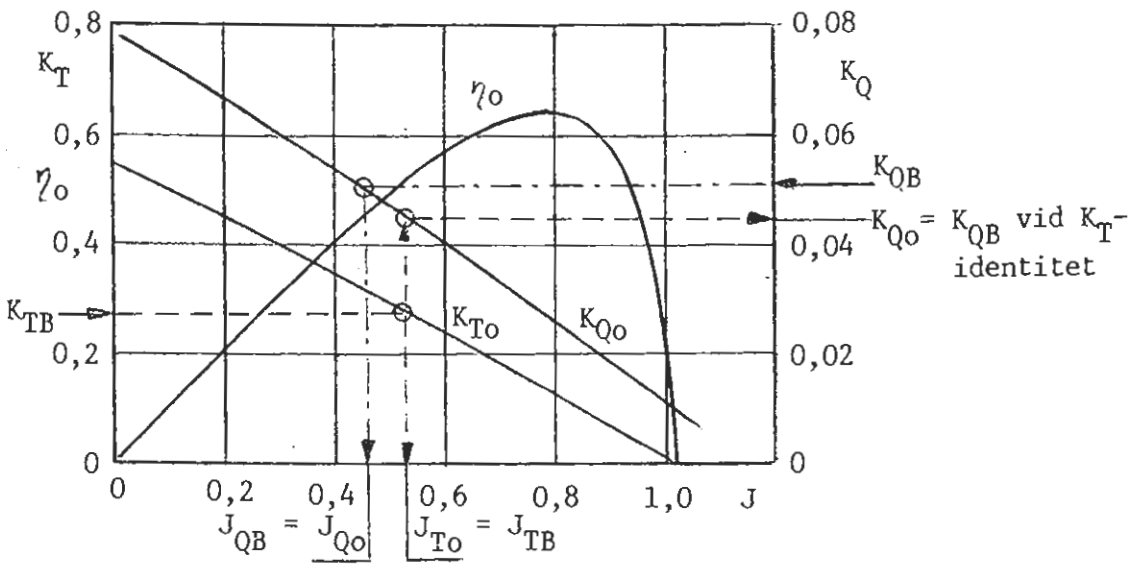



Fig 3:7. Se ovanstående text

### 3.6.1.2 Experimentellt bestämmande av medströmsfaktorn genom mätning av strömningshastigheten

Direkt mätning av strömninghastigheten i medströmsfältet görs med t.ex. s.k. Prandtl-rör, som genom åt olika håll riktade öppningar känner av såväl det statiska som summan av statiskt och dynamiskt tryck. Skillnaden mellan dessa båda tryck $\Delta p$, som re-

gistreras av tryckgivare, utgör det dynamiska trycket, d.v.s. $\Delta p = \frac{1}{2}\rho V_A^2$ och $V_A = \sqrt{2\Delta p/\rho}$, där $V_A$ är den lokala strömningshastigheten. Mätningar görs på ett stort antal positioner inom propulsionsomtådet och medströmsfaktorn vid respektive punkt är:

(3:47) $$w = 1 - \frac{V_A}{V} = 1 - \sqrt{\frac{2\Delta p}{V^2\rho}}$$ , där V är fartygsmodellens fart.

Medelmedströmsfaktorn för propellerdisken baseras på ett medelvärde av uppmätta lokala strömningshastigheter.

Denna typ av medströmsmätningar görs antingen vid släpförsök, varvid den nominella medströmmen erhålls, eller vid självdriven modell, varvid den effektiva medströmmen erhålls. I det senare fallet läggs mätplanet strax förom propellern.

### 3.6.1.3 Skalinflytande på medströmsfaktorn

Det förefaller vara så att medströmsfaktorn är den enda av de propulsiva faktorerna som är förbunden med skalinflytande av praktisk betydelse. Att så är fallet sammanhänger med att medströmmen delvis förorsakas av viskösa krafter i gränsskiktet kring skrovet. I studiesammanhang som berör medströmmens uppkomst brukar medströmsfaktorn uppdelas i tre delar, en del som beror av vågbildningen, $w_w$, en deplacement- eller potentialströmningsdel, $w_p$, och en friktionsdel, viskös medström, $w_v$.

$w_w$, som endast har betydande storlek vid relativt höga Froudes tal, bör inte påverkas av skalan då vågbildningen sammanhänger med nämnt $F_{nL}$, vilket bestämmer korresponderande farter för modell och fartyg. $w_p$, som sammanhänger med förändring av strömningshastigheten p.g.a. skrovets geometri, påverkas ej heller av skalan. $w_v$ representerar hastighetsförändring i strömningsfältet förorsakad av viskösa krafter i gränsskiktet. Huvudsakligen häri ligger medströmmens skalberoende.

ITTC 1978 rekommenderar följande omräkning av den effektiva medelmedströmsfaktorn enligt tryckkraftsidentitet $w_{Tm}$, framtagen vid modellförsök, till fullskalevärde $w_{Ts}$ enligt följande ekvation:

(3:48) $$w_{Ts} = (t+0{,}04) + (w_{Tm} - t - 0{,}04)\frac{(1+k)C_{Fs} + \Delta C_F}{(1+k)C_{Fm}}$$

$(1+k)$ = formfaktorn
$\Delta C_F$ = ytråhetstillägget
Om $w_{Ts} > w_{Tm}$ sättes $w_{Ts} = w_{Tm}$

### 3.6.2 Sugfaktorn (Thrust Deduction)

En propulsor som driver fram ett fartyg med viss hastighet måste prestera en tryckkraft T som är större än fartygets totala släpmotstånd $R_T$ vid samma hastighet. Detta beror på den sugkraft som propulsorn utsätter skrovet för.

Sugfaktorn t definieras som skillnaden mellan nämnda krafter ställd i relation till propellertryckkraften:

$$(3:49) \qquad t = \frac{T-R_T}{T} \text{ eller } R_T = (1-t)T \text{ och } T = R_T/(1-t)$$

Den trycksänkning som propellern åstadkommer invid akterskeppet påverkar motståndet dels genom direkt sugverkan, som ökar motståndet i varierande grad, beroende på akterskeppets utformning, dels genom viss akterlig trimändring, som kan öka eller minska motståndet. Båda dessa motståndsförändringar innefattas i sugfaktorn.

Experimentellt bestäms sugfaktorn genom släpförsök som ger det totala släpmotståndet $R_T$, och självdriftsförsök som ger propellertryckkraften. Ett problem i detta sammanhang är att släpförsöken, av speciella orsaker, i allmänhet görs utan bihang, medan självdriftsförsöken i varje fall görs med de bihang som tillhör propulsionen (se anm. lämgst nere på s.3-33).

Under antagande att dessa problem bemästras tillfredsställande, gäller följande vid utvärdering av sugfaktorn i enlighet med ITTC 1978 rekommendationer (jfr ekv 3:49):

$$(3:50) \qquad t = \frac{\sum T + R_a - R_T}{\sum T} \text{ eller mera naturligt } t = \frac{\sum T - (R_T - R_a)}{\sum T}$$

T = propellertryckkraften (kan vara summan av flera)
$R_T$ = uppmätt totalmotstånd vid släpförsök, minskat med friktionsavdraget $R_a$ enl ekv (3:44) för skalenlig propellerbelastning vid självdriftsförsök.

Man har kommit fram till att skalinflytandet på sugfaktorn i regel är litet i relation till mätnoggrannheten vid modellförsök och sålunda kan försummas. Skaleffekten anses dock ha viss betydelse för fylliga fartyg i speciella fall. ITTC 1978 rekommenderar ansatsen $t_s = t_m$ i "normala" fall.

### 3.6.3 Relativa rotativa verkningsgraden (Rotative Efficiency)

En frigående propeller som förs fram med hastigheten $V_o$ och därvid åstadkommer en tryckkraft $T_o$ presterar en effekt = $T_oV_o$. För att under dessa förhållanden driva denna propeller med varvtalet $n_o$ krävs ett moment $Q_o$ och propellern tillförd effekt eller av propellern absorberad effekt är = $Q_o 2\pi n_o$. Den frigående propellerns verkningsgrad är därmed:

(3:51) $$\eta_o = \frac{T_oV_o}{Q_o 2\pi n_o} = \frac{\text{"Tryckkrafteffekt"}}{\text{"Momenteffekt"}}$$

Införs de dimensionslösa tryckkrafts- och momentkoefficienterna $K_{To}$ och $K_{Qo}$, se ekv (3:38-39), och framdriftstalet $J_o = V_o/(n_oD)$ får man följande uttryck:

$T_o = K_{To}\rho n_o^2 D^4$ och $Q_o = K_{Qo}\rho n_o^2 D^5$ och sålunda enl ekv (3:51):

(3:52) $$\eta_o = \frac{K_{To}V_o}{K_{Qo}2\pi n_o D} = \frac{K_{To}}{K_{Qo}} \cdot \frac{J_o}{2\pi} \quad \text{(jfr ekv 3:41)}$$

I analogi med ovanstående är verkningsgraden för propellern drivande modellen/fartyget följande, där index B markerar "Behind condition":

(3:53) $$\eta_B = \frac{T_BV_A}{Q_B 2\pi n_B} = \frac{K_{TB}}{K_{QB}} \cdot \frac{J_B}{2\pi}$$

$V_A$ = medelströmningshastigheten i propellerplanet

$J_B = \frac{V_A}{n_B D}$ framdriftstalet i "Behind condition"

Oftast är $\eta_B$ något lägre än $\eta_o$ och förhållandet mellan dessa är den relativa rotativa verkningsgraden:

(3:54) $$\underline{\eta_R = \frac{\eta_B}{\eta_o}} = \frac{\text{ekv (3:53)}}{\text{ekv (3:52)}} = \frac{K_{TB} \cdot J_B}{K_{QB} \cdot 2\pi} \cdot \frac{K_{Qo} \cdot 2\pi}{K_{To} \cdot J_o} \quad \text{och även:}$$

(3:55) $$\eta_R = \frac{\text{ekv (3:53)}}{\text{ekv (3:51)}} = \frac{T_BV_A}{Q_Bn_B} \cdot \frac{Q_on_o}{T_oV_o}$$

Experimentellt bestämmande:

I likhet med bestämmande av den effektiva medströmsfaktorn bestäms den relativa rotativa verkningsgraden experimentellt genom frigående propellerförsök och försök med självdriven modell och utvärderas enligt tryckkrafts- respektive momentidentitet. Härvid utgår man från sambanden enligt ekv (3:54-55).

Utvärdering enligt tryckkraftsidentitet, som tillämpas i de flesta fall, baseras på ansatsen att $T_B = T_o$ vid $n_B = n_o$, då $V_A = V_o$, dvs $J_B = J_o$. Detta betyder också att $K_{TB} = K_{To}$, vilka likheter ger:

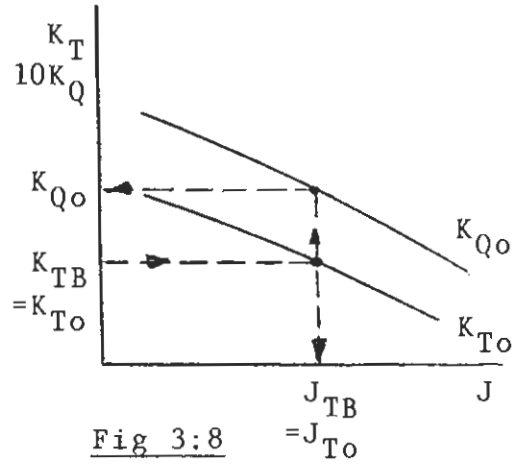



Fig 3:8

(3:56) $\eta_{RT} = \frac{Q_o}{Q_B}$ (ur ekv 3:55)

(3:57) $\eta_{RT} = \frac{K_{Qo}}{K_{QB}}$ (ur ekv 3:54)

Genom frigående propellerförsök bestäms sambanden $K_{To}$ och $K_{Qo}$ som funktion av J i princip enligt Fig 3:8 (Jfr Fig 3:7). $K_{TB}$ från självdriftsförsöken ger mot de frigående propellerförsöken svarande $J_{To}$, som i sin tur ger motsvarande $K_{Qo}$, varmed $\eta_{RT}$ bestäms enligt ekv (3:57), med $K_{QB}$ från självdriftsförsöken.

Utvärdering enligt momentidentitet görs på motsvarande sätt med ansatsen att $Q_B = Q_o$ resp. $K_{QB} = K_{Qo}$ vid $n_B = n_o$, då $V_A = V_o$. Resultatet blir i detta fall:

(3:58) $\eta_{RQ} = \frac{T_B}{T_o} = \frac{K_{TB}}{K_{To}}$ (enl ekv 3:55 resp 3:54)

Den relativa rotativa verkningsgraden torde i allmännhet endast ringa skilja sig från värdet 1. Erfarenhetsvärden tyder på att $\eta_R$ kan ligga mellan 1 och 1,1 för enpropellerfartyg och mellan 0,95 och 1 för tvåpropellerfartyg.

Det förefaller vara en allmän uppfattning at $\eta_R$ ej är förbunden med skalinflytande. ITTC 1978 rekommenderar ansatsen $\eta_{Rs} = \eta_{Rm}$.

### 3.6.4 Den propulsiva verkningsgraden (The propulsive efficiency) eller propulsionsverkningsgraden

Sedan de propulsiva faktorerna behandlats enligt mom 3.6.1-.3 kan propulsionsverkningsgraden nu belysas mera ingående än vad som inledningsvis gjorts. Med visade samband och använda beteckningar och med ansättande av tryckkraftsidentitet, d.v.s.

(3:59) $T_B = T_o$ vid $n_B = n_o$ då $V_A = V_o$ samt $w = w_T$

kan härmed propulsionsverkningsgraden $\eta_D$ närmare analyseras.

Allmänt gäller vid tryckkraftidentitet:

$$\eta_D = \frac{P_E}{P_D} \quad \text{Släpeffekt/Propellereffekt} \quad \text{(ekv 3:34)}$$

(3:60) $P_E = R_T \cdot V = T_B(1-t)\frac{V_A}{(1-w_T)} = T_o(1-t)\frac{V_o}{(1-w_T)}$ enl ekv (3:49,:45,:59)

(3:61) $P_D = Q_B 2\pi n_B = Q_o 2\pi n_o / \eta_{RT}$ enl ekv (3:34,:59,:56)

Härav följer med viss omplacering av termer:

(3:62) $$\eta_D = \frac{T_o V_o}{Q_o 2\pi n_o} \cdot \frac{1-t}{1-w_T} \cdot \eta_{RT} = \eta_o \cdot \eta_H \cdot \eta_{RT}$$

$\eta_o$ = den frigående propellerns verkn.grad enl ekv (3:51)
Enl ekv (3:41) gäller även $\eta_o = \frac{J}{2\pi}\frac{K_T}{K_Q}$
$\eta_H$ = Skrovverkningsgrad
$\eta_{RT}$ = Relativ rotativ verkningsgrad enl ekv (3:56)

Propulsionsverkningsgraden $\eta_{Ds}$ för ett fartygsprojekt framtages genom modellförsöksserier med samverkan mellan frigående propellerförsök och försök med självdriven modell. Försöken ger underlag för en omfattande utvärdering, som rutinmässigt görs via datorprogram vid skeppsprovningsanläggningar. Principen för själva försöken beskrivs kortfattat inom inledningen till detta avsnitt 3.6 (s.3-33,-37).

Det är inte motiverat att i detalj beskriva hela försöksproceduren - det krävs stora resurser för att genomföra programmet. I stora drag går försöksmetoden ut på att ta fram modellens propellerkarakteristikor (ekv 3:38,:39) som funktion av framdriftstalet samt de propulsiva faktorerna (mom 3.6.1-.3). Modellens propellerkarakteristikor $K_T$ och $K_Q$ korrigeras till fullskaleförhållanden genom tilläggstermer $\Delta K_T$ och $\Delta K_Q$, som är funktioner av skalans inflytande på propellerbladens motståndskoefficient, bladens kordalängd och maximala tjocklek, stigningsförhållandet mm samt ett lokalt Reynolds´tal. Alla dessa korrektionsfaktorer ingår i empiriska ekvationer. Även medströmsfaktorn korrigeras för skalinflytande (ekv 3:48).

Allt detta är sammanställt i ett omfattande försöksprogram ingående i vad som benämns "1978 ITTC Performance Prediction Method", vilken tidigare nämnts i samband med sammanställningen av släpförsöksmetodiken, mom 3.4. Metoden torde f.n. vara allmänt till-

lämpad vid skeppsprovningsanläggningar, bl.a. SSPA i Göteborg.

Som resultat av försöksprogrammet framkommer - som funktion av fartygets hastighet $V_s$ - propellervarvtal $n_s$, propellereffekt $P_{Ds}$, propeller-tryckkraft och -moment $T_s$ och $Q_s$, propellerverkningsgrad $\eta_o$, skrovverkningsgrad $\eta_{Hs}$ och relativ rotativ verkningsgrad $\eta_{Rs}$. Med totalmotståndet från släpförsöken utvärderas propulsionsverkningsgraden $\eta_{Ds} = R_{Ts} \cdot V_s / P_{Ds}$.

De genom modellförsök framtagna värdena på $n_s$ och $P_{Ds}$ kan i olika grad skilja sig från motsvarande värden utvärderade vid provturer med det byggda fartyget. Skeppsprovningsanläggningarna för statistik över detta och formulerar erfarenhetsmässiga korrektionsfaktorer, $C_n$ för propellervarvtal och $C_p$ för propellereffekt. Dessa faktorer tillämpas i den slutliga prognosen, som därmed ger, med index T för provtur (Trial) i detta fall:

(3:63) $n_T = C_n \cdot n_s$ och $P_{DT} = C_p \cdot P_{Ds}$

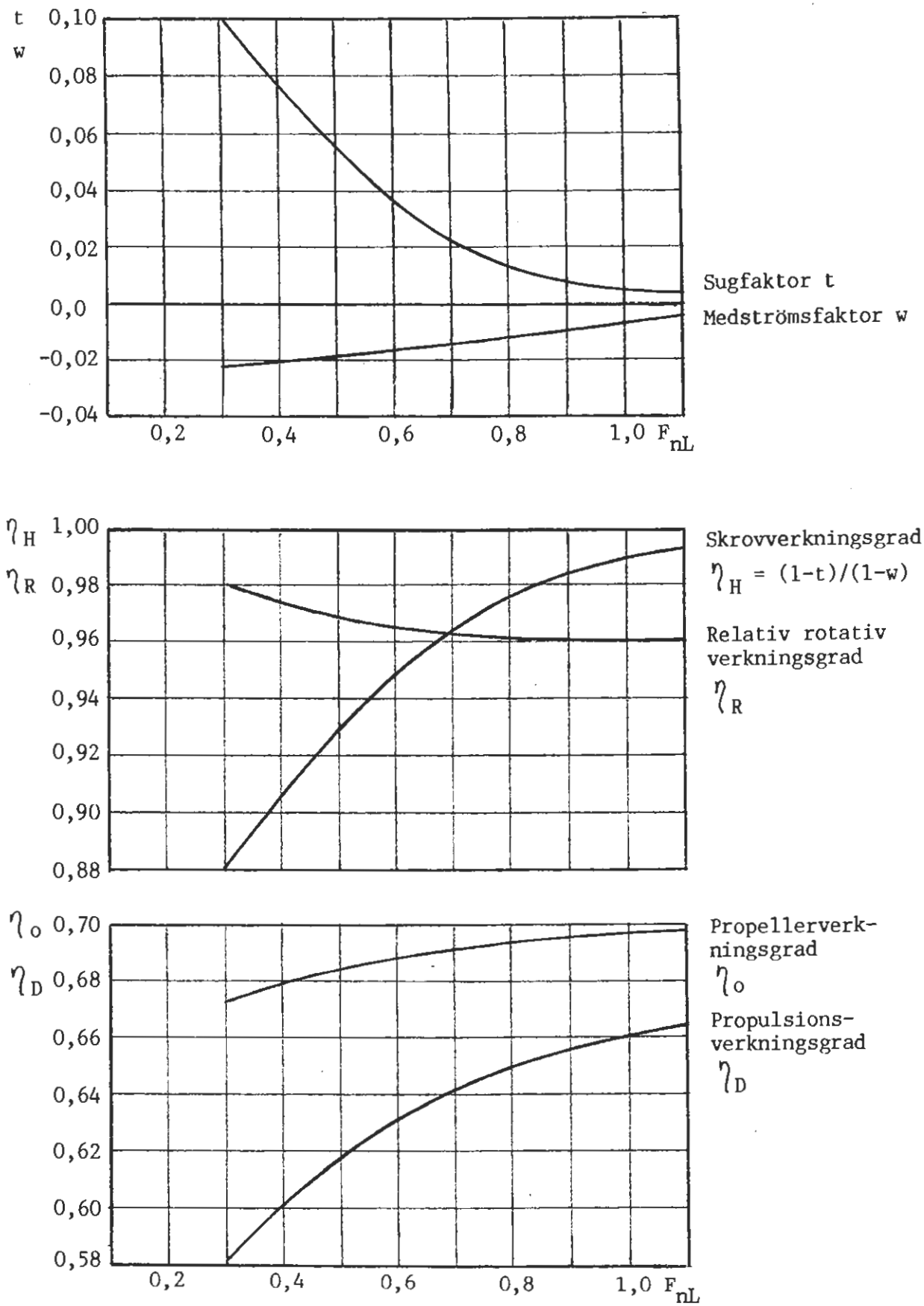
Att mindre avvikelser förekommer mellan resultaten från modellförsök respektive provturer förefaller ganska naturligt med tanke på de många delmomenten i modellförsöksprocessen, som bl.a. innefattar vissa påtagliga osäkerhetsfaktorer. Särskilt kan följande nämnas:

- Formpåverkan på friktionsmotståndet, betecknad med $(1+k)C_F$, där formfaktorn (1+k) bestäms vid modellförsök vid extremt låg hastighet, och som inte går att verifiera vare sig vid högre modellhastighet eller i fullskaleförhållanden. Jfr Bil.3/1,s.11-12.

- Ytråhetens definition och inverkan på motstånd och propulsion i kombination med icke skalenligt gränsskikt.

Som exempel på hur propulsiva faktorer kan variera med $F_{nL}$ visas på följande sida ett diagram som bygger på erfarenhet från serieförsök vid SSPA med "snabba" rundbottnade skrov, bl.a. en patrullbåtsserie inom fartområdet $F_{nL}$= 0,2 - 0,8. Formparametervariationer var: $L/\nabla^{1/3}$= 5 - 7, $C_B$= 0,45 - 0,55 samt $C_p$= 0,64 konstant och B/T = 3,5 konstant.

Approximativa propulsiva faktorer och verkningsgrader för halvplanande, rundbottnade fartyg med 2 propellrar



## Forminflytande på friktionsmotståndet

I anslutning till kompendiets mom 3.3.3 med i princip ovanstående rubricering, ges här kompletterande information och analys av forminflytandet med speciell anknytning till modellförsök.

### Först en kort rekapitulation

Vid utvärdering av modellförsök, där forminflytandet på friktionsmotståndet speciellt analyseras, ser man att medelfriktionskoefficienten kan ha ett något högre värde för modellens tredimensionella våta yta än för motsvarande tvådimensionella yta med samma längd som modellens vattenlinjelängd. Därav följer att den utvärderade restmotståndskoefficienten $C_R$ får ett lägre värde än om forminflytandet ej hade beaktats. Detta kan beskrivas genom följande ekvation för modellen, där $C_{Tm}$ representerar det uppmätta totalmotståndet och $C_F$ är en funktion av $R_{nL}$ enl ekv (3:11).

(3/1:1) $C_{Rm} = C_{Tm} - (1+k)C_{Fm}$, där (1+k) är formfaktorn, som man anser oberoende av Reynolds tal $R_{nL}$ och som därmed har samma värde inom modellens och fartygets hela fartområde.

Om detta är riktigt gäller för fartyget:

(3/1:2) $C_{Ts} = C_{Rs} + (1+k)C_{Fs}$, där $C_{Rs} = C_{Rm}$

I kompendietexten, sida 3-18-19 visas att det så utvärderade $C_{Ts}$ alltid är mindre i detta fall jämfört med om hänsyn ej tagits till forminflytandet.

(För fartygsmotståndet tillkommer därutöver andra motståndskomponenter som redovisas i kompendiets mom 3.2.1 och 3.3.4).

Fortsättningen i denna bilaga har översiktligt följande innehåll:

1. Extrapoleringsmetoden "Prohaska plot" i lågfartsområdet.
2. Empiriska metoder för beräkning av formkoefficienten k.
3. Allmänna kommentarer till utvärderings- och beräkningsmetoder avseende forminflytande på friktionsmotståndet.

Beträffande närmare analys av forminflytandet med konkreta exempel hänvisas till Bilaga 3/2.

1. Utvärdering vid modellförsök av formkoefficienten k för friktionskoefficienten med "Prohaska plot".

Metoden bygger på, i princip enligt tidigare tillämpad metodik, beskriven i kompendiets mom 3.3.3, att modellen körs i ett mycket lågt fartområde, vid Froudes tal $F_{nL}$ mellan 0,2 och 0,1, t.o.m. något därunder, där totalmotståndet $R_T$ registreras. Vid de låga hastigheter det är fråga om anses restmotståndet $R_R$ kunna representeras av vågbildningsmotståndet $R_W$ - med motståndskoefficienten $C_W$ - under förutsättning att virvelavlösning ej förekommer.

För varje steg i det låga fartområdet gäller därmed, i enlighet med ekv 3/1:2:

(3/1:3) $C_T = C_W + (1+k)C_F$ med $C_F$ enligt kompendiets ekv (3:11).

Det speciella med Prohaskas metod är extrapolering av detta samband till hastigheten V = 0.

Enligt idealiserad vågbildningsteori är $R_W$ en funktion av $V^6$. Då $C_W = R_W/(\frac{1}{2}\rho V^2 S)$ följer att $C_W$ idealiserat är en funktion av $V^4$ och alltså även en funktion av $(F_{nL})^4$. Därmed kan ekv (3/1:3) skrivas:

(3/1:4) $C_T = a \cdot F_{nL}^4 + (1+k)C_F$ , där a är en till modellen/fartyget bunden konstant.

Division med $C_F$ ger:

(3/1:5) $$\frac{C_T}{C_F} = a \cdot \frac{F_{nL}^4}{C_F} + (1+k)$$

Om $C_W$ verkligen är en funktion av $F_{nL}^4$ i det låga fartområdet betyder ekvationen inom detta område en rät linje i ett koordinatsystem med axlarna $C_T/C_F$ resp. $F_{nL}^4/C_F$, där linjens lutning representeras av konstanten a som lutningskoefficient och skärningen med $C_T/C_F$-axeln är (1+k). För att få fram detta införs det för varje försökspunkt uträknade sambandet mellan $C_T/C_F$ och $F_{nL}^4/C_F$ i nyssnämnda koordinatsystem - se översta heldragna kurvan i Fig 3/1:1, som presenteras på nästa sida. Den så erhållna, förhoppningsvis räta linjen, extrapoleras (förlängs) grafiskt till $F_{nL}^4/C_F = 0$, då även hastigheten V = 0. Utan forminflytande på $C_F$ skulle där, som ett teoretiskt gränsfall, $C_T$ och $C_F$ vara lika stora och således $C_T/C_F$ vara = 1. Värdet över 1 utgör formkoefficienten k.

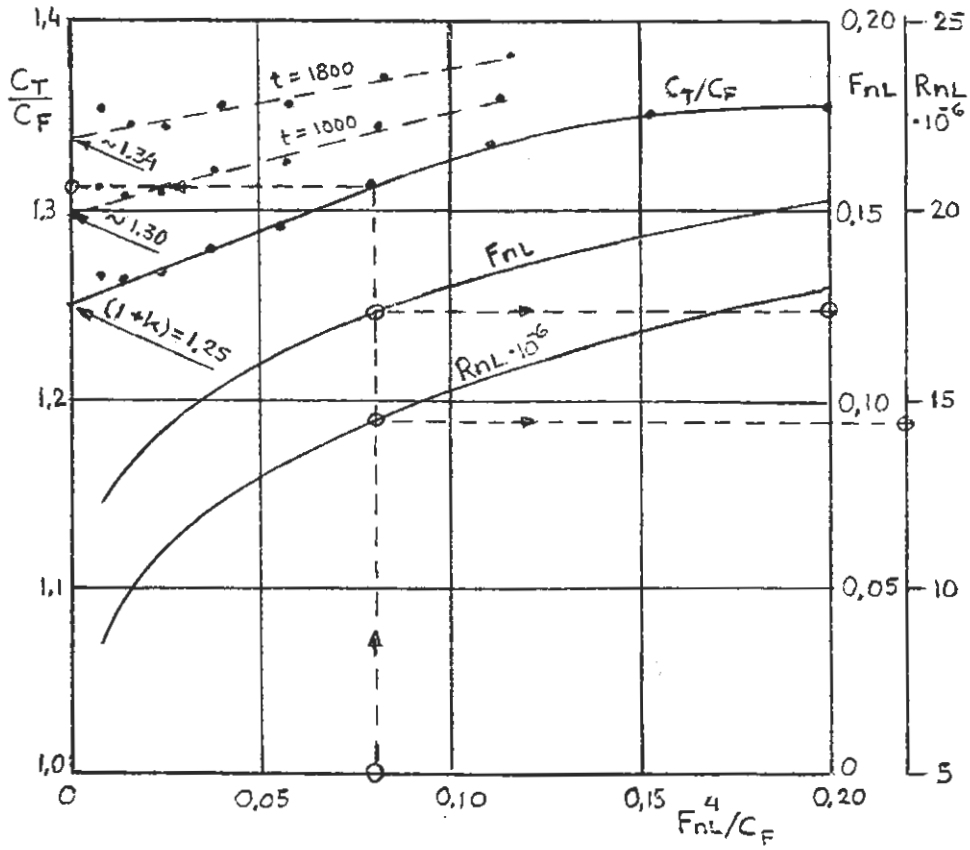



Fig.3/1:1 ovan visar med den översta heldragna kurvan ett Prohaska plot för en 12m modell av en 260m gastanker med $C_B$=0,74, L/B=6,2 och $L/\nabla^{1/3}$=5,9, alltså ett fylligt fartyg. Plottet har givit (1+k)=1,25. I diagrammet kan även avläsas mot $F_{nL}^4/C_F$ svarande värden på $F_{nL}$ (samma för modell och fartyg) samt $R_{nL}$ för modellen. De streckade linjerna överst i diagrammet visar två exempel på konsekvenser för Prohaska-plottet i tänkta fall då turbulensstimulering fungerat ofullständigt, med inslag av laminär strömning som följd. I detta fall antas att oförändrat totalmotstånd upppmätts men att friktionsmotståndet är reducerat genom inslaget av lamiär strömning. Den därmed reducerade medelfriktionskoefficienten $C_F$ har som exempel beräknats enligt kompendiets mom 3.3.1, ekv (3:13) med t=1800 för den översta streckade linjen respektive t=1000 för den underliggande linjen. Jfr även "transit"-kurvorna mellan laminär och turbulent strömning i kompendiets Fig. 3:1. Resultatet av de ändrade förhållandena $C_T/C_F$ och $F_{nL}^4/C_F$ visas genom de uppåt förskjutna mätpunkterna och Prohaska-linjerna. Härigenom har formfaktorvärdena (1+k) ökat till ca 1,30 respektive 1,34 för denna stora modell. Än mera markant i motsvarande fall blir det för mindre modeller med lägre $R_{nL}$ och ev. större t-värden.

Grundexemplet med den heldragna Prohaska-kurvan ref. till |2 s.57|.

Detta är ett exempel på Prohaska-metodens beroende av försöksutrustningens funktion i det låga fartområdet.

Anm: För mycket fylliga fartygsformer kan det visa sig att ekv (3/1:5) ger en konkav kurva i lågfartsområdet i stället för en rät linje, vilket kan tolkas så att $C_W$ i detta fall är en funktion av hastigheten med högre potens än 4. I sådana fall rekommenderas att ekvationen kompletteras till:

(3/1:6) $C_T/C_F = a(F_{nL}^n/C_F) + (1+k)$, där exponenten n anpassas mellan 4 och 6 för rätlinjigt samband i plottet.

## 2. Empiriska metoder för beräkning av forminflytandet på friktionsmotståndet

Här återgivna beräkningsmetoder är baserade på utvärdering av ett stort antal modellförsök i lågfartsområdet, företrädesvis representerande kategorin handelsfartyg.

Som ovan visats gäller vid modellförsök $C_{Rm} = C_{Tm} - (1+k)C_{Fm}$ respektive för fartyget $C_{Ts} = C_{Rs} + (1+k)C_{Fs}$, där $C_{Rs} = C_{Rm}$. (1+k) har här tidigare definierats som den formfaktor, som multiplicerad med $C_F$, ger den formpåverkade medelfriktionskoefficienten, medan k är den formkoefficient som genom $k \cdot C_F$ representerar ökningen av $C_F$.

2.1 P.S.Granville presenterade i Trans. SNAME, Vol 64, 1956 följande ekvation, där formkoefficienten betecknats "n" med samma betydelse som "k" enligt ovan:

(3/1:7) $$n = 18{,}7\left(C_B \cdot \frac{B}{L}\right)^2 \text{ eller } (1+n) = 1 + 18{,}7\left(C_B \cdot \frac{B}{L}\right)^2,$$

där $C_B$ är blockkoefficienten $= \nabla/(L \cdot B \cdot T)$

Till skillnad från senare praxis vid modellförsök refererar ekvationen till den tidigare frekvent använda ekvationen för medelfriktionskoefficientan enligt Schoenherr, även benämnd ATTC-47, vilken redovisats i Del I, mom 1.3.2. Ekvationen är följande:

(3/1:8) $$\frac{0{,}242}{\sqrt{C_F}} = \log(R_{nL} \cdot C_F)$$

Detta $C_F$ ligger påtagligt under $C_F$ enligt ITTC-57 vid låga $R_{nL}$ men närmar sig nämnda $C_F$ allt mer vid ökande $R_{nL}$. Skillnaden är endast drygt 1% vid $R_{nL} = 10^7$ och kurvorna sammanfaller helt vid $R_{nL} = 10^9$. Längre fram i Bilaga 3/3 visas i diagramform dessa båda $C_F$ som funktion av $R_{nL}$.

Skillnaden mellan dessa båda $C_F$ vid låga $R_{nL}$ har betydelse i modellförsökssammanhang vid jämförelse mellan formkoefficienten enligt ekv (3/1:7) och k framtaget genom Prohaska plot enligt moment 1 ovan, baserat på $C_F$ enligt ITTC-57. Vid sådan jämförelse får man göra en korrektion enligt följande, där aktuella $C_F$ betecknas $C_{F-47}$ (Schoenherr) respektive $C_{F-57}$ (ITTC 1957):

$(1+k) \cdot C_{F-57} = (1+n) \cdot C_{F-47}$, varmed

(3/1:9) $$(1+k) = (1+n)\frac{C_{F-47}}{C_{F-57}} \quad \text{och} \quad (1+n) = (1+k)\frac{C_{F-57}}{C_{F-47}}$$

Anm: Då $C_{F-47}$ och $C_{F-57}$ ej avviker proportionellt från varandra (se $C_F$-diagrammen enl. ovan) är den från (1+n) till (1+k) korrigerade formfaktorn ej generellt proportionell mot $C_{F-57}$, vilket annars anses vara fallet.

Ekv (3/1:7) har på 1950-talet testats med tillfredsställande överensstämmelse vid skeppsprovningsanläggningen SSPA i Göteborg mot ett 30-tal modellförsök med handelsfartyg i lågfartsområdet, där formfaktorn utvärderats.

2.2 Vid International Towing Tank Conference 1972 i Göteborg (ITTC 1972) introducerades följande "nya" ekvation för beräkning av forminflytandet på $C_F$, vilken testats med god överensstämmelse med 200 modellförsök, där forminflytandet utvärderats i lågfartsområdet:

(3/1:10) $$k = 0{,}017 + 20 \frac{C_B}{(\frac{L}{B})^2 \sqrt{\frac{B}{T}}},$$

vilken ansågs kunna approximeras till:

(3/1:11) $$k = 23 \frac{C_B}{(\frac{L}{B})^2 \sqrt{\frac{B}{T}}}$$

I formen $k = 23 \cdot C_B \cdot (\frac{B}{L})^2 / \sqrt{\frac{B}{T}}$ ser man tydligt släktskapen med Granvilles ekvation (3/1:7), men vid jämförelse skall man beakta skillnaden mellan respektive referenskurvor för $C_F$ enligt pkt 2.1 ovan emedan ekvationerna (3/1:10, 11) refererar till $C_F$ enligt ITTC 1957.

2.3 Watanabe har 1973, med referens till vad som redovisats i pkt 2.2 ovan, i en "Note to the Performance Committee", motiverat följande variant av den ovan givna ekvationen (3/1:10):

(3/1:12) $$k = -0.095 + 25{,}6 \frac{C_B}{(\frac{L}{B})^2 \sqrt{\frac{B}{T}}}; \quad (1+k) = 0{,}905 + 25{,}6 \frac{C_B}{(\frac{L}{B})^2 \sqrt{\frac{B}{T}}}$$

Denna ekvation, som i likhet med föregående ekvation refererar till $C_F$ enligt ITTC 1957, har sedermera bl.a. fått tillämpning vid SSPA.

Man ser av ovanstående ekvationer (pkt 2.1-2.3) att forminflytandet på $C_F$ intimt sammanhänger med skrovets fyllighet. Ökande $C_B$ och minskande L/B, och även i viss mån minskande B/T, ger ökande forminflytande på $C_F$.

## 2.4 Formfaktorn studerad genom regressionsanalys

Som exempel på rubricerad tillämpning kan nämnas en av de mera kända, genom statistisk analys framtagna beräkningsmetoderna, som i flera olika etapper mellan åren 1977 och 1984, med varierande ekvationsinnehåll, har presenterats av J.Holtrop ensam och tillsammans med G.G.J.Mennen vid skeppsprovningsanläggningen HSMB i Wageningen | 3 |. För varje avrapporterad etapp (1976, 1977,1982,1984) ges successivt kompletterade och modifierade ekvationer för motstånds- och propulsionskomponenter mm, bl.a. även för beräkning av formfaktorn (1+k). Beräkningsunderlaget, som är mycket omfattande, representeras företrädesvis av handelsfartyg, fiskefartyg och större örlogsfartyg. I den sista av ovannämnda etapper har även beaktats modellförsök inom den systematiska serien "Series 64" från 1960-talet, gällande rundbottnade snabba fartyg.

I den senaste rapporten (1984) ges följande ekvation för beräkning av formfaktorn:

(3/1:13) $$(1+k) = 0{,}93 + 0{,}487118\, C_{14}(B/L)^{1{,}06806}(T/L)^{0{,}46106}\cdot (L/L_R)^{0{,}12156}(L^3/\nabla)^{0{,}36486}(1-C_P)^{-0{,}604247}$$

Här är längd (L), bredd (B), djupgående (T), volymsdepl. ($\nabla$) och prismatisk koefficient ($C_P$) relaterade till flytvattenlinjen. $L_R = L_{Run}$ ("Length of run"), dvs i princip akterskeppets längd i WL mätt från största spantsektionen eller från akterkant av en parallell mittdel, bestäms genom ekvationen:

$$L_R = L\left[1-C_P+0{,}06C_P\cdot LCB/(4C_P-1)\right]$$

LCB ("Longitudinal Center of Bouancy") är läget långskepps för volymsdeplacementets tyngdpunkt mätt från $L_{WL}/2$ föröver i procent av $L_{WL}$. Akterom $L_{WL}/2$ får LCB negativt värde.

Koefficienten $C_{14} = 1+0{,}011\cdot C_{stern}$, där sista termen är beroende av akterskeppets utformning, i stora drag enligt följande:

$C_{stern}$ är -10 för V-format akterskepp, 0 för "normal utformning", +10 för U-formade sektioner med "Hogner stern", vilket sistnämnda är en bulbutformning omkring propelleraxeln, vilken skall befrämja vattentillströmningen till propellern.

Anm: Som reflexion till Holtrop-Mennens analysarbete kan följande anföras: I en del av det äldre underlag som har utnyttjats i ifrågavarande analysarbete, har sannolikt i originalutvärderingen $C_F$ enligt Schoenherr, ATTC-47, $C_{F-47}$ tillämpats. I rapporteringen av regressionsanalysarbetet poängteras emeller-

tid att $C_F$ enl. ITTC-57, $C_{F-57}$, genomgående tillämpats i utvärderingen och sammanställningen. Detta bör kunna tolkas så att konverteringar från $C_{F-47}$ till $C_{F-57}$ har utförts i aktuella fall (se ekv 3/1:9). Beträffande beaktande av turbulensstimulering i utnyttjat modellförsöksunderlag nämns dock ingenting. Exempelvis kan i detta sammanhang nämnas att de i Holtrop-Mennens analys utnyttjade Series 64-försöken, förutom att $C_{F-47}$ tillämpades vid originalutvärderingen, att försöken utfördes utan turbulensstimulering. Konsekvenserna av detta senare torde i efterhand inte kunna bedömas på annat sätt än genom uppskattning.

## 2.5 Jämförelse mellan ovan redovisade metoder för bestämmande av forminflytandet på friktionsmotståndet

För att ge en viss uppfattning om ovan beskrivna beräkningsmetoders tillämplighet presenteras här som ett stickprov resultatet av en jämförelsestudie med verklighetsbakgrund, utgående från försök dels med den gastankermodell, som Fig. 3/1:1 ovan bygger på, dels med den i kompendiet, i samband med turbulensstimulering (s.3-16), nämnda holländska DYSH-serien med segelbåtsmodeller.

### 2.5.1 Formfaktorn (1+k) för gastankerfartyg med nedanstående data:

| | | | | |
|---|---|---|---|---|
| $L_{WL}$ | = 260 m | $C_B$ | = 0,743 | Modellskala 1:21,7 |
| B | = 42m | $L/\nabla^{1/3}$ | = 5,88 | Modellens $L_{WL}$ = 12,0 m |
| T | = 10,64m | L/B | = 6,19 | |
| $\nabla$ | = 86270m$^3$ | B/T | = 3,95 | |

Jämförelsens resultat:

a) Enligt Prohaska plot (Fig.3/1:1): (1+k) = 1,25

b) Enligt Granville, ekv (3/1:7): (1+n) = 1,27 (ref. $C_{F-47}$)
med anm. enligt nedan. (1+k) = 1,24 (ref. $C_{F-57}$)

c) Enligt ekv (3/1:10): (1+k) = 1,21 (3,0% under a)

d) Enligt ekv (3/1:11): (1+k) = 1,23 (1,6% under a)

e) Enligt Watanabe, ekv (3/1:12): (1+k) = 1,15 (8% under a)

f) Enligt Holtrop, ekv (3/1:13): (1+k) = ca 1,3 (ca 4% över a)

I detta fall får överensstämmelsen mellan Prohaska plot och beräkningarna anses vara god, med viss reservation för e). Jämförelsen gäller ett handelsfartyg, som väl torde passa in i det underlag av skrovformer som ligger till grund för ekvationerna.

Beträffande jämförelsen med Granvilles ekvation, som baseras på $C_F$ enligt ATTC-47, $C_{F-47}$, och Prohaska plottet baserat på $C_F$ enligt ITTC-57, $C_{F-57}$, erinras om följande. Kurvorna för $C_{F-47}$ och $C_{F-57}$ sammanfaller i praktiken redan vid $R_n > 10^8$, där alltså (1+n) $\cong$ (1+k). För lägre $R_n$-värden ligger $C_{F-57}$-kurvan högre än $C_{F-47}$-

kurvan i allt mer ökande grad mot minskande $R_n$ (Se Bilaga 3/3) med $C_{F-57}$ och $C_{F-47}$ som funktion av $R_n$). Detta betyder att formfaktorn (1+n), baserad på $C_{F-47}$, omräknad enligt ekv (3/1:9) till formfaktorn (1+k), baserad på $C_{F-57}$, successivt ökar med tilltagande $R_n$. I tabellen ovan är Granvilles (1+n) omräknad till att gälla $C_{F-57}$ vid Prohaska-plottets lägsta $R_n$, vilket ger (1+k)= 1,24, som dock successivt ökar med ökande $R_{nL}$ till 1,27.

Konvertering av en formfaktor (1+n), baserad på $C_{F-47}$ (såsom Granvilles), till formfaktorn (1+k), baserad på $C_{F-57}$ och tillämpad i Prohaska-plottet liksom i andra här refererade beräkningsmetoder, sker enligt ekv (3/1:9): $(1+k) = (1+n)(C_{F-47})/(C_{F-57})$.

Dessa $C_F$-värden skall för rättvisande jämförelse vara framtagna så nära som möjligt vid Prohaska-plottets $C_T/C_F$-axel (se pkt 1 och Fig. 3/1:1 i denna bilaga) dvs vid plottets lägsta Froudes tal, som kan ansättas till $F_{nL}$= 0,05 á 0,1. För att få fram de aktuella $C_F$-värdena utnyttjas sambandet mellan $F_{nL}$ och $R_{nL}$ enl. följande:

$F_{nL} = V/\sqrt{gL}$ och $R_{nL} = VL/\nu$, varmed genom utbrutet gemensamt V:

(3/1:14) $$R_{nL} = \sqrt{gL}\cdot F_{nL}\cdot L/\nu = 2{,}85\cdot 10^{6}\cdot F_{nL}\cdot L^{1,5}$$

Här har ansatts $\nu = 1{,}1\cdot 10^{-6}$, som approximativt gäller för såväl sötvatten som oceanvatten vid ca 17°C.

I det här aktuella exemplet med gastankerfartyget är det fråga om en mycket stor modell, med $L_{WL}$= 12m, vilket medför att även vid den lägsta modellfarten i Prohaska-plottet, $F_{nL}$= 0,07, har $R_{nL}$ett relativt högt värde. Detta innebär att konverteringen från $C_{F-47}$ till $C_{F-57}$ ger liten förändring. Ju mindre modeller desto lägre $R_{nL}$ och desto större differens mellan de utvärderade formfaktorerna (1+n) respektive (1+k). Detta framgår i efterföljande exempel, mom 2.5.2.

Vid de högre fullskalefarternas $R_{nL}$ har differensen mellan $C_{F-47}$ och $C_{F-57}$ och konsekvenserna för formfaktorn ringa eller ingen praktisk betydelse, men vid tillämpning av motståndsvärden från äldre modellförsök, där $C_{F-47}$ tillämpats, kan det ha viss betydelse vid beräkning av restmotståndskoefficienten $C_R$ för mindre båtar, där relativt låga $R_{nL}$ är aktuella.

För övrigt kan man naturligtvis fråga sig vilka korrektioner som är berättigade i, som här, överslagsmässigt sammanhang.

## 2.5.2 Formfaktorn (1+k) för segelbåtsserien DYSHS |4|.

Vid utvärdering av rubricerad modellförsöksserie tillämpades Prohaska plot i försök att få fram ett samband mellan skrovets formparametrar och forminflytandet på friktionsmotståndet. Man fann därvid dels att forminflytandet (enligt Prohaska-metoden) var mycket litet, (1+k) i de flesta fall inom 1,03 - 1,07, dels att ingen regelmässighet beträffande inflytande av i serien varierade formparametrar kunde påvisas.

I en av de rapporter som redovisar försöken visas Prohaska plot för tre modeller, nr 1, nr 25 och nr 44, samtliga modermodeller i serien. Data för dessa samt de genom Prohaska plot, respektive för jämförelse nu genom beräkningsekvationer framtagna formfaktor-värden redovisas i nedanstående tabeller. I $R_{nL}$ är här enligt viss segelbåtspraxis ansatt $L = 0,7 \cdot L_{WL}$. Detta gäller dock ej formparametrar eller Froudes tal. Sambandet mellan $R_{nL}$ och $F_{nL}$ blir därmed (jfr ekv 3/1:14):

(3/1:15) $$R_{nL} = \sqrt{gL} \cdot F_{nL} \cdot 0,7L/\nu = 2,0 \cdot 10^6 \cdot F_{nL} \cdot L^{1,5}$$

| Modell | | Dimensioner i full skala (m resp. $m^3$) och formparametrar, samtliga gällande WL i aktuellt flytläge | | | | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|---|
| nr | $L_{WL}$ | L | B | $T_c^*$ | $\nabla$ | L/B | $B/T_c$ | $L/\nabla^{1/3}$ | $C_B$ | $C_P$ | Skal-fakt. |
| 1 | 1,6 | 10,0 | 3,16 | 0,79 | 9,07 | 3,17 | 3,99 | 4,78 | 0,365 | 0,564 | 6,25 |
| 25 | 2,0 | 10,0 | 2,50 | 0,46 | 4,62 | 4,00 | 5,39 | 6,01 | 0,399 | 0,548 | 5,0 |
| 44 | 2,0 | 10,0 | 3,01 | 0,68 | 8,08 | 3,32 | 4,42 | 4,98 | 0,394 | 0,554 | 5,0 |

*) $T_c$ är djupgåendet av skrovet utan köl ("canoe body")

Försöks- och beräkningsresultat:

| Modell nr | Formfaktor enligt respektive metod (bilagans mom 2): | | | | | | |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| | Prohaska (1+k) | Granville (1+n) | (1+k) | (3/1:10) (1+k) | (3/1:11) (1+k) | Watanabe (1+k) | Holtrop (1+k) |
| 1 | 1,07 | 1,25 | 1,12 | 1,38 | 1,42 | 1,37 | 1,39 |
| 25 | 1,02 | 1,19 | 1,07 | 1,23 | 1,25 | 1,18 | 1,28 |
| 44 | 1,08 | 1,26 | 1,14 | 1,36 | 1,39 | 1,34 | 1,35 |

Kommentarer till tabellvärdena på föregående sida:

I detta fall skiljer sig resultatet av beräkningsmetoderna avsevärt från Prohaska-plottets resultat. Endast Granvilles formfaktor (1+n), baserad på $C_{F-47}$ och omräknad enligt ekv (3/1:9) för Prohaska-plottets lägsta $F_{nL}$-värde till (1+k), baserad på $C_{F-57}$, ligger nöjaktigt nära plottets värden. Dock bör erinras om att dessa framräknade Granvilles (1+k)-värden successivt ökar med ökande $R_{nL}$ tills (1+k)=(1+n) vid $R_{nL}$> ca $10^8$ (då de båda $C_F$-kurvorna sammanfaller). De övriga beräkningsmetoderna ger värden som avsevärt skiljer sig från Prohaskaplottet, men sinsemellan ligger de relativt väl i "samma härad". Dessa formfaktorvärden är också nyanserade i förhållande till modermodellerna på liknande sätt som Prohaska-plottets värden.

Under antagande att Prohaska plot är den säkraste metoden att bestämma formfaktorn (1+k), kan resultatet av ovan redovisade undersökning (pkt 2.5.1-.2) tolkas så att de empiriska beräkningsmetoderna, som visserligen ger (1+k)-värden som sinsemellan i stora drag är av samma storleksordning, i varje fall ej är lämpade för skrov med väsentliga avvikelser från de skrovtyper som ligger till grund för beräkningsekvationerna. Som ett ytterligare exempel på detta tämligen självklara konstaterande är att tidigare nämnda Holtrop-Mennens ekvationer (mom 2.4) avsevärt växlat innehåll från etapp till etapp i analysarbetet allteftersom skrovtypsvarianter tillkommit i studierna.

I efterföljande momemt 3 har samlats synpunkter och kommentarer till metoder och problem kring forminflytandet på friktionsmotståndet och i Bilaga 3/2 analyseras konsekvenserna för de fall där forminflytandet på $C_F$ förbises vid utvärdering av modellförsök. Detta även ställt i relation till inverkan av partiell laminär strömning vid utförande av modellförsök.

## 3. Allmänna kommentarer till utvärderings- och beräkningsmetoder avseende forminflytande på $C_F$

Det är uppenbart att man ännu inte har lyckats ta fram någon säker beräkningsmetod med generell giltighet för ett brett spektrum av olika skrovformstyper vad gäller formpåverkan på friktionsmotståndet, även med säker giltighet i hela fartområdet.

Tänkbart är att det med de relativt "grova" formparametrar, som allmänt används för att definiera skrovformen, inte går att finna en tillfredsställande regelmässighet för skrovformens inverkan på friktionsmotståndet. Måhända kan t.ex. förskeppets lokala tredimensionella utformning, som inte återspeglas i gängse formparametrar, ha betydande inflytande i sammanhanget.

Beträffande Prohaska-plottet kan ytterligare poängteras risken för laminärt inslag i strömningen i det låga fartområdet, vilket kan ge betydande utslag på utvärderad formfaktor. Exempel på detta har visats i Fig. 3/1:1.

Ursprunget till teorier och praktiska försök att bestämma tredimensionella ytors inflytande på friktionsmotståndet i ett strömmande medium, jämfört med motsvarande plana ytors motstånd, anses vara Youngs studier, publicerade i England 1939. Det handlade dels om förenklade gränsskiktsberäkningar, dels om experiment med rotationssymmetriska kroppar i strömmande luft.
Försöken visade att rotationskropparnas friktionsmotstånd varierade med förhållandet mellan längd och diameter (L/D) på så sätt att ju mindre L/D är, eller m.a.o. ju fylligare kroppen är, desto större är friktionsmotståndet i relation till en plan platta med rotationskroppens ytstorlek och längd i strönmingsriktningen. Detta föreföll vara tämligen okänsligt för variation av Reynolds tal. Liknande resultat har erhållits vid motsvarande försök i vatten på ett djup under ytan som utesluter vågbildning.

Av uppgifter från försöken kan man, med översättning till begreppet formfaktor (1+k), finna följande exempel:

| | | | |
|---|---|---|---|
| L/D = | 10 | 5 | 3,33 |
| (1+k) = | 1,05 | 1,17 | 1,30 |

Detta gäller alltså helt utan vågbildning och skulle därmed kunna anses jämförbart med ett Prohaska plot.

För ytfartyg är situationen naturligtvis en helt annan. Det viktigaste för dimensionering av framdrivningssystemet för ett fartyg är motståndet i fullfartsområdet. Där gäller, jämfört med lågfartsområdet, helt andra förhållanden vad avser nivåer och fördelning av tryck, strömningshastighet och strömlinjebanor, vågbildning, ändrat flytläge och virvelavlösning. Även samspelet mellan propulsion och skrov kan ha viss betydelse i sammanhanget.

Det förefaller i alla fall möjligt att här nämnda förhållanden kan ha större betydelse för framdrivningsmotståndets friktionsdel än vad man kan få fram som forminflytande vid extremt låg fart.

Detta resonemang är inte en nyhet i modellförsökssammanhang, men tyvärr lär det inte ha kommit fram någon metod att vid modellförsök utvärdera friktionsmotståndet i det vågbildande fartområdet. I avsaknad härav har, som en följd av den 15:e "International Towing Tank Conference" i Haag 1978 (ITTC 1978), Prohaska-metoden rekommenderats av "1978 ITTC Performance Committèe" för allmän tillämpning vid skeppsprovningsanläggningar, då den som vidareutveckling av tidigare använd experimentell metodik (se kompendiets mom 3.3.3), ansetts vara den bästa hittills framtagna experimentella metoden. I rekommendationen ingår det tillägg till metoden som nämnts i anmärkningen längst ner på sidan 3.

Genom att jämföra speciella mätningar från fullskaleprovturer med motsvarande modellförsöksresultat har acceptabel överensstämmelse uppnåtts med, förutom tillägg för luftmotstånd och undervattenskroppens ytråhet, även erfarenhetsmässiga korrektionsfaktorer. För övrigt hänvisas till kompendiets mom. 3.4 vad gäller omräkning av modellförsök till full skala.

Riktat mot mera överslagsmässiga, enkla modellförsök inom båtbranschen kan framhållas vad som framgår av Bilaga 3/2, nämligen att det i praktiken inte förefaller ha så stor betydelse om forminflytandet på $C_F$ inte beaktas. Genom inverkan på relationen mellan friktionsmotståndet och restmotståndet, via totalmotståndet, ($C_R = C_{Tm} - C_{Fm}$), vid utvärdering av modellförsök, ger förbigående av forminflytandet en viss säkerketsmarginal mot för optimistsk motståndskalkyl.

I detta sammanhang hänvisas till dels den inledande delen av kompendiets mom 3.3.3, dels Bilaga 3/2, där problemen kring såväl forminflytandet som konsekvenser för laminär strömning i det låga fartområdet belyses, även med exempel.

## Analys av till friktionsmotståndet knutna faktorer som berör motståndsberäkning i anslutning till modellförsök

Med anknytning till momenten 3.3.1-3.3.3 är avsikten med denna studie att visa storleksordningen av möjliga felmarginaler för totalmotståndet, kopplade till själva modellförsöksförfarandet, här analyserat med inriktning på:

A. Utvärdering av modellförsök med alternativa korrigeringar.
B. Bedömning av möjlig felmarginal vid utnyttjande av sammanställda motståndsdata från utförda modellförsöksserier.

Det handlar dels om inslag av laminär strömning vid modellförsök (mom 3.3.1-3.3.2), dels om forminflytande på friktionsmotståndet (mom 3.3.3). Det förstnämnda framträder naturligt där turbulensstimulering ej använts, men förekommer även vid för modellförsök låga Reynolds tal, där effekten av turbulensstimulering kan vara ineffektiv. Detta kan t.ex. inträffa vid försök enligt mom 3.3.3 och Bilaga 3/1 att utvärdera forminflytandet. Forminflytandet på friktionsmotståndet är en företeelse som i varierande grad påverkas av båtskrovets formparametrar.

I analysen ingår däremot inte de speciella korrelationer mellan modell och fartyg ("model-ship correlations", se mom 3.4) som skeppsprovningsanläggningar rutinmässigt tillämpar vid utvärdering av modellförsök och som innehåller sådant som beaktande av fartygets ökade motstånd p.g.a. ytråhet och luftmotstånd samt även korrektionsfaktorer för skalinflytande.

### A. Utvärdering av modellförsök med alternativa korrigeringar

Modellens uppmätta totalmotstånd $R_{Tm}$ med motsvarande motståndskoefficient $C_{Tm}$ är det fasta ingångsvärdet för varje studerad hastighet. Fyra alternativ (a-d) ingår i sammanställningen.

a) Grundalternativet - basen för jämförelsen. Här förutsätts rent hypotetiskt att det inte förekommit inslag av laminär strömning eller forminflytande på friktionsmotståndskoefficienten $C_F$. Under dessa förhållanden gäller för restmotståndskoefficienten $C_R$, som enligt Froudes modellag är densamma för modell och fartyg:

(3/2:1) $C_{R(0)} = C_{Tm(0)} - C_{Fm(0)}$, där alltså $C_{Tm(0)}$ representerar uppmätt totalmotstånd. Indexbeteckningen (0) indikerar härefter avsaknad eller ej beaktande av ovannämnda inflytanden

på $C_F$, som då enligt ITTC 1957 (ekv 3:11) är:

för modellen: för fartyget:

$$\underline{C_{Fm(0)}} = \frac{0{,}075}{(\log R_{nLm}-2)^2} \qquad \underline{C_{Fs(0)}} = \frac{0{,}075}{(\log R_{nLs}-2)^2}$$

Fartygets totalmotståndskoefficient är:

(3/2:2) $\underline{C_{Ts(0)}} = C_{R(0)} + C_{Fs(0)} = \underline{C_{Tm(0)} - C_{Fm(0)} + C_{Fs(0)}}$, där

$\underline{C_{R(0)}}$ och $\underline{C_{Ts(0)}}$ är referensvärden för efterföljande alternativ.

b) Inverkan på $C_{Fm}$ av laminärt inslag i strömningen, förorsakad av avsaknad av eller ineffektiv turbulensstimulering (mom 3.3.2).

För att få en allmän indikation på detta tillämpas ekv (3:13,:14) på $C_{Fm}$, tills vidare utan ansats av siffervärde på faktorn t.

Anm: Enligt kompendiets s. 3-13 rekommenderas inte ekv. (3:13) eller (3:14) tillämpad på $C_{Fs}$ (dvs på "fullskale-Reynolds tal").

(3/2:3) $C_{Fm(t)} = C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}}$, där (t) syftar på ekvationens t och markerar laminärt inslag.

Följaktligen gäller:

(3/2:4) $\underline{C_{R(t)}} = C_{Tm(0)} - (C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}}) = \underline{C_{R(0)} + \frac{t}{R_{nLm}}}$

$C_{R(t)}$ överstiger alltså $C_{R(0)}$ med $t/R_{nLm}$. Detta återverkar på $C_{Ts}$ för fartyget, vilken då blir (jfr ekv 3/2:2):

(3/2:5) $\underline{C_{Ts(t)}} = \underline{C_{R(0)} + \frac{t}{R_{nLm}} + C_{Fs(0)}} = \underline{C_{Ts(0)} + \frac{t}{R_{nLm}}}$

Slutsatsen blir att $C_{Ts(t)}$ överstiger $C_{Ts(0)}$ med $t/R_{nLm}$, vilket betyder att man får ett för lågt $C_{Ts}$ (och för lågt $C_R$) om man räknar med full turbulens vid modellförsöket, då det i verkligheten har förekommit inslag av laminär strömning.

Exempel på relativ storleksordning för här nämnd felberäkning, ävensom för efterföljande felalternativ, visas i diagramform i slutet av denna bilaga, Fig 3/2:1-:2.

c) Inverkan av forminflytande på $C_F$

Forminflytandet, uttryckt med $(1+k)\cdot C_F$, där (1+k) är formfaktorn (se mom 3.3.3), ger motståndsekvationen för modellen:

(3/2:6) $\underline{C_{R(k)}} = \underline{C_{Tm(0)} - (1+k)C_{Fm(0)}} = C_{Tm(0)} - C_{Fm(0)} - kC_{Fm(0)} =$

$= \underline{C_{R(0)} - kC_{Fm(0)}}$, där k är formkoefficienten,

vilket helt naturligt visar att $C_{R(k)}$ är mindre än $C_{R(0)}$.

För fartyget gäller, med ansatsen att formfaktorn (1+k) är densamma för modell och fartyg, att totalmotståndskoefficienten

$$C_{Ts(k)} = C_{R(k)} + (1+k)C_{Fs(0)}, \quad \text{och enl ekv (3/2:6):}$$

(3/2:7) $$\underline{C_{Ts(k)} = C_{R(0)} - kC_{Fm(0)} + (1+k)C_{Fs(0)}}, \quad \text{eller}$$

$$C_{Ts(k)} = C_{R(0)} + C_{Fs(0)} + k(C_{Fs(0)} - C_{Fm(0)}), \quad \text{varmed}$$

(3/2:8) $$\underline{C_{Ts(k)} = C_{Ts(0)} + k(C_{Fs(0)} - C_{Fm(0)})}$$

Eftersom $C_{Fm}$ alltid är större än $C_{Fs}$ är sista termen i ekvationen alltid negativ, vilket påtagligt visar att $C_{Ts(k)}$ alltid är mindre än $C_{Ts(0)}$, varav följer att en beräkning av totalmotståndet utan hänsyntagande till forminflytandet på $C_F$ ger en säkerhetsmarginal mot för lågt räknat motstånd. Se Fig 3/2:1 och :2.

d) Inverkan på $C_F$ av såväl laminärt inslag som forminflytande

I det följande är denna inverkan markerad med index (tk) i konsekvens med b) och c) ovan.

Vid utvärdering av modellförsök gäller i detta fall, under antagande att formfaktorn (1+k) även gäller $C_{Fm}$ med laminärt inslag:

(3/2:9) $$C_{R(tk)} = C_{Tm(0)} - \left[(1+k)(C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}})\right] \quad \text{Jfr (3/2:3 och :6)}$$

Med $C_{Tm(0)} = C_{R(0)} + C_{Fm(0)}$ gäller för fartyget:

(3/2:10) $$C_{Ts(tk)} = \underbrace{C_{R(0)} + C_{Fm(0)} - (1+k)(C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}})}_{C_{R(tk)}} + (1+k)C_{Fs(0)}, \quad \text{vilket}$$

kan vidareutvecklas till:

(3/2:11) $$C_{Ts(tk)} = \underbrace{C_{R(0)} + C_{Fs(0)}}_{C_{Ts(0)}} + k(C_{Fs(0)} - C_{Fm(0)}) + (1+k)\frac{t}{R_{nLm}}$$

Här är nästsista termen alltid negativ, då $C_{Fm}$ alltid är $>C_{Fs}$, och sista termen alltid positiv, vilket betyder att de båda faktorerna laminärt inslag och forminflytande kan motverka varandra ifråga om möjliga fel vid utvärdering av modellförsök, där varken turbulensstimulering använts eller forminflytande på $C_F$ beaktats.

Anm: En variant till ekv (3/2:9) kan vara att forminflytandet anses drabba $C_{Fm(0)}$ men inte $t/R_{nLm}$, vilket medför att (1+k) i sista termen i ekv (3/2:11) utgår. Denna ringa justering av $C_{Ts(tk)}$, som detta medför, har ingen praktisk betydelse i detta överslagsmässiga sammanhang.

Av ekv (3/2:11) framgår också att laminärt inslag och forminflytande på $C_{Fm}$ upphäver varandra när

$$(3/2:12)\begin{cases} k(C_{Fs(0)} - C_{Fm(0)}) + (1+k)\frac{t}{R_{nLm}} = 0, \text{ eller när} \\ t = R_{nLm}\cdot\frac{k}{1+k}(C_{Fm(0)} - C_{Fs(0)}) \quad \text{respektive} \\ k = \dfrac{1}{\frac{R_{nLm}}{t}(C_{Fm(0)} - C_{Fs(0)}) - 1} \end{cases}$$

Ekvationerna (3/2:11) och (3/2:12) ger möjlighet att få en uppfattning om realistiska felmarginaler vid utvärdering av modellförsök där varken turbulensstimulering använts eller forminflytande på $C_F$ beaktats. Exempel härpå visas i Fig. 3/2:1-:2 längre fram.

Som tidigare nämnts kan rimliga värden för t vara mellan ca 1500 och 2000 (jfr Fig 3:1) och för k mellan nära 0 och 0,3.

Anm: Även ekv (3/2:12) kan förenklas enligt anmärkningen på föregående sida.

B. Bedömning av felmarginal vid utnyttjande av sammanställda motståndsdata från utförda modellförsöksserier

Detta avsnitt är inriktat på analys av möjliga felmarginaler i anslutning till utförda och utvärderade systematiska modellförsöksserier, som ligger till grund för sammanställda publicerade motståndsdata. Är förfarandet inte alls eller ofullständigt redovisat kan analysen här i alla fall ge uppfattning om vilka felmarginaler som är möjliga. Det kan förutom turbulensstimulering och forminflytande på $C_F$ även gälla vilken ekvation som tillämpats vid beräkning av $C_F$ för turbulent strömning. Man kan t.ex. för beräkning av forminflytandet ha tillämpat en empirisk metod som är baserad på en från $C_F$ enligt ITTC 1957 avvikande ekvation.*)

I flertalet fall är utvärderade resultat av systematiska modellförsöksserier presenterade genom restmotståndet i någon form som funktion av en hastighetskoefficient, vanligen Froudes tal som $F_{nL} = V/\sqrt{gL}$ eller som $F_{n\nabla} = V/\sqrt{g\nabla^{1/3}}$, båda dimensionslösa, eller det dimensionsbundna "speed-length ratio" $V/\sqrt{L}$, där måttenheterna kan variera (se Del I, Bilaga 5). Sambandet mellan nämnda $F_n$-varianter är $F_{n\nabla} = F_{nL}\cdot\sqrt{L/\nabla^{1/3}}$, där $L/\nabla^{1/3}$ är slankhetstalet, en vik-

*) Se Bilaga 3/1, mom 2.

tig formparameter.

Som ytterligare parametrar i motståndsdiagram förekommer olika formkoefficienter såsom blockkoefficienten $C_B$, prismatiska koefficienten $C_P$, längd-breddförhållandet L/B, bredd-djupförhållandet B/T och förutom nämnda slankhetstal andra liknande koefficienter, där längd och deplacement ingår.

Beträffande motståndet kan det vara fråga om den dimensionslösa restmotståndskoefficienten $C_R = R_R/\frac{1}{2}\rho V^2 S$ eller också restmotståndet relaterat till deplacementets massa, $R_R/\Delta$ , som en slags specifik motståndsenhet. Jfr kompendiets ekv (3:7), s.3-5-6.

Enligt SI-standard anges, i $C_R$-sambandet ovan, $R_R$ i kraftenheten Newton |N| – (1N = 1kgm/s$^2$) – och i nämnaren densiteten $\rho$ i enheten |Ns$^2$/m$^4$|, motsvarande |kg/m$^3$|, hastigheten V i |m/s| och våta ytan S i |m$^2$|. Detta ger $C_R$ dimensionslöst (eller dimensionsneutralt) |N/N|, såsom även för andra motståndskoefficienter.

Enligt äldre metrisk praxis, det s.k. tekniska systemet, fick $C_R$ dimensionen |kp/kp| genom att $R_R$ uttrycktes i kilopond |kp|, tätheten $\rho$ i |kps$^2$/m$^4$|, V i |m/s| och S i |m$^2$|.
1|kp| = g|kgm/s$^2$|, d.v.s i medeltal 9,81|kgm/s$^2$| eller 9,81|N|.

Relationerna |N/N| och |kp/kp| är naturligtvis identiska, men olikheten mellan N och kp enligt ovan gör att $\rho$ enligt SI-standard har g, eller i medeltal 9,81, gånger större siffertal än det äldre tillämpade $\rho$-värdet. Fördelen med Newton framom kilopond är att N bygger på en fix acceleration (1m/s) i stället för den något varierande tyngdkraftens acceleration g. Detta medför t.ex. att det nya $\rho$-värdet för färskvatten, 1000|Ns$^2$/m$^4$| var 1000/9,81 = ca 102|kps$^2$/m$^4$|. Numera anges $\rho$ oftast i kg/m$^3$.

Dimensionslöshet och identiska siffervärden för motståndskoefficienter erhålls naturligtvis även vid konsekvent användande av mot varandra svarande, t.ex anglosaxiska måttenheter.

Beträffande relationen $R_R/\Delta$ som ej är dimensionslös, gäller det att ta reda på vilka enheter som gäller. Enligt SI-standard anges motståndskraften i N eller kN och massan $\Delta$ anges i kg eller metriska ton. I nyare litteratur kan man se den dimensionslösa relationen $R_R/\nabla\cdot\rho\cdot g$ |N/N|, som är detsamma som $R_R/\Delta\cdot g$.

För att kunna göra de felanalyser som framgår av avsnitt A ovan är första åtgärden att försöka <u>återföra presenterade motstånds-</u>

värden till modellförsöksstadiet. Möjligheten härtill är beroende av tillgänglig information om tillämpat modellförsöks- och utvärderingsförfarande, vilket tyvärr kan vara bristfälligt redovisat.

För analysen är det väsentligt att gå tillbaka till modellförsökssituationen av följande skäl:

- Vid modellförsöken mäts det för oss användare i de flesta fall okända totalmotståndet $R_{Tm}$ med motståndskoefficienten $C_{Tm}$, medan det är restmotståndet med koefficienten $C_R = C_{Tm} - C_{Fm}$ som redovisas, t.ex. som funktion av $F_{nL}$ i diagram eller tabeller. Eftersom modellens uppmätta totalmotstånd är det enda fasta ingångsvärdet är $C_R$-värdet direkt beroende av det $C_{Fm}$ som beräknats vid utvärderingen. Risk för laminärt inslag i strömningen med påverkan på $C_F$ beaktas endast för modellskala (spec. små modeller, låga $R_{nL}$), medan formpåverkan på $C_F$ anses ha samma procentuella inflytande i modell- och full skala.

Det är alltså beräkning av friktionsmotståndet som är den främsta osäkerhetsfaktorn vid utvärdering av släpförsök med modell.
$C_F$ är en funktion av Reynolds tal $R_{nL}$. För att i efterhand kunna analysera presenterade modellförsöksresultat m.a.p. friktionsmotståndet måste, om inte modellens $R_{nL}$ redovisas för varje försökspunkt, sambandet mellan $R_{nL}$ och $F_{nL}$ bestämmas enligt följande för modellen:

$F_{nL} = V_m/\sqrt{g \cdot L_m}$ ; $R_{nLm} = V_m \cdot L_m/\nu_m$ , varmed $R_{nLm} = F_{nL}\sqrt{g \cdot L_m} \cdot L_m/\nu_m$

Med $g=9{,}81$ och $\nu = 1{,}1 \cdot 10^{-6}$ (provrännans vattentemp. 15-18°C) ger detta, förutsatt att $L_m$ kan anses konstant:

(3/2:13) $$R_{nLm} \cong 2{,}85 \cdot 10^6 \cdot F_{nL} \cdot L_m^{1,5}$$

Anm: För segelbåtar är det vanligt att med hänsyn till fallande stäv räkna med reducerad vattenlinjelängd: $0{,}7-0{,}9 \cdot L_{WL}$.*)

För att få ut $R_{nLm}$ ur ekv (3/2:13) krävs:

- uppgift om modellens vattenlinjelängd eller
- mot $F_{nL}$ svarande modellhastighet $V_m$, som ger $L_m = F_{nL}^2 \cdot g/V_m^2$ eller
- volymsdeplacementet $\nabla_m$ och slankhetstalet $L/\nabla^{1/3}$ som ger: $L_m = (L/\nabla^{1/3}) \cdot \nabla_m^{1/3}$. Motsvarande gäller för liknande relationer mellan L och $\nabla$.

*) Gäller dock ej $F_{nL}$ eller formparametrar.

Utöver uppgift om tillämpad $C_F$-ekvation, vilket berörts ovan, kan nedanstående osäkerhetsfaktorer förekomma i presentation av systematiska modellförsök. Det gäller olika kombinationer av redovisat och icke redovisat försöks- och utvärderingsförfarande avseende "(t)" turbulensstimulering, för att undvika laminärt inslag i strömningen, och "(k)" beaktande av forminflytande på $C_F$ genom formkoefficienten k. Så här kan det vara:

- Både (t) och (k) har tillämpats, index (tk)
- Det ena men ej det andra har tillämpats, index (t) resp (k)
- Ingetdera har tillämpats, index (0)
- Ingenting nämns om tillämpning av (t) eller (k), ansätt index (0)

Alla dessa förekommande variationer i avrapportering av modellförsök gör naturligtvis att felmarginalernas sannolikhet varierar från fall till fall.

Som <u>gemensam fullständig ekvation</u> passande alla ovanstående kombinationer kan ekv (3/2:9) i avsnitt A tillämpas. Det inte aktuella strykes. Ekvationen ger korrigerad restmotståndskoefficient genom korrigerad friktionskoefficient.

$$(3/2{:}14)\qquad \underbrace{C_{R(tk)}}_{\substack{\text{Korr. för}\\ \text{(t) och (k)}}} = \underbrace{C_{R(0)} + C_{Fm(0)}}_{\substack{C_{Tm(0)}\\ \text{Uppmätt}}} - \underbrace{(1+k)\underbrace{(C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}})}_{C_{Fm(t)}}}_{C_{Fm(tk)}}$$

Detta $C_{R(tk)}$ gäller även fartyget med totalmotståndskoefficienten:

$$(3/2{:}15)\qquad C_{Ts(tk)} = C_{R(tk)} + (1+k)C_{Fs(0)}$$ eller fullständig ekv:

$$(3/2{:}16)\qquad C_{Ts(tk)} = \underbrace{C_{R(0)} + C_{Fm(0)}}_{C_{Tm(0)}} - \underbrace{(1+k)(C_{Fm(0)} - \frac{t}{R_{nLm}})}_{C_{Fm(tk)}} + \underbrace{(1+k)C_{Fs(0)}}_{C_{Fs(k)}}$$

Anm: För fartyget räknar man inte med laminärt inslag. Därför inte $C_{Fs(tk)}$.

Tillämpning av ekvationerna (3/2:14-16) med exempel i både text och diagram visas i det följande.

Praktisk användning av ekv (3/2:14-16)

Med direkt anknytning till texten på s.7 och för tillämpning på redovisade resultat från t.ex. systematiska modellförsöksserier kan ekv (3/2:14) utvecklas till en enkel "korrigeringsekvation" för en fullständig restmotståndskoefficient $C_{R(tk)}$.

$$(3/2:17) \qquad C_{R(tk)} = C_{R(x)} - kC_{Fm(0)} + (1+k)\frac{t}{R_{nLm}}$$

För fartygets totalmotstånd gäller grundformen med det korrigerade $C_{R(tk)}$:

$$(3/2:18) \qquad C_{Ts(tk)} = C_{R(tk)} + (1+k)C_{Fs(0)}$$

Betydelsen av indexbeteckningarna ( ) framgår i huvudsak av s.7 och här efterföljande exempel a)-d). Index (x) är en allmän beteckning för det index som är aktuellt för redovisat $C_R$.
I samband med $C_F$ hänsyftar (0) till $C_F$ för en plan yta enligt ITTC 1957. För $C_{Fs}$ räknas normalt inte med laminär påverkan.

Ovanstående ekvationer tillämpas för varje önskad modell- resp. fartygshastighet, t.ex. via det gemensamma Froudes tal $F_{nLm} = F_{nLs}$, som ger motsvarande Reynolds´tal $R_{nLm}$ resp. $R_{nLs}$ för beräkning av $C_{Fm(0)}$ resp. $C_{Fs(0)}$.

Sambandet mellan $F_{nL}$ och $R_{nL}$, visat på s.6, är:

$$R_{nL} = 2{,}85 \cdot 10^6 \cdot F_{nL} \cdot L^{1.5}$$

På motsvarande sätt kan sambandet mellan $F_{n\nabla} = V/\sqrt{g\nabla^{1/3}} = F_{nL}\sqrt{L/\nabla^{1/3}}$ och $R_{nL}$ bestämmas, förutsatt att L kan anses konstant:

$$R_{nL} = 2{,}85 \cdot 10^6 \cdot F_{n\nabla} \cdot \nabla^{1/6} \cdot L \quad \text{eller}$$

$$R_{nL} = 2{,}85 \cdot 10^6 \cdot \frac{F_{n\nabla}}{\sqrt{L/\nabla^{1/3}}} \cdot L^{1.5}, \text{ där } L/\nabla^{1/3} \text{ är slankhetstalet.}$$

Här nedan följer exempel med tillämpning av ekv (3/2:17-18), utgående från tänkta avrapporterade modellförsök med olika kvalitet på utförande och dokumentering. Jfr övre hälften av s.7.

Följande symboler kan ytterligare förtydligas:

(t) Turbulensstimulering har använts för att undvika laminärt inslag i strömningen.
(k) Forminflytandet på $C_F$ har beaktats genom att formfaktorn (1+k) bestämts antingen genom Prohaska plot eller beräkning/uppskattning enligt Bilaga 3/1.
(tk) En kombination av de två föregående.

Tillämpningsexempel för ekv (3/2:17-18)

a) Både (t) och (k) har tillämpats vid försök och utvärdering. Det fullständiga $C_{R(tk)}$ redovisas. Då gäller för fartyget:

$$C_{Ts(tk)} = C_{R(tk)} + (1+k)C_{Fs(0)}$$

Formfaktorn (1+k) kan ha utvärderats med Prohaska plot eller beräknats empiriskt. I bästa fall redovisas tillämpad formfaktor. Om inte, får man göra en bedömning utgående från beräkningsunderlag i Bilaga 3/1 eller ansätta gränsvärden för (1+k) beroende på skrovets fyllighet, t.ex. mellan 1,1 och 1,2 á 1,3, för att få uppfattning om vad det kan röra sig om i osäkerhet.

Här kan av $C_{Ts}$-ekvationen konstateras att varje positivt k-värde ger ett tillskott till $C_{Ts}$. I samband med ekv (3/2:6-8), s.2-3, konstaterades däremot att varje positivt k ger ett minskat $C_{Ts}$-värde, vilket gäller när man ser på hela beräkningsproceduren, där $C_{R(k)} = C_{Tm(0)} - (1+k)C_{Fm(0)}$. (Obs. att $C_{Fm}$ alltid är $>C_{Fs}$)

b) (t) men inte (k) har tillämpats vid försök och utvärdering. $C_{R(t)}$ redovisas. Termen t bortfaller i korrektionsekvationen, (3/2:17), som då ger:

$$C_{R(tk)} = C_{R(t)} - kC_{Fm(0)}$$ Jfr ekv (3/2:6), s.2

Enligt ekv (3/2:18):

$$C_{Ts(tk)} = C_{R(tk)} + (1+k)C_{Fs(0)},$$ där k beräknas/prövas enl. a).

c) (k) men inte (t) har tillämpats vid försök och utvärdering. $C_{R(k)}$ redovisas. Termen k bortfaller i ekv (3/2:17) men ej i ekv (3/2:18). Därmed blir resultatet:

$$C_{R(tk)} = C_{R(k)} + t/R_{nLm},$$ där t prövas med värden t.ex. mellan 1500 och 2000.

Beträffande formfaktorn gäller samma uttalande som under a).

d) Varken (t) eller (k) har tillämpats (eller antages inte ha tillämpats, p.g.a. saknad dokumentation). Redovisat $C_R$ är därmed, eller antages vara $C_{R(0)}$. Då är enl ekv (3/2:17):

$$C_{R(tk)} = C_{R(0)} - kC_{Fm(0)} + (1+k)t/R_{nLm}$$

t uppskattas/prövas enl c) och k enl a). Enl ekv (3/2:18):

$$C_{Ts(tk)} = C_{R(tk)} + (1+k)C_{Fs(0)}$$ eller fullständigt enl ekv (3/2:11)

$$C_{Ts(tk)} = C_{R(0)} + C_{Fs(0)} + k(C_{Fs(0)} - C_{Fm(0)}) + (1+k)\frac{t}{R_{nLm}}$$

Denna ekvation visar påtagligt att de två sista termerna motverkar varandra, vilket kan prövas med ekv (3/2:12).

För övrigt i denna studie av tillämpningsexempel hänvisas till Fig 3/2:1 och :2 som i diagramform visar exempel på inverkan av (t), (k) och (tk) på $C_R$ och $C_{Ts}$ samt modellängdens betydelse.

Diagrammen får här inledningsvis en gemensam allmän beskrivning. Ytterligare detaljer ges i texten intill figurerna.

Utgångsmaterialet är taget ur en systematisk modellförsöksserie, "Patrullbåtsserien", som utfördes på 1970-talet av SSPA. Det gäller snabbgående rundbottnade fartyg.

Diagrammen visar med heldragna linjer $C_R$, och i Fig 3/2:2 även $C_{Ts}$, som funktion av $F_{nL}$ med den tänkta förutsättningen att varken turbulensstimulering använts eller forminflytande på $C_F$ beaktats vid modellförsök och utvärdering. Med här tillämpad nomenklatur motsvarar de heldragna kurvorna $C_{R(0)}$ resp. $C_{Ts(0)}$.

De streckprickade linjerna markerar, utgående från $C_{R(0)}$- resp. $C_{Ts(0)}$-linjen att dessa värden justerats med hänsyn tagen till att inverkan på $C_F$ av laminärt inslag i strömningen antages ha förekommit vid modellförsöket. Därmed motsvarar dessa linjer $C_{R(t)}$ resp. $C_{Ts(t)}$. Jml ekv (3/2:5), där faktorn t i detta fall har ansatts = 1800, medför detta förhöjda $C_R$- och $C_{Ts}$-värden.

Här kan hänvisas till Fig 3/2:3, s.13-14, som bl.a. visar hur "(t)-marginalen" sammanhänger med modellens längd, via $F_{nL}$-$R_{nL}$-$C_F$ med korrektionskurvor för varierande t-värden enligt inritat exempel. Mera information ges på s.13. Tillbaka till Fig 3/2:1:

De streckade linjerna motsvarar $C_{R(k)}$ resp. $C_{Ts(k)}$, dvs här har hänsyn tagits till forminflytandet på $C_F$ genom $(1+k)C_{F(0)}$. Jml ekv (3/2:6-8) medför detta lägre $C_R$- och $C_{Ts}$-värden jämfört med att forminflytandet inte hade beaktats. Formkoefficienten k har i Fig 3/2:1 varierats beroende på modellernas fyllighet mm mellan 0,1-0,2-0,3 för $L/\nabla^{1/3}$ = 7,0-6,0-5,4 genom överslagsberäkning med empiriska ekvationer och relativ proportionering.

Samverkan av nämnda inflytanden på $C_F$ återverkar på $C_R$ och $C_{Ts}$. I diagrammen har detta markerats punktvis med små ej sammanbundna cirklar vid resp. $F_{nL}$, som alltså gäller $C_{R(tk)}$ och $C_{Ts(tk)}$.

Detta är beräknade exempel utan generell giltighet.

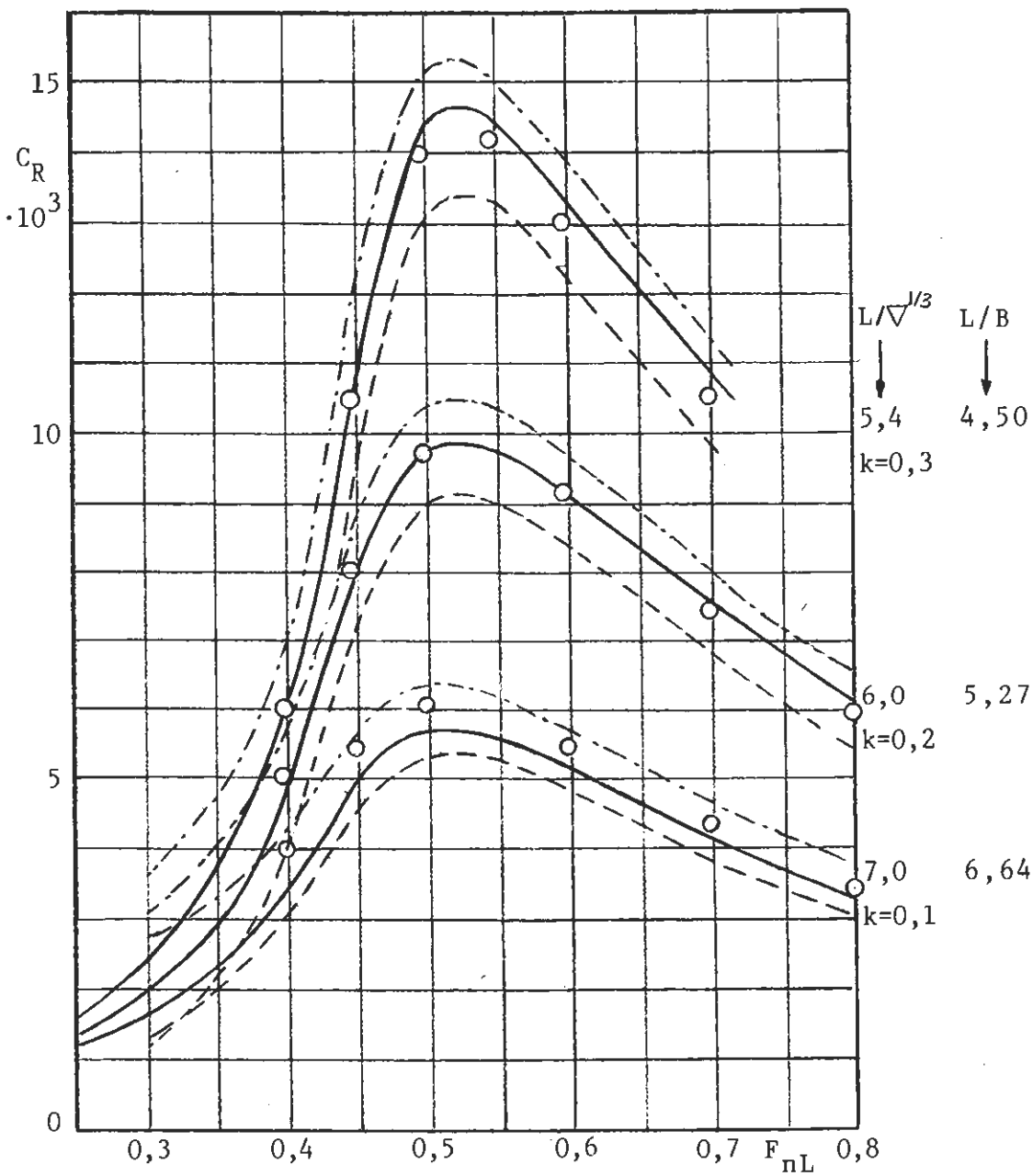



Fig 3/2:1 $C_R = f(F_{nL})$ för patrullbåt enligt modellförsök vid varierande $L/\nabla^{1/3}$ och L/B, men konstant $C_B$ = 0,45 och B/T = 3,5. Modellängden har räknats om till $L_{WLm}$ = 1,5 m.

Kurvornas betydelse:

——— $C_{R(0)}$, utan laminärt inslag eller forminflytande på $C_{Fm(0)}$,

—·—·— $C_{R(t)}$, beräknad inverkan av laminärt inslag i strömningen

— — — $C_{R(k)}$, beräknad inverkan av forminflytande på $C_{Fm(0)}$

O O O $C_{R(tk)}$, beräknad inverkan av samtidigt laminärt inslag och forminflytande på $C_{Fm(0)}$

Efterföljande diagram visar för samma patrullbåt hur ökning av modellstorleken från 1,5 till 3,0 m inverkar på felmarginalerna för både $C_R$ och $C_{Ts}$. Vid modellförsöken var modellens längd drygt 4 m.

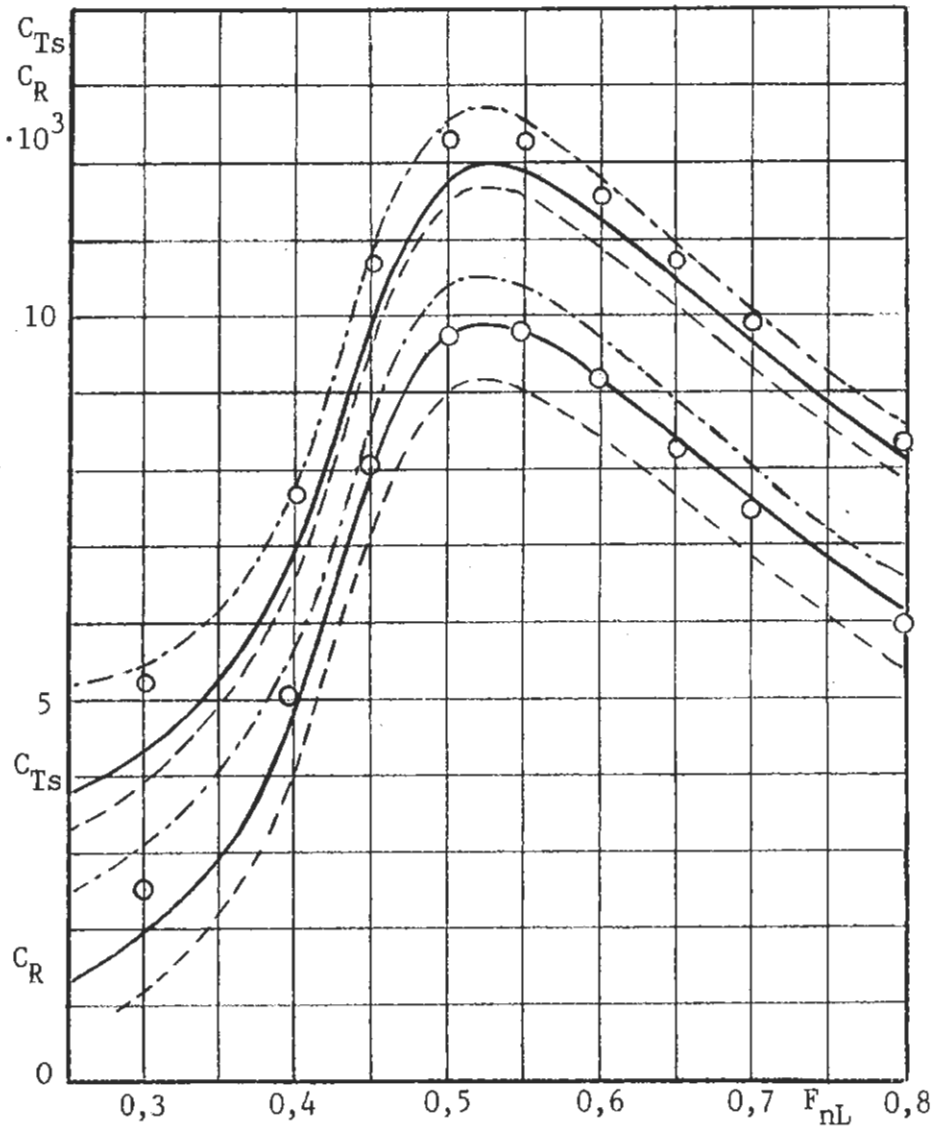



Fig 3/2:2A. $C_R$ resp. $C_{Ts} = f(F_{nL})$ för patrullbåt vid $L/\nabla^{1/3} = 6{,}0$. Modellens längd har räknats om till 1,5 m. Övriga data enligt Fig 3/2:1.

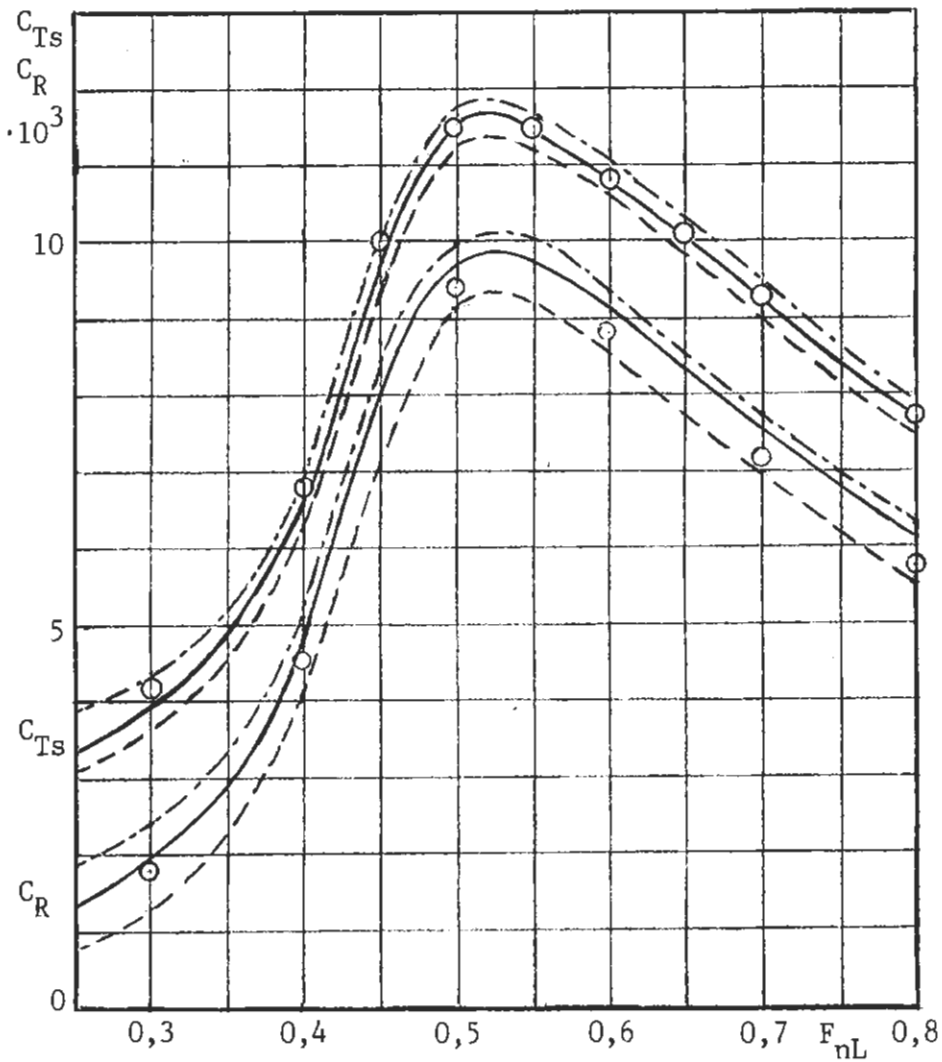
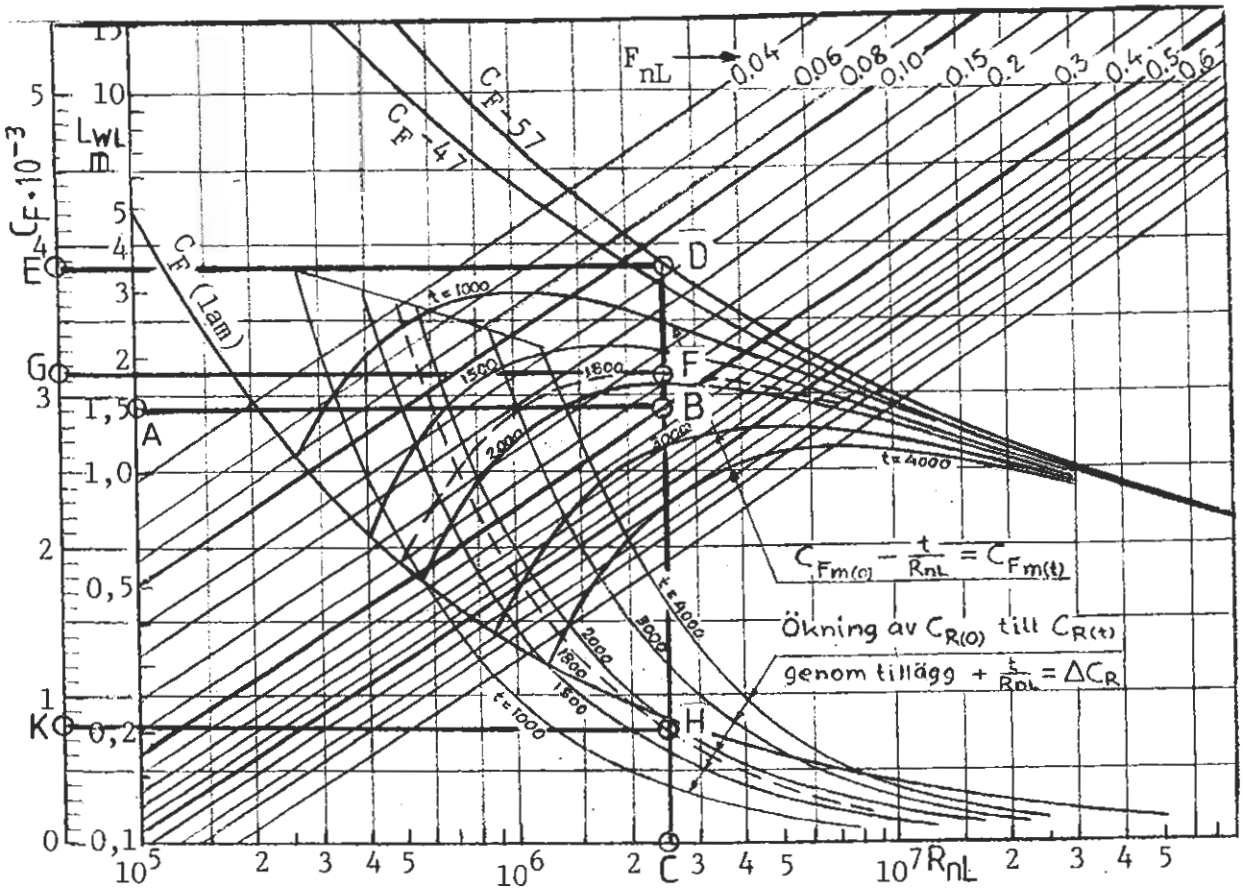



Fig 3/2:2B. $C_R$ resp $C_{Ts} = f(F_{nL})$ för patrullbåt enligt Fig t.v. Modellens längd har räknats om till 3,0 m. Övriga data enligt Fig 3/2:1.

Effekten på felmarginalernas storlek av enbart ändrad modellstorlek framgår tydligt vid jämförelse mellan diagrammen.

Förklaring till Fig 3/2:3, s.14, av vilken nedan visat diagram är en del.




Diagrammets funktion visas enklast genom ett inritat exempel med anknytning till utredningen om laminärt inslag i strömningen vid modellförsök, med speciell poängtering av de exempel som visas i Fig 3/2:1-:2.

- o Modellens $L_{WL}$= 1,5 m ger utgångspunkten A.
- o A-B går fram till valt $F_{nL}$= 0,5 i $F_{nL}$-kurvskaran.
- o B-C: Mot $F_{nL}$ svarande $R_{nL}$ är $2,6 \cdot 10^6$ vid C.
- o C-D: Motsvarande opåverkat $C_{Fm(0)}=3,85 \cdot 10^{-3}$ avläses vid E.
- o D-F går in i den uppåt konvexa kurvskaran $C_{Fm(t)}= C_{Fm(0)}- t/R_{nLm}$, där t=1800 valts (Jfr denna bilagas mom A,b och kompendiets mom 3.3.1).
- o G på $C_F$-skalan visar det reducerade värdet $C_{Fm(t)}= 3,15 \cdot 10^{-3}$.
- o Längre ner går linjen D-C genom den uppåt konkava kurvskaran $\Delta C_R= t/R_{nLm}$ fram till linjen för t=1800 vid H. Sträckan $\overline{HC}$, som f.ö. är = $\overline{DF}$, visar vid K på $C_F$-skalan den ökning $\Delta C_R= 0,8 \cdot 10^{-3}$ som $C_R$ får genom motsvarande minskning $\overline{DF}$ av $C_{Fm(0)}$.

Av diagrammet framgår tydligt risken för inverkan på $C_F$ av laminär strömning i samband med de låga $F_{nL}$- och $R_{nLm}$-värden som är aktuella vid utvärdering av forminflytandet på $C_F$, mer accentuerat ju mindre modellen är (se Bilaga 3/1).

$R_{nL} = f(L;F_{nL})$: — Reynolds´tal $R_{nL} = V \cdot L/\nu$ med $\nu = 1{,}1 \cdot 10^6$

$C_F = f(R_{nL})$: —— Friktionskoefficient

$C_F - t/R_{nL}$: ——— Reducerat $C_{Fm}$ pga laminärt inslag

$C_R = t/R_{nL}$: ——— Ökning av $C_R$ pga reducerat $C_{Fm}$

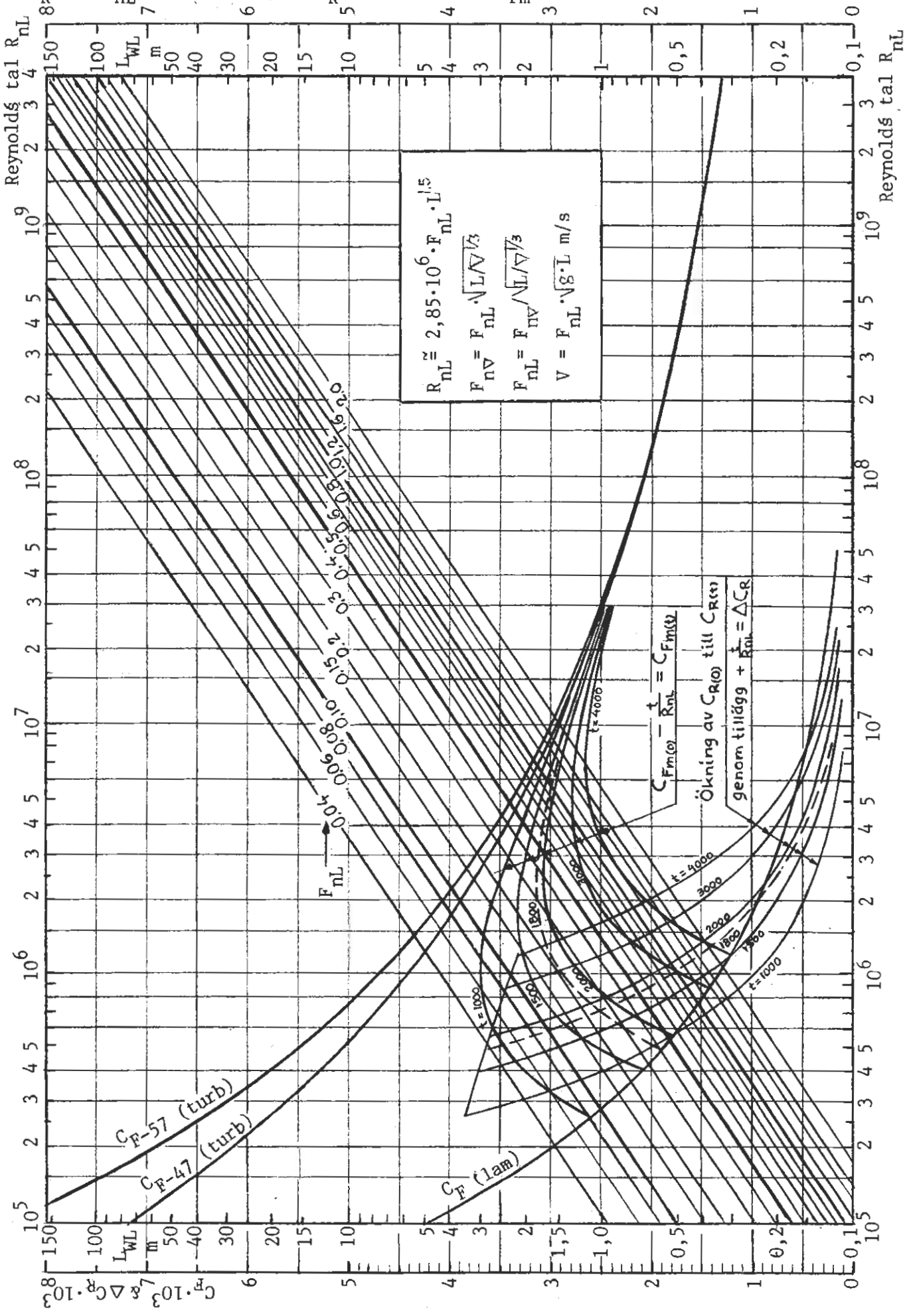


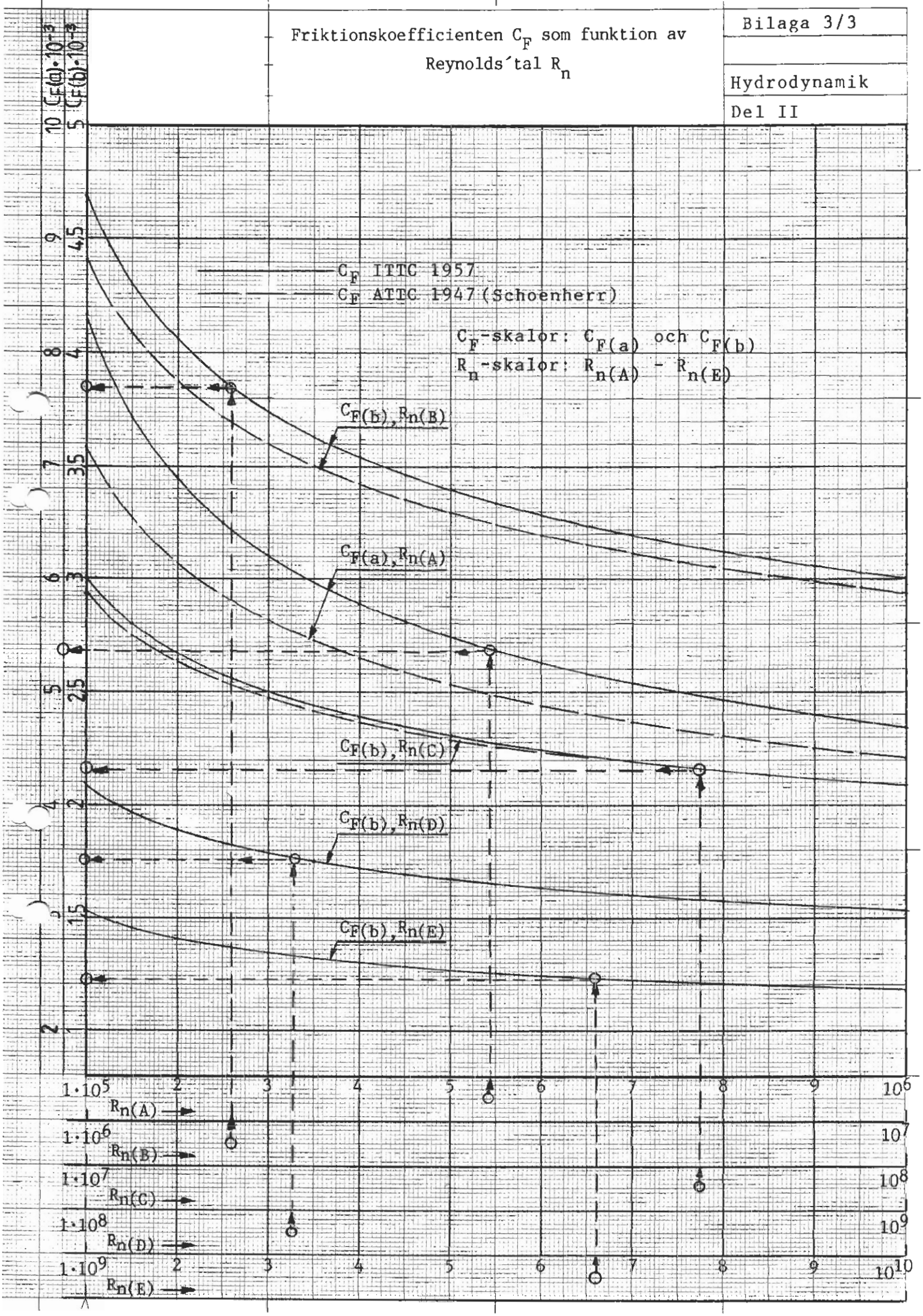

Diagram för studie av möjlig inverkan på $C_{Fm}$ och $C_R$ av laminärt inslag i strömningen vid modellförsök

Friktionskoefficienten $C_F$ som funktion av Reynolds´tal $R_n$

Bilaga 3/3

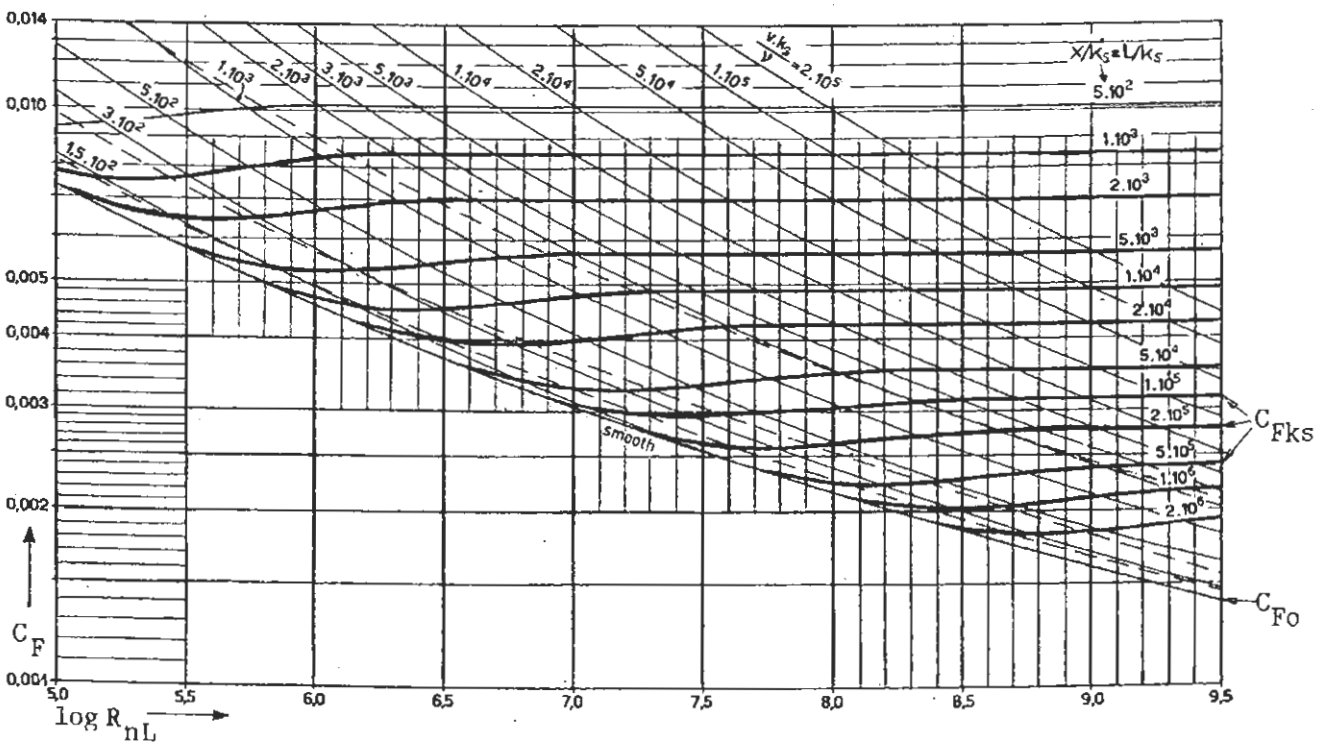
Hydrodynamik

Del II



Ytråhetens inverkan på friktionsmotståndet
enligt Prandtl, Schlichting och Nikuradse.

Med hänvisning till mom 3.3.4 återges här L Prandtls diagram över friktionskoefficientens $C_F$ variation med ytråhetens kornstorlek $k_s|m|$, ingående i parametrarna $x/k_s = L/k_s$ och $V \cdot k_s/\nu$, som funtion av Reynolds´tal $R_{nx}$. Index x markerar en godtycklig anströmmad längd |m|, som för en båt/ett fartyg ersätts med vattenlinjelängden L. V är hastigheten |m/s| och $\nu$ är kinematiska viskositeten i $|m^2/s|$.




Gränskurvan $C_{Fo}$ för glatt ("hydrauliskt slät") yta är i detta fall enligt Prandtl-Schlichtings formulering:

$$C_{Fo} = 0{,}455(\log R_{nL})^{-2{,}58}$$

Denna friktionskoefficient överensstämmer med $C_F$ enligt ITTC 1957 vid $R_{nx} = 10^7$ och ligger för lägre $R_{nx}$ något under och för högre $R_{nx}$ något över ITTC 1957-linjen

Så länge för en yta, parametern $V \cdot k_s/\nu$ är = 100 eller därunder, gäller $C_{Fo}$ enligt ovan. Om $V \cdot k_s/\nu$ överskrider 100 vid ett visst $R_{nx}$, kommer, vid ökande $R_{nx}$, friktionskoefficienten $C_F$ att följa den $x/k_s$-linje som gäller för det aktuella fartyget. Tillika med $R_{nx}$ anger då aktuell $V \cdot k_s/\nu$ -linje positionen på $x/k_s$-linjen.

Nikuradses ekv. för helt uträtade $x/k_s$-linjer är följande:

$$C_F = |1{,}89 + 1{,}62 \cdot \log(L/k_s)|^{-2{,}5}$$ Se f.ö. mom 3.3.4.