

STYRELSEN FÖR  
**VINTERSJÖFARTSFORSKNING**

WINTER NAVIGATION RESEARCH BOARD

Forskningsrapport nr 11

BOTTENVIKENS STÅLFYRAR—HÅLLFASTHETSANALYS  
OCH FÖRBÄTTRINGSFÖRSLAG

Sjöfartsverket  
Sverige

Swedish Administration  
of Shipping and Navigation

Sjöfartsstyrelsen  
Finland

Finnish Board of Navigation

STYRELSEN FÖR  
**VINTERSJÖFARTSFORSKNING**

WINTER NAVIGATION RESEARCH BOARD

Forskningsrapport nr 11

**BOTTENVIKENS STÄLFYRAR—HÅLLFASTHETSANALYS  
OCH FÖRBÄTTRINGSFÖRSLAG**

**Sjöfartsverket  
Sverige**

**Swedish Administration  
of Shipping and Navigation**

**Sjöfartsstyrelsen  
Finland**

**Finnish Board of Navigation**

ISBN 951-46-1470-4

## INNEHÅLL

### FÖRORD

Undersökning av de dynamiska isbelastningarnas inverkan på de av stål byggda fyrarna och randmärkena i Bottenviken samt förbättrade konstruktionsförslag.

Professor Mauri Määttänen Uleåborgs Universitet.

Undersökning av orsaken och brottkraften vid brottet av basröret på fyren "Kemi I".

Professor Mauri Määttänen Uleåborgs Universitet.

Rapport om undersökning av brottet på basröret på "Kemi I".  
Statens tekniska forskningsanstalt, Helsingfors.

## FÖRORD

Styrelsen för vintersjöfartsforskning presenterar härmed rapport nr 11 med rubriken "Bottenvikens stålfyrar - Hållfasthetsanalys och förbättringsförslag".

Vattnen utanför finska kusten i Bottenviken är mycket långgrunda. Behov finns av farledsutprickning långt ute i öppen sjö. Sommaren 1973 restes i dessa farvatten två fyrar samt ett antal linjetavlor och randmärken enligt en helt ny och hittills öprovad metod. Ett grovt stålrör drevs ned i havsbotten för att sedan uppbära fyren eller märket. Detta byggnadssätt blev kostnadsmässigt fördelaktigare än den beprövade metoden att resa fyrar på betongkassuner.

Redan i början av vintern visade det sig dock att de nya konstruktionerna inte höll måttet. Vibrationerna var vid ispressning sådana att fyrutrustningen skakade sönder och fyrarnas övre del bröts loss ur basröret. Flera av märkena bröts. På vårvintern bröts till slut basröret till fyren Kemi 1 av ett stycke ovan havsbotten.

Händelseförloppet, påfrestningarna och konstruktionerna har analyserats av professor Mauri Määttänen från Uleåborgs Universitet, vilken även har utarbetat ett förslag till en förbättrad konstruktion. En analys av brottet på Kemi 1 har även gjorts vid Statens tekniska forskningsanstalt i Helsingfors.

Resultatet av dessa utredningar presenteras i denna rapport. Styrelsen för vintersjöfartsforskning uttalar sitt varma tack till alla som bidragit till arbetet.

Helsingfors och Stockholm i december 1974

Helge Jääsalo

Lennart Johansson

UNDERSÖKNING AV DE DYNAMISKA ISBELASTNINGARNAS INVERKAN  
PÅ DE AV STÅL BYGGDA FYRARNA OCH RANDMÄRKENA I BOTTEN-  
VIKEN SAMT FÖRBÄTTRADE KONSTRUKTIONSFÖRSLAG

ULEÅBORGS UNIVERSITET/SJÖFARTSSTYRELSEN

ULEÅBORG 1974-05-15

Tekn.lic. Mauri Määttänen  
Uleåborgs Universitet  
Maskiningenjörsavdelningen

## INNEHÅLL

|     |                                                                  |    |
|-----|------------------------------------------------------------------|----|
| 1   | PRINCIPEN FÖR BERÄKNINGARNA .....                                | 3  |
| 1.1 | Idealisering av konstruktionen .....                             | 3  |
| 1.2 | Idealisering av stödet .....                                     | 3  |
| 1.3 | Beaktandet av dämpningen .....                                   | 4  |
| 1.4 | Integrering av motståndet med användning<br>av huvudformer ..... | 5  |
| 1.5 | Dataprogram .....                                                | 7  |
| 2   | STÖDETS, BELASTNINGENS OCH DÄMPNINGENS UTGÅNGS-<br>VÄRDEN .....  | 9  |
| 2.1 | Mätningar .....                                                  | 9  |
| 2.2 | Stödstyvhet .....                                                | 10 |
| 2.3 | Belastningsfunktioner .....                                      | 11 |
| 2.4 | Dämpningens storlek .....                                        | 14 |
| 3   | RESULTAT AV DEN DYNAMISKA ANALYSEN .....                         | 16 |
| 3.1 | Allmänt .....                                                    | 16 |
| 3.2 | Kemi 1 .....                                                     | 17 |
| 3.3 | Kemi 1 ledmekanismfyr .....                                      | 18 |
| 3.4 | Kemi 2 .....                                                     | 20 |
| 3.5 | Randmärken .....                                                 | 20 |
| 4   | KONSTRUKTIONSFÖRSLAG TILL ÖVERBYGGNADERNA .....                  | 21 |
| 4.1 | Ledmekanismfyrens överbyggnad .....                              | 21 |
| 4.2 | Randmärkenas överbyggnad .....                                   | 24 |
| 5   | SAMMANDRAG .....                                                 | 25 |
| 6   | KÄLLITTERATUR .....                                              | 27 |
| 7   | BILAGOR .....                                                    | 28 |

## 1. PRINCIPEN FÖR BERÄKNINGARNA

### 1.1 Idealisering av konstruktionen

Den dynamiska isbelastningens inverkan på fyrkonstruktioner beräknas med elementmetoden, genom att integrera huvudformernas resistans mot en given kraftfunktion.

Konstruktionen fördelas i element enligt bilagorna 1 - 4. Varje element har fyra frihetsgrader, d.ä. förskjutningarna och rotationerna i vardera ändan. Elementegenskaperna antas vara konstanta på varje elements område, varvid styvhets- och massamatrixerna fås direkt ur källlitteraturen /1/. Avvikelser från den konstanta massafördelningen kompenseras, enligt statistikens regler, med motsvarande tilläggsvikter i elementens ändar.

Basrörets kondel har ersatts med fyra konstanta element, vilkas styvhet och massa motsvarar medelvärdena för konfördelningen.

### 1.2 Idealisering av stödet

Det i bottnet pålade basrörets elastiska stöd har ersatts med fyra fjädrar, vilkas styvhet bestämdes så att de uppfyller kraven på stödfunktionen i Blum's bottenmodell /2/, se fig.1. I praktiken har dock bottensanden en stödjande verkan vid bottnet, varvid den triangelformade stödreaktionsfördelningen blir trapetsformad. Trapetsets storlek bestämdes försöksmässigt, på så sätt att den matematiska modellens två minsta egenfrekvenstal blev lika stora som de uppmätta egenfrekvenstalen på Kemi 1.

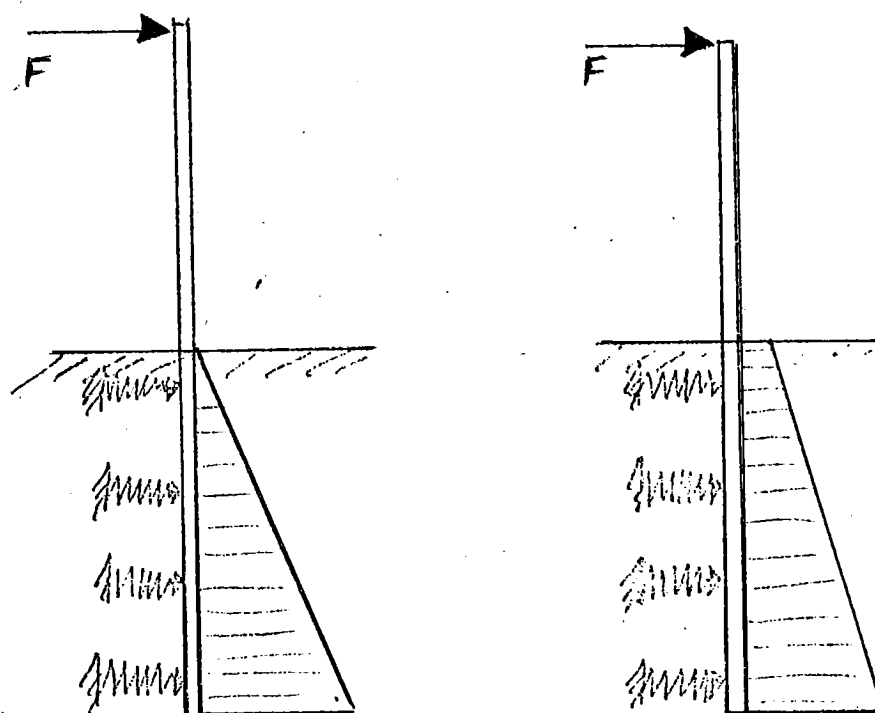


Fig. 1. Bottnets stödmodell. Varje fjäders styvhet är direkt proportionell mot respektive yta av grundkoefficientfördelningen.

### 1.3 Beaktandet av dämpningen

Dämpningens inverkan kan iaktas på olika sätt. Med hjälp av en med styvhetsmatrisen jämförbar dämpningsmatris beskrives främst konstruktionens inre dämpning, som är mycket liten då det gäller stålkonstruktioner. I fallet med fyren förstorar fyllnadssanden och det dämpande elastiska stödet den dämpningsandel, som är jämförbar med styvheten.

Med en med massamatrisen jämförbar dämpningsmatris beskrives bäst den med hastigheten jämförbara dämpningen. Detta gäller t.ex. för den hydrodynamiska dämpningen. Den nonlineara dämpning, som orsakas av isens brytningsarbete kan approximeras med en med massamatrisen jämförbar ekvivalent viskos dämpning.

För det tredje kan man beskriva dämpningen med hjälp av en till varje huvudform förenad relativ dämpning. Med måttresultaten som grund försöker man oftast bestämma endast de viktigaste huvudformernas relativa dämpning.

### 1.4 Integrering av motståndet med användning av huvudformer

Då man med hjälp av huvudformer beräknar det dynamiska motståndet, uppställer man för hela konstruktionen först en av element hopsatt styvhetsmatris  $[K]$  och en massamatrix  $[M]$ . Med hjälp av dessa beräknar man de fria svängningarnas egenvärden  $\omega_i$  och egensvängningsmatrisen  $[\bar{X}]$ . Då man betecknar förskjutningen av elementens knutpunkter med vektorn  $\{\delta\}$  fås följande ekvationer:

$$[K]\{\delta\} + [M]\{\ddot{\delta}\} = \{0\} \quad . (1)$$

För de fria svängningarna och för de egenvärden och egenvektorer  $\{\delta\}_{01}$ , som förorsakar svängningarna fås

$$([K] - \omega_i^2 [M]) \{\delta\}_{0i} = \{0\} \quad (2)$$

Då man sammanför egenvektorer till en matris  $X$  fås

$$[\bar{X}] = [\{\delta\}_{01}, \{\delta\}_{02} \dots \{\delta\}_{0n}] \quad (3)$$

Dämpningsmatrisen  $[D]$  är jämförbar med  $[K]$  och  $[M]$  matriserna på följande sätt

$$[D] = \alpha [K] + \beta [M] \quad (4)$$

där  $\alpha$  och  $\beta$  är relativa koefficienter.

Fyrkonstruktionens dynamiska jämviktsekvation orsakad av isbelastningen är

$$[K]\{\delta\} + [D]\{\dot{\delta}\} + [M]\{\ddot{\delta}\} = \{F(t)\} \quad (5)$$

Ekvationen är inte mera homogen, ty belastningsvektorn  $\{F(t)\}$  har i iskraftens verkningsarears knutpunkt en från noll avvikande term.

För att lösa ekvationssystemet går man över till huvudkoordinatsystemet där styvhets-, dämpnings- och massamatrixerna blir diagonala (dämpningsmatrisen blir diagonal om den är uppbyggd enligt formel (4)), och oberoende av de andra huvudformerna får man fram lösningen för varje huvudform. Transformationen till huvudkoordinatsystemet  $\{\pi\}$  verkställs för egenvektormatrisen  $[\bar{X}]$  genom att man multiplicerar ekvation (5) från vänstra sidan med  $[\bar{X}]^T$  och insätter  $\{\delta\}$  med sin tidsderivata, som är uttryckt med hjälp av  $\{\pi\}$  på följande sätt

$$\{\delta\} = [\bar{X}]\{\pi\} \quad (6)$$

$$[\bar{X}]^T [K] [\bar{X}]\{\pi\} + [\bar{X}]^T [D] [\bar{X}]\{\dot{\pi}\} + [\bar{X}]^T [M] [\bar{X}]\{\ddot{\pi}\} = [\bar{X}]^T \{F(t)\}$$

(7)

Diagonala styvhets-, dämpnings- och massamatriser betecknas enligt formel (8)

$$[k]\{\pi\} + [d]\{\dot{\pi}\} + [m]\{\ddot{\pi}\} = \{P(t)\} \quad (8)$$

där huvudkoordinatsystemets belastningsvektor nu är  $\{P(t)\}$ . De okända  $\pi_i$  i ekvation (8) kan en och en lösas ur ekvationerna

$$k_{ii} \pi_i + d_{ii} \dot{\pi}_i + m_{ii} \ddot{\pi}_i = P_i(t) \quad (9)$$

Då vektorn  $\{\pi\}$  har lösts ur formel (9) beräknas förskjutningar i elementens knutpunkt med hjälp av formel (6).

### 1.5 Datamaskinsprogrammet

För operationer med ekvationerna (1)...(9) har ett data-program gjorts på dataspråket Fortran V för statens datamaskinscentrals datamaskin Univac 1108. Programmet läser först antalet element och knutpunkter i konstruktionen och andra allmänna data, såsom elementens dimensioner och materialkonstanter, konstruktionens stödande uppgifter samt elementvis tilläggsmassor, som avviker från den konstanta massafördelningen. Styvhets- och massamatriskerna uppgörs med den allmänna elementmetodens principer. Egenvärdena och egenvektorerna beräknas med Jacobis metod.

Innan styvhets- och massamatriskerna blir diagonala, läser programmet, för den dynamiska analysen, först dämpningens jämförelsekonstanter för styvhets- och massamatriskerna. En annan möjlighet är att direkt läsa de olika huvudformernas relativa dämpningar och insätta dem i formel (9).

Iskraftens tidsbestämda gång kan matas i programmet i form av en bruten linje ( $F(t), t$ ), figur 2, eller genom

att ge sågtandsbelastningens, figur 3, medeltal och avvikelse från medelvärdet. I det sistnämnda fallet beräknar programmet automatiskt sågtandsvågens frekvens i resonans med en önskad egenform.

Ekvation (9) löses med Runge-Kutta's numeriska integreringsalgoritm. Programmet väljer automatiskt integreringssteget utgående från det vid beräkningarna erhållna högsta egenfrekvensvärdet för huvudformen. Härvid är metodens stabilitet garanterad.

I praktiken är de för konstruktionens beteende viktigaste huvudformerna de, som motsvaras av de lägsta egenfrekvenserna. De högsta frekvensformerna dämpas snabbt utan att orsaka stora förändringar och påfrestningar på konstruktionen. Dessutom är de högsta egenfrekvenserna och huvudformerna de inexactaste beroende på konstruktionens idealisering i den matematiska modellen.

Som grundvärden för programmet kan man välja de vid beräkningarna erhållna huvudformernas antal. På detta sätt sparas den datamaskinstid, som krävs för den numeriska integreringen utan att noggrannheten lider.

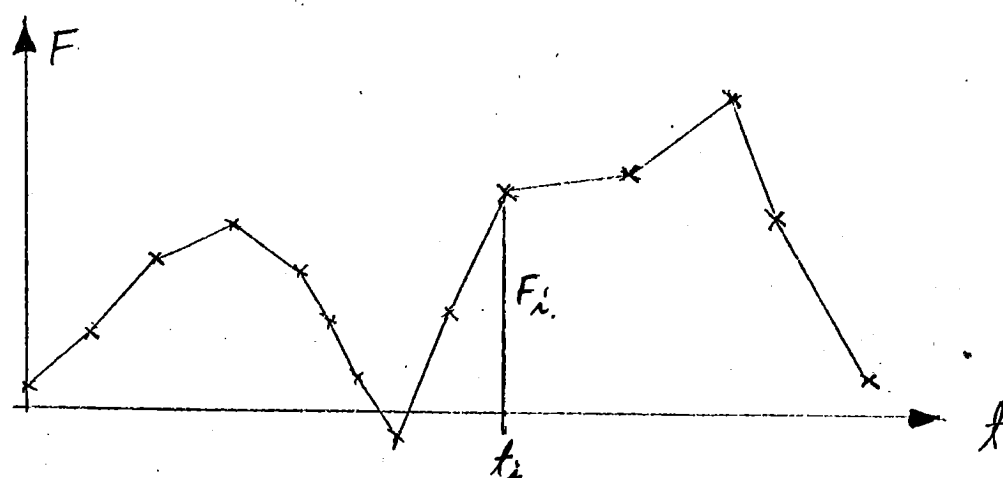


Fig. 2 Belastningen som bruten linje. Värdena  $F_i$  och  $t_i$  matas i datamaskinen som data.

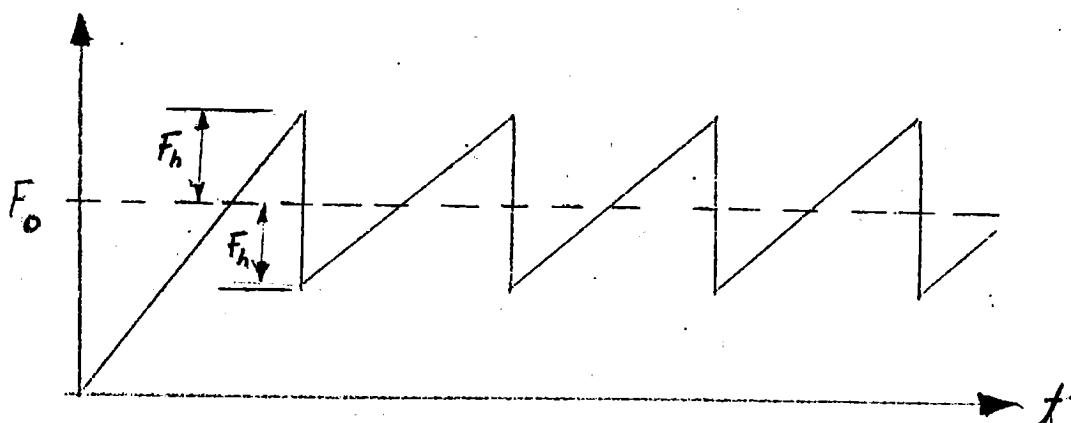


Fig. 3 Belastningsfunktionen i resonansläget.  $F_0$  och  $F_h$  matas i datamaskinen som data.

## 2. STÖDETS, BELASTNINGENS OCH DÄMPNINGENS UTGÅNGSVÄRDEN

### 2.1 Mätningarna

Man lyckades mäta Kemi I:s vibrationer 1973-12-21. Mätresultaten är framlagda i bilaga /3/. Vid mätningarna var en av de viktigaste iakttagelserna att Kemi I:s lägsta egenfrekvenser var 0,85 och 3,85 Hertz samt att storleken av den relativa dämpningen var 0,1 i den första egenformen.

Kemi I:s förskjutningar mättes för andra gången 1974-03-24 då betongen mellan basröret och överbyggnadens grundrör hade smulats sönder och överbyggnaden lutade ca  $5^\circ$ . Isen rörde sig sakta mot fyrens lutningsriktning, varvid hela konstruktionen följde med, då isen böjde basröret. Då iskraften nådde sitt brottkraftvärde följde en plötslig utlösning av kraften och en minskning av basrörets förskjutning. Den lösa överbyggnaden hann inte med i den nedre delens snabba rörelse, utan låde sig pånytt långsamt att luta mot basrörets rand. Basrörets rörelse i isens plan är avbildad i figur 4.

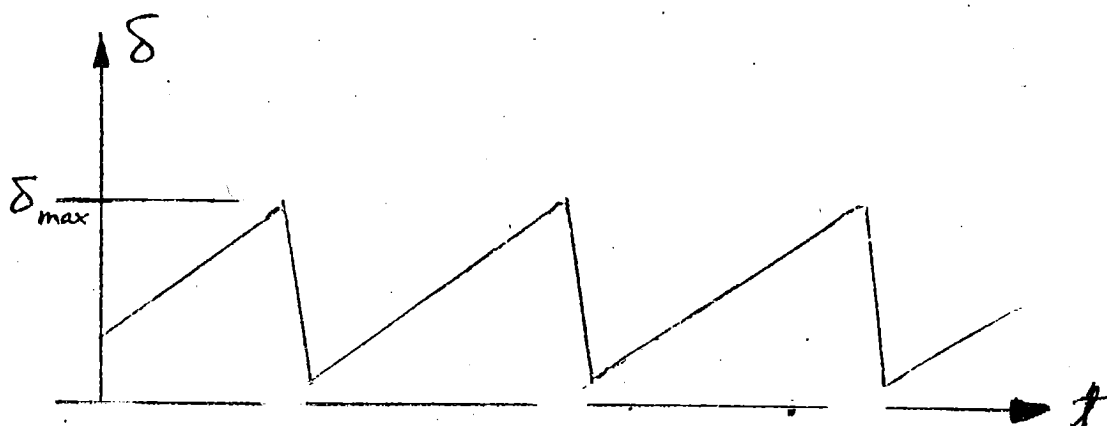


Fig. 4 Den iaktagna förskjutningens tidsbestämda gång i isplanet.

Istjockleken uppmättes till 53 och 93 cm. Förskjutningens maximivärde  $\delta_{\max}$  var i medeltal 10 cm. Det största påträffade värdet var knappt 20 cm. Förskjutningen ökade med jämn hastighet upp till maximivärdet och returrörelsen var snabb utan svängningar. Den energi, som förbrukades till att bryta isen, dämpade aperiodiskt basrörets vibrationer.

Med, i flygplan installerade, registrerande accelerationsmätare mättes oavbrutet accelerationerna på toppen (ljusplattformen) av Kemi I. Då konstruktionen ännu var hel fick man som största uppmätta värde 3,2 g och 4.6 g efter det betongfogen hade öppnat sig. Den använda flygplansaccelerationsmätaren är inte pålitlig då man mäter stötaktiga påfrestningar, ty mätarens egenfrekvens, 11 Hz, och konstruktionens tredje och fjärde egenfrekvenstal, 8,2 och 13,6 Hz, ligger för nära varandra. I verkligheten är accelerationerna mindre än vad mätaren visar, ty de av konstruktionens vibrationer som är på 11 Hz mer än tiofaldigas på grund av mätarens obefintliga dämpning.

## 2.2 Stödstyvhet

Utgående från de uppmätta egenfrekvensvärdena bestämdes

en i figur 1 avbildad trapetsformad stödfördelning, där fundamentkoefficienten  $c_a = 229 \text{ N/cm}^3$  och  $c_y = 11 \text{ N/cm}^3$ . Som effektiv bredd användes basrörets diameter 3200 mm. Fjäderkonstanten för den statiska, horisontella belastningen i vattenlinjen blir  $k_j = 256 \text{ kN/cm}$ . En momentbelastad påle uppträder dock enligt Blums /2/ modell olineärt, varför den erhållna stödstyvheten endast håller streck för dynamiska belastningar och för små statiska belastningar. Vid stora statiska belastningar minskar fundamentkoefficienterna ungefär enligt figur 5.

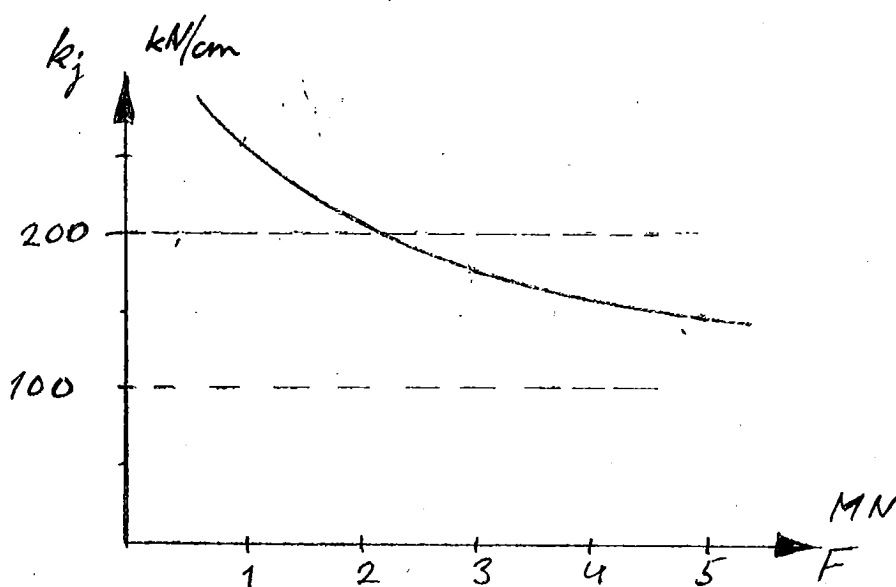


Fig. 5 Konstruktionens fjäderkonstant mot iskraften som funktion av kraften.

### 2.3 Belastningsfunktioner

Utgående från stödstyvheten i punkt 2.2 uppskattades de största iskrafterna, som förekommit. Den största förskjutningen  $\delta_j = 20 \text{ cm}$  motsvaras av kraften  $F_j = 3,5 \text{ MN}$ , medelförskjutningen av  $10 \text{ cm}$  motsvaras av kraften  $F_j = 2,1 \text{ MN}$ , enligt iakttagelser, som gjordes den 24 mars.

Då man räknar med de uppmätta istjocklekarna 53 och 90 cm, får man isens genomsnittsliga brottspänning på projektiionsytan  $\sigma_M = 350 \text{ N/cm}^2$ . Denna är kännbart högre än det

för motsvarande temperatur- och salthaltsförhållanden i litteraturen /4, 5/ givna värdet  $\sigma_M = 200 \text{ N/cm}^2$ . Orsaken är troligtvis att det i isens medeltjockleksområde, då isen pressas mot fyren, bildas ett tredimensionellt tryck; hydrostatiskt tryck, som isen motstår bättre än enaxialt tryck. Då spänningsgradienten från mitten mot kanternas  $\sigma_z$ -nollspänning har blivit tillräckligt stor, inträffar brottet varvid isens tryckkraft mot basröret helt upphör. På så sätt kan den genomsnittliga radialspänningen  $\sigma_r$  stiga enligt fördelningen i figur 6.

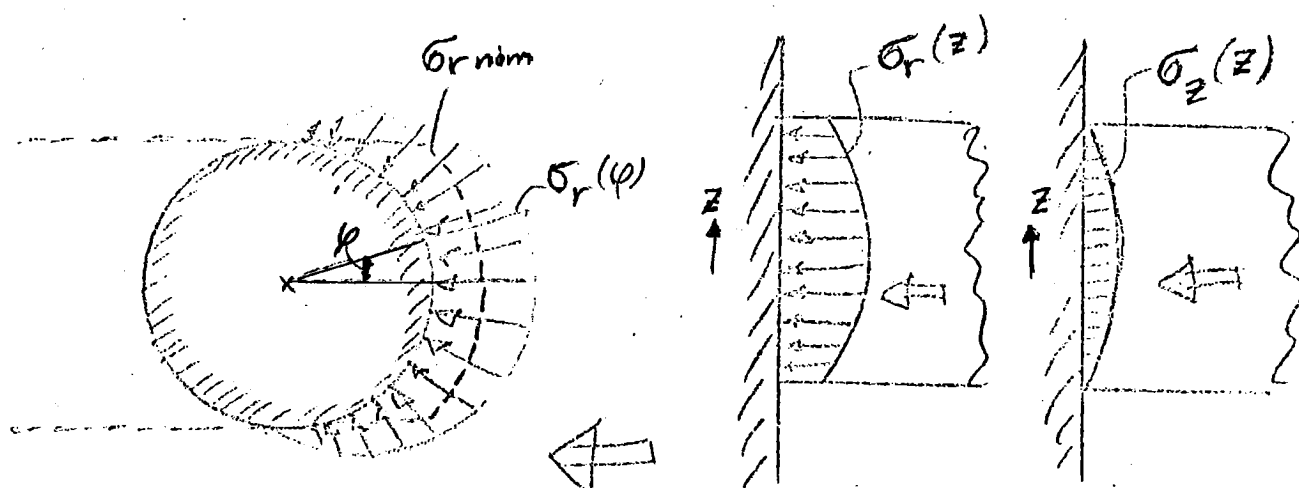


Fig. 6 Spänningsfördelningen i isen, som trycker mot fyren.

I likhet med förskjutningsfunktionen (figur 4) bestämdes en kraftfunktion (figur 3), som ger mätresultatsenliga förskjutningar i kraftens verkningspunkt d.v.s. i isplanet. Kraftens absoluta storlek är en statistisk storhet. I datamaskinskörningarna har man använt  $F_o + F_h = 2,0 \text{ MN}$  som ett maximalt kraftvärde, med vilket man kan jämföra andra belastningskraftsamplituder. Om kraftens frekvens har varit över 2 Hz har man, som ovan förklarats, använt ett kraftmedeltal av 1,0 MN, medan svängningsandelen har minskat till värdet  $\pm 0,5 \text{ MN}$  eller  $\pm 0,25 \text{ MN}$  av den orsaken att fyren vid en snabb svängning inte hinner tillbaka till utgångsläget. I litteraturen /5/ har liknande kraftfunktioner framförts.

Iskraftens frekvens antages alltid vara i resonans med konstruktionens frekvens. Man kan alltid finna en kombination av isens hastighet, tjocklek och brotthållfasthet, som ger upphov till en sådan frekvens åt iskraften, att den kommer i resonans med en pelare av given styvhet och bredd. Situationen kan åskådliggöras med figur 7. På isens brottkraft inverkar, enligt formel (10), isens brottspänning  $\sigma_M$  och isens tjocklek  $h$ , fyrens fjäderkonstant  $k$  mot iskraften samt fyrens diameter  $d$  i isplanet.

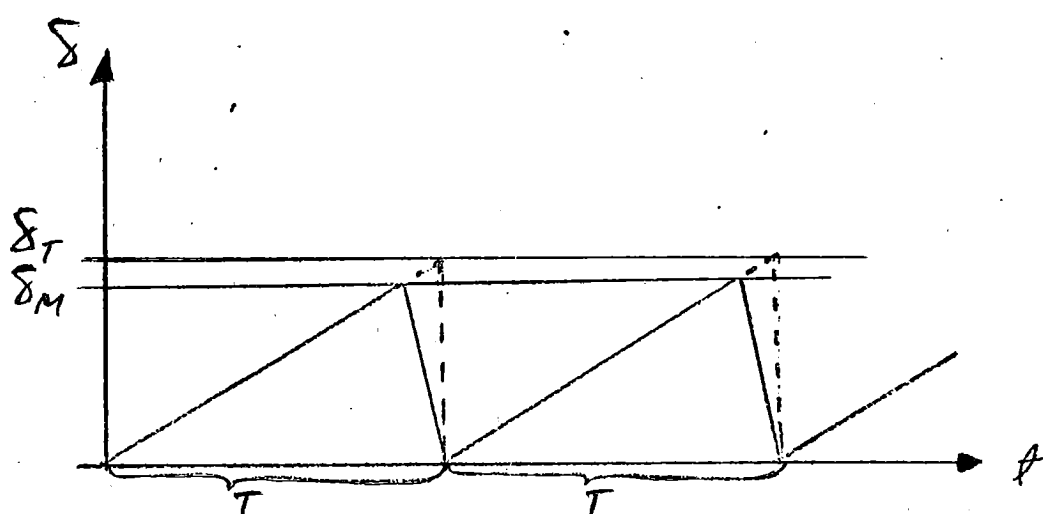


Fig. 7 Idealiserad förskjutningafunktion i iskraftens verkningspunkt. Returrörelsen är snabb  $\delta_M \approx \delta_T$

$$F_m = k \cdot \delta_M = \sigma_M \cdot h \cdot d \quad (10)$$

Brottböjningen  $\delta_M$  kan beräknas ur perioden  $T$  eller ur frekvensen  $f_j$  och isens rörelsehastighet  $v$ .

$$\delta_T = v \cdot T = \frac{v}{f_j} \approx M \quad (11)$$

Ur formlerna 10 och 11 följer resonansvillkoret

$$f_j \approx \frac{k \cdot v}{\sigma_m h d} \quad (12)$$

Mätresultaten bekräftar formlerna 12 och 13. Genom att insätta mätresultaten av den 21.12.73

$$\left\{ \begin{array}{l} v = 200 - 300 \text{ m/timme } (5,65 \dots 8,33 \text{ m/s}) \\ h = 55 \text{ cm eller} \\ h = 10 \text{ cm} \\ \sigma_M = 350 \text{ N/cm}^2 \quad (T = -16^\circ\text{C}) \\ k = 256 \text{ kN/cm} \\ d = 110 \text{ cm} \end{array} \right.$$

i formel 13 fås

$$\begin{array}{ll} f_j < 0,67 \dots 1,01 \text{ Hz} & (h = 55 \text{ cm}) \\ f_j < 3,70 \dots 5,54 \text{ Hz} & (h = 10 \text{ cm}) \end{array}$$

Den tjockare isens kraftfrekvens sammanfaller med fyrens I:sta egenfrekvens 0,85 Hz och den tunnare isens frekvens sammanfaller med den II:dra egenfrekvensformen 3,85 Hz. (Returrörelsen har en större förminskande inverkan på de högre frekvenserna)

#### 2.4 Dämpningens storlek

Som utgångspunkt för dämpningens storlek användes den av Kemi I:s mätresultat erhållna relativa dämpningskoefficienten för den första egenformen  $\zeta_1 = 10$ . Med hjälp av denna beräknades de med styvheten eller massan jämförbara dämpningstermerna i formel (4). Genom att variera  $\alpha = 0,001 \dots 0,04$  och  $\beta = 0,2 \dots 4,4$  kom den matematiska modellens dämpning att motsvara det vid mätningarna konstaterade dämpningsbeteendet, bilaga 7.

I synnerhet för analysen av den ledade fyrens överdel, var det nödvändigt att direkt använda de olika huvudformernas relativa dämpningskoefficienter för insättning i formel (9). Den observerade starka dämpningsinverkan, som var en följd av isens brottarbete, försökte man förverkliga i datamaskinsprogrammet genom att använda stora relativa dämpningskoefficienter, av storleksordningen 0,5,

för de huvudformer, i vilka rörelsen i isplanet är stor. Å andra sidan kunde andelen av den ledade överbyggnadens inbyggda stötdämpare uppmärksammas med hjälp av lämpliga dämpningskoefficienter i de huvudformer, i vilka den ledade delens rörelser var stora.

### 3. RESULTAT AV DEN DYNAMISKA ANALYSEN

#### 3.1 Allmänt

Utgående från den databehandlade dynamiska analysens resultatlistor, är i tabell I de viktigaste resultaten från de olika konstruktionerna sammanställda.

|            | $\delta_1$ | $\delta_5$ | $\ddot{\delta}_1$ | $\ddot{\delta}_5$ | $\sigma_y$         | $\sigma_a$         | F              |
|------------|------------|------------|-------------------|-------------------|--------------------|--------------------|----------------|
|            | cm         | cm         | g                 | g                 | kN/cm <sup>2</sup> | kN/cm <sup>2</sup> | MN             |
| Kemi I     | 45/-23     | 10,1/-1,5  | 2,2               | 4,0               | 33                 | 22                 | 1,0 $\pm$ 1,0  |
| Kemi IN/IR | 33/-10     | 7,6/0,1    | 0,12              | 4,5               | 7,0                | 16                 | 1,0 $\pm$ 1,0  |
| Kemi IN/2R | 14,1/8,8   | 7,4/-0,0   | 0,09              | 4,8               | 7,0                | 16                 | 1,0 $\pm$ 1,0  |
| Kemi IN/3R | 14,0/14,0  | 5,1/2,8    | 0,06              | 1,2               | 7,0                | 11                 | 1,0 $\pm$ 0,25 |
| Kemi II    | 86/-60     | 10,8/3,0   | 8,4               | 2,1               | 37                 | 23                 | 1,0 $\pm$ 1,0  |
| Reunam. 3  | 45/-30     | 8,3/-0,3   | 21                | 9,0               | 25                 | 20                 | 1,0 $\pm$ 0,5  |

Tabell I. Resultat av den dynamiska analysen ( $\delta_1$  = toppens förskjutning,  $\ddot{\delta}_1$  = toppens acceleration,  $\delta_5$  = förskjutningen i isplanet,  $\ddot{\delta}_5$  = accelerationen i isplanet,  $\sigma_y$  = överbyggnadens maximispänning,  $\sigma_a$  = basrörets maximispänning, F = iskraftens storlek, N/IR = ledtypen/1-formens resonans, N/2R = ... )

Alla värden i tabell I är maximivärden efter det iskraften upprepats minst fyra gånger i resonansläget. Storleken av dämpningen, för Kemi I, Kemi II och randmärket, har varit  $\alpha = 0,001$  och  $\beta = 1,1$ , varvid den första formens dämpning motsvarar mätresultatet, medan den andra formens och de högre formernas dämpning är mindre än i verkligheten. Denna inverkan har beaktats i respektive resultat genom att, som slutligt resonanstillstånd, taga värdena efter fyra svängningar fastän flere på varandra följande belastningspulser skulle öka värdena med 20 %.

I den ledade versionen av Kemi I har man direkt tagit en egen relativ dämpning för varje huvudform  $\gamma_1=0,2$ ,  $\gamma_2=0,5$ ,  $\gamma_3=0,5$ ,  $\gamma_4=0,1$ ,  $\gamma_5=0,1$ . Dämpningen av den första och andra formen beror främst på ledkonstruktionens stötdämpare. Den tredje formens dämpning är dämpningen genom isens brottkraftsarbete och de högre formernas dämpning består av både hydrodynamisk dämpning och konstruktionens inre dämpning.

### 3.2 Kemi I

Av resultaten kan konstateras att toppens förskjutning stigit till 45 cm och accelerationen till 2,2 g redan med en kraft av  $1,0 \pm 1,0$  MN. Härvid blir överbyggnadens största spänning  $33 \text{ kN/cm}^2$ . Spänningen i den nedre delen blir  $22 \text{ kN/cm}^2$ . Med en flygplansaccelerationsmätare, som ständigt registrerar accelerationerna, har man mätt accelerationer av 3,2 g för toppen. Detta motsvarar en i resonans varande kraft av storleken 2,9 MN. Om man kan anse att mätarens värden är trovärdiga, orsakar redan denna kraft att basrörets sträckspänning överskrider. I praktiken sprack först svetsfogen mellan basröret och konen, på en höjd av + 5,2 m, sedan gav betongfogen mellan konen och röret till överbyggnaden vika, då betongen smulades sönder och gnedts bort. Fogen hade blivit lös redan i ett mycket tidigt skede, ty vid mätningarna 1973-12-21 /3/ kunde en plötslig pikartad acceleration iakttas, då röret till överbyggnaden slog mot betongen på grund av den lösa fogen. Det genomsnittliga maximitrycket i betongfogen stiger till värdet  $600 \text{ N/cm}^2$  med en 2,0 MN kraft. Då fogen är lös ökar spänningen märkbart. Den nedre delens största spänning stannar vid värdet  $22 \text{ kN/cm}^2$  med en kraft av 2,0 MN. Detta värde innehåller ett dynamiskt tillskott av 33% jämfört med motsvarande statiska belastning.

Då man undersöker inverkan av den största möjliga kraft, som kan förekomma i resonansläget vid 100 cm tjock fastis  $F = 3,4 \text{ MN}$  (isens brottgräns =  $300 \text{ N/cm}^2$ ), kan man konstatera att överbyggnaden är alldeles för svag och att spänningarna i den nedre delen överstiger utmattningshållfastheten och understiger sträckhållfastheten med endast 10 %.

### 3.3 Kemi I ledmekanismfyr

För att minska påfrestningarna på överbyggnaderna till Kemi I, avskäres det fasta sambandet mellan överbyggnade och den nedre delen enligt bilaga 5. Härvid får, under inverkan av iskrafterna, den nedre delen svänga oberoende av överbyggnaden. Via fjädrarna förmedlas bara en liten del av iskrafterna till överbyggnaden. Fjädrarnas huvudsakliga uppgift är att centrera överbyggnaden i förhållande till basröret. Egenfrekvensvärdena för överbyggnaden bestäms i huvudsak av fjädringen, som kan vara så slapp att överbyggnadens egenfrekvenstal blir mindre än en fjärdedel av underdelens egenfrekvenstal. Då man dessutom, förutom fjädrarna, installerar stötdämpare, kan man minska överbyggnadens vibrationer med ett steg jämfört med den nedre delen.

Överbyggnadens första egenform är av typen horisontell rörelse. Den andra formen är av typen rotation och först den tredje formen och de högre formerna är sådana att den nedre delen rör sig medan överbyggnaden praktiskt taget står stilla, figur 8. Egenfrekvenserna beror av fjädrarnas styvhet samt av ledstavarnas tvärsnittsyta, längd och inbördes avstånd. Typiska värden är givna i figur 8.

Ur resultaten av den dynamiska analysen kan man konstatera, att toppens förskjutning i resonansläget nästan är densamma som i den ursprungliga konstruktionen Kemi I, men att accelerationen bara är 6 % av tidigare värden. Accelerationen är mindre än vad den direkta amplituden och frekvensförhållandet förutsätter, vilket beror på att de höga vibrationerna, som uppkommer då isen bryts, inte förmedlas till överbyggnaden.

I den ledade versionen av Kemi I har man direkt tagit en egen relativ dämpning för varje huvudform  $\gamma_1=0,2$ ,  $\gamma_2=0,5$ ,  $\gamma_3=0,5$ ,  $\gamma_4=0,1$ ,  $\gamma_5=0,1$ . Dämpningen av den första och andra formen beror främst på ledkonstruktionens stötdämpare. Den tredje formens dämpning är dämpningen genom isens brottkraftsarbete och de högre formernas dämpning består av både hydrodynamisk dämpning och konstruktionens inre dämpning.

### 3.2 Kemi I

Av resultaten kan konstateras att toppens förskjutning stigit till 45 cm och accelerationen till 2,2 g redan med en kraft av  $1,0 \pm 1,0$  MN. Härvid blir överbyggnadens största spänning  $33 \text{ kN/cm}^2$ . Spänningen i den nedre delen blir  $22 \text{ kN/cm}^2$ . Med en flygplansaccelerationsmätare, som ständigt registrerar accelerationerna, har man mätt accelerationer av 3,2 g för toppen. Detta motsvarar en i resonans varande kraft av storleken 2,9 MN. Om man kan anse att mätarens värden är trovärdiga, orsakar redan denna kraft att basrörets sträckspänning överskrides. I praktiken sprack först svetsfogen mellan basröret och konen, på en höjd av + 5,2 m, sedan gav betongfogen mellan konen och röret till överbyggnaden vika, då betongen smulades sönder och gnedes bort. Fogen hade blivit lös redan i ett mycket tidigt skede, ty vid mätningarna 1973-12-21 /3/ kunde en plötslig pikartad acceleration iakttas, då röret till överbyggnaden slog mot betongen på grund av den lösa fogen. Det genomsnittliga maximitrycket i betongfogen stiger till värdet  $600 \text{ N/cm}^2$  med en 2,0 MN kraft. Då fogen är lös ökar spänningen märkbart. Den nedre delens största spänning stannar vid värdet  $22 \text{ kN/cm}^2$  med en kraft av 2,0 MN. Detta värde innehåller ett dynamiskt tillskott av 33% jämfört med motsvarande statiska belastning.

Då man undersöker inverkan av den största möjliga kraft, som kan förekomma i resonansläget vid 100 cm tjock fastis  $F = 3,4 \text{ MN}$  (isens brottgräns =  $300 \text{ N/cm}^2$ ), kan man konstatera att överbyggnaden är alldeles för svag och att spänningarna i den nedre delen överstiger utmattningshållfastheten och understiger sträckhållfastheten med endast 10 %.

### 3.3 Kemi I ledmekanismfyr

För att minska påfrestningarna på överbyggnaderna till Kemi I, avskäres det fasta sambandet mellan överbyggnade och den nedre delen enligt bilaga 5. Härvid får, under inverkan av iskrafterna, den nedre delen svänga oberoende av överbyggnaden. Via fjädrarna förmedlas bara en liten del av iskrafterna till överbyggnaden. Fjädrarnas huvudsakliga uppgift är att centrera överbyggnaden i förhållande till basröret. Egenfrekvensvärdena för överbyggnaden bestäms i huvudsak av fjädringen, som kan vara så slapp att överbyggnadens egenfrekvenstal blir mindre än en fjärdedel av underdelens egenfrekvenstal. Då man dessutom, förutom fjädrarna, installerar stötdämpare, kan man minska överbyggnadens vibrationer med ett steg jämfört med den nedre delen.

Överbyggnadens första egenform är av typen horisontell rörelse. Den andra formen är av typen rotation och först den tredje formen och de högre formerna är sådana att den nedre delen rör sig medan överbyggnaden praktiskt taget står stilla, figur 8. Egenfrekvenserna beror av fjädrarnas styvhet samt av ledstavarnas tvärsnittsyta, längd och inbördes avstånd. Typiska värden är givna i figur 8.

Ur resultaten av den dynamiska analysen kan man konstatera, att toppens förskjutning i resonansläget nästan är densamma som i den ursprungliga konstruktionen Kemi I, men att accelerationen bara är 6 % av tidigare värden. Accelerationen är mindre än vad den direkta amplituden och frekvensförhållandet förutsätter, vilket beror på att de höga vibrationerna, som uppkommer då isen bryts, inte förmedlas till överbyggnaden.

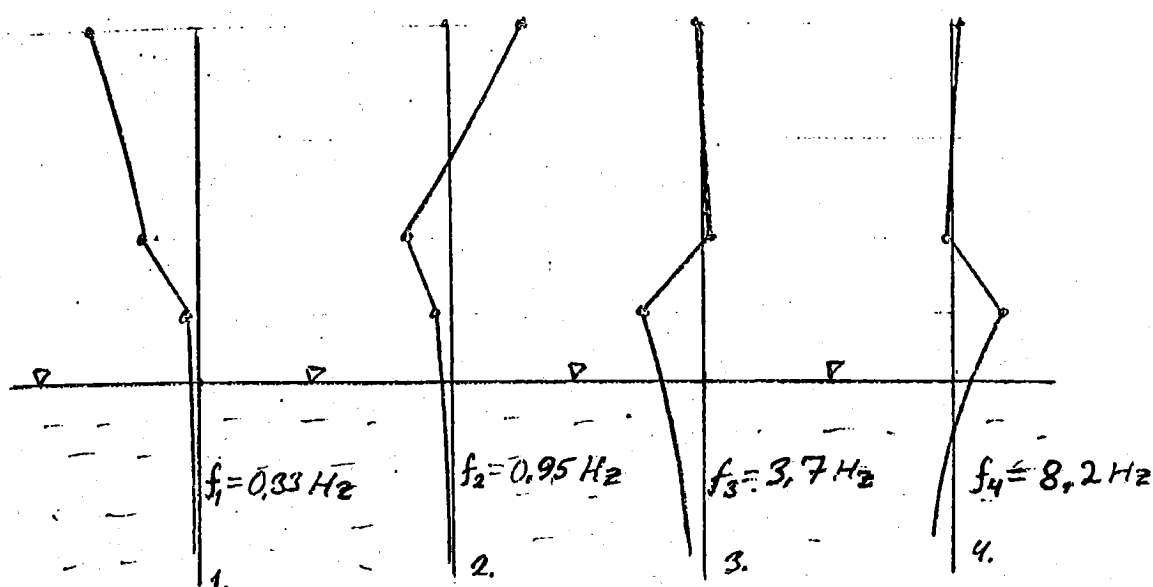


Fig. 8 Den ledade fyrens egenformer.

I den andra formen svänger den ledade fyrens topp bara  $\pm 3$  cm i resonansläget och i de högre formerna knappast alls. Överbyggnadens acceleration stannar vid ett värde av ca  $1/10$  g, fastän accelerationen i isranden är över 4 g.

Med den ursprungliga Kemi I:s måttsättning stannar överbyggnadens spänningar i alla situationer vid ett värde av enast  $7,0 \text{ kN/cm}^2$ . Likaså minskar betongfogens inspänningsmoment till ett värde av 0,21 gånger det ursprungliga värdet.

Den nedre delens belastningar minskar och närmar sig motsvarande värden för den statiska belastningen. Detta beror på att den nedre delens dynamiska tillskott av 33 % till belastningen i huvudsak berodde på överbyggnadens tröghetskrafter, vilka inte nu kan öka och inte heller förmedlas via fjädringen.

### 3.4 Kemi II

Av Kemi II:s resultat kan man konstatera att toppens rörelse ökar häftigt, förskjutningen närmar sig en meter och accelerationen stiger över 8 g. Överbyggnadens spänningar stiger redan med en pulserande kraft av 2,0 MN över materialets brottspänning. Den nedre delens böjspänningar blir mindre än för Kemi I.

### 3.5 Randmärkena

Överbyggnadens spänningar på det i Bottenhavet brustna randmärket 1 A översteg redan med små belastningskrafter materialhållfastheten. I tabell I är resultaten endast för den nya överbyggnadskonstruktionen givna, se bilaga 6. I resonansläget blir toppens förskjutning och acceleration stor, men överbyggnadens spänningar förblir dock under materialets utmattningshållfasthet.

Med den nya konstruktionen är den minsta egenfrekvensen 3,1 Hz och det är osannolikt att en så snabbt uppträdande kraftvariation som  $\pm 0,5$  MN kan förekomma. Detta förutsätter ett över 40 cm tjockt istäcke vid randmärket. För tjockare isar kan kraften vara större, men frekvensen blir enligt litteraturen /5/ under 1,7 Hz, varvid belastningarna på randmärkenas överbyggnader kännbart minskar från värdena i tabell I.

#### 4. KONSTRUKTIONSFÖRSLAG TILL ÖVERBYGGNADERNA

##### 4.1 Ledmekanismfyrens överbyggnad

För att minska påfrestningarna på överbyggnaden och dämpa vibrationerna avskäres det fasta sambandet mellan överbyggnaden och den nedre delen. Överbyggnaden placeras enligt bilaga 5 på nedre delen och står enbart på fyra ledade stavar. Dessa stavar bildar en parallelepipedmekanism, som gör att överbyggnaden står upprätt oberoende av den vågräta rörelsen. Överbyggnaden centreras, i förhållande till den nedre delen, av fjädrar, som kan vara mycket slappa. Fordran är att den statiska stabiliteten bibehålles. Minimifjäderkonstanten kan beräknas ur formeln

$$k = \frac{M \cdot g}{l}, \quad (14)$$

där  $M$  = överbyggnadens massa

$g$  = jordens dragningskrafts acceleration

$l$  = de ledade stavarnas längd

Då  $l = 4.7$  m och  $M = 60000$  kg följer minimivärdet

$$k = k_{\min} = 1,25 \text{ kN/cm}$$

I praktiken måste man taga en tillräcklig säkerhet med tanke på den statiska stabiliteten. Säkerhetsfaktorn blir 4 då man väljer fjäderkonstanten  $k = 5,0$  kN/cm. Härvid förskjuter en vindstyrka av 100 km/h överbyggnaden knappt 5 cm.

Genom de ledade stavarnas axialkrafter förmedlas momentet mellan överbyggnaden och den nedre delen. Det största värdet för momentet, vid den dynamiska analysen, är 0,40 MNm. Då stavarnas inbördes avstånd är  $2 \cdot 1,0$  m blir axialkraften 283 kN per stav. I den riktning, där påfrestningen är mindre, kommer en axialkraft på 400 kN att fördelas på två stavar. I helhetsbelastningen kommer ett tillskott av

en fjärdedel av överbyggnadens vikt 150 kN. Då man kräver en säkerhetsfaktor på 1,5 för konstruktionens massabelastning och en säkerhetsfaktor på 4 för den dynamiska belastningen kommer man till en måttsättningskraft av 1350 kN per stav. Härvid blir säkerhetsfaktorn för vindkraftens moment 5,6.

Då man väljer en sträckhållfasthet på  $40 \text{ kN/cm}^2$  för stavmaterialet får man följande fordringar på tvärsnittsytorna.

$$A > 34 \text{ cm}^2 \quad (\text{Sträckhållfasthet})$$

$$I > 1440 \text{ cm}^4 \quad (\text{Stukning})$$

Till exempel ett rör  $\varnothing 200/186$

$$A = 42,4 \text{ cm}^2$$

$$I = 1980 \text{ cm}^4$$

Eller ett fyrkantigt rör  $\varnothing 180 \times 180 \times 6,3$

$$A = 42,8 \text{ cm}^2$$

$$I = 2120 \text{ cm}^4$$

uppfyller de krävda fordringarna. Ett rörs massa kommer då att vara 157 kg.

I rörets ändar fastsätts kuller från 150 tons hydraulcylindrar.

Ledmekanismfyrens två första egenformer för vibrationerna är närmast en horisontalrörelse och rotation av överbyggnaden, figur 8. För att dämpa dessa behövs stötdämpare, pararellt med fjädrarna. Dämpningsförmågan bör vara av samma storleksklass, som den energi som lagrats i fjädrarna, max 10 kNm. Å andra sidan bör det finnas en tryckbegränsningsventil, som hindrar dämparnas kraft att växa vid den tredje och de högre egenformernas snabba rörelser.

Dessa fordringar uppfylles t.ex. av en vätskestötdämpare av typen ENIDINE LH 3S, som har följande värden

|                  |                   |
|------------------|-------------------|
| Slaglängd        | 152 mm            |
| Dämpningsförmåga | 23,4 kNm ställbar |
| Hastighetsområde | 0,5 ... 4 m/s     |
| Max. kraft       | 200 kN            |

Överbyggnadens och den nedre delens relativa rörelse blir med kraften  $F = 1,0 \text{ MN}$  i resonansläget i den första egenformen 16 cm, i den andra formen 8 cm och i den tredje och de högre formerna mindre än 3 cm. Om man blir tvungen att förstärka den nedre delen minskar den relativa rörelsens storlek. En stoppare förhindrar fjäder-stötdämparsystemet från att gå sönder ifall rörelsen blir för stor eller om t.ex. en packisvall eller en hög våg når ända upp till överbyggnaden. Härvid blir sambandet mellan överbyggnaden och den nedre delen fast, då kraften via stopparen förmedlas direkt till basröret från överbyggnaden. Ledstavarna håller för den resulterande kraften på 530 kN, som verkar på en höjd av 3 m ovanför ledstavens övre led.

Belastningarna i fogen mellan överbyggnaden och den nedre delen minskar i ledmekanismkonstruktionen till en femtedel av motsvarande belastningar för Kemi I. Härvid minskar yttrycket mot betongen så mycket att betongen torde hålla. Det oaktat är det säkrare att i fogen använda seg gjutplast, som inte bryts sönder. Ett enklare sätt är att svetsa fogen.

Kemi I:s överbyggnads 3,2 m breda översta del kan konstrueras exakt lika för ledmekanismfyren. Överbyggnadens stora massa är nu fördelaktig, ty den lugnar ner överbyggnadens rörelser, utan att med sina tröghetskrafter orsaka extra belastningar för grundröret eller basröret.

#### 4.2 Randmärkenas överbyggnad

För randmärkenas överbyggnader har man strävat till enkla former utan förtjockningar, som orsakar spänningstoppar, bilaga 6. Ljuskällan med batterier placeras i toppen av konstruktionen, delvis innanför röret. Radarreflektorn svetsas fast ovanpå röret.

Fogen mellan överbyggnaden och basröret göres så att fyllnadsbetongen ersättes med seg gjutplast eller så att delarna svetsas fast i varandra.

Ifall vägg tjockleken är tillräckligt stor behöver röret inte fyllas med gjutplast eller förstärkas för att motstå istrycket. Då man beräknar istryckets storlek med cylinderskalteorin, kommer man till ett ungefärligt värde för vägg tjockleken.

$$t = D/20 \quad (15)$$

Där D är rörets diameter. En diameter på 480 mm fordrar enligt detta en 24 mm:s vägg tjocklek.

## SAMMANDRAG

Iskrafternas inverkan på de av stål byggda fyrarnas och randmärkenas dynamiska beteende analyserades med hjälp av balkteorins elementmetod, genom att integrera huvudformernas motstånd.

Grundens infästningsstyvhet, dämpningsbeteendet och den pulserande iskraftsfunktionen bestämdes så, att hela systemets motstånd i datsmaskinsanalysen motsvarade de uppmätta iakttagelserna.

De dynamiska belastningarna i överbyggnaden till Kemi I överstiger, med de iskraftvärden som är att vänta, den konstruktiva hållfastheten. Praktiska exempel på detta visade sig vara att svetsfogen revs upp och att betongfogen gav vika. Den nedre delens påfrestningar ökade med en tredjedel i den dynamiska belastningen jämfört med motsvarandestatiska förhållande. Överbyggnadens rörelse är så kraftig att en bemanning av fyren är omöjlig och att ljuskällornas hållbarhet måste ifrågasättas.

Då man fogar samman överbyggnaden och grundkonstruktionen med en ledmekanism, minskar påfrestningarna på överbyggnaden och fogarna betydligt. Hållfasthetsproblem förekommer inte mera. Överbyggnadens rörelse är lugn och tillåter både bemanning och konventionella ljusanläggningar. Av den nedre delens påfrestning elimineras det dynamiska tillägget.

För Kemi II:s del är överbyggnaden fullständigt underdimensionerad för att kunna motstå dynamiska belastningar.

Randmärkenas ursprungliga överbyggnader är underdimensionerade för att kunna motstå dynamiska isbelastningar. I den förnyade konstruktionen finns inte delar, som skapar spänningskoncentrationer. Måttsättningen är gjord för att

stå emot en dynamisk utmattningskraft. Rörelsen i konstruktionens topp är häftig men hållfastheten är tillräcklig.

Underdimensioneringen av både stålfyrarna och randmärkena i Bottenviken beror på att man i de ursprungliga konstruktionsberäkningarna har antagit att iskrafterna endast verkar statiskt.

Den på balkelementmetoden baserade integreringen av fyrkonstruktionens motstånd, är en tillförlitlig metod att klarlägga inverkan av den dynamiska belastningen. En förutsättning är naturligtvis en tillräcklig kännedom om belastningskrafternas dämpning. Vad detta beträffar, finns det inte ännu tillräckligt mätresultat. Belastning och dämpning orsakad av drivisvallar, är t.ex. ännu helt okända i fyrkonstruktioner.

## 6. KÄLLITTERATUR

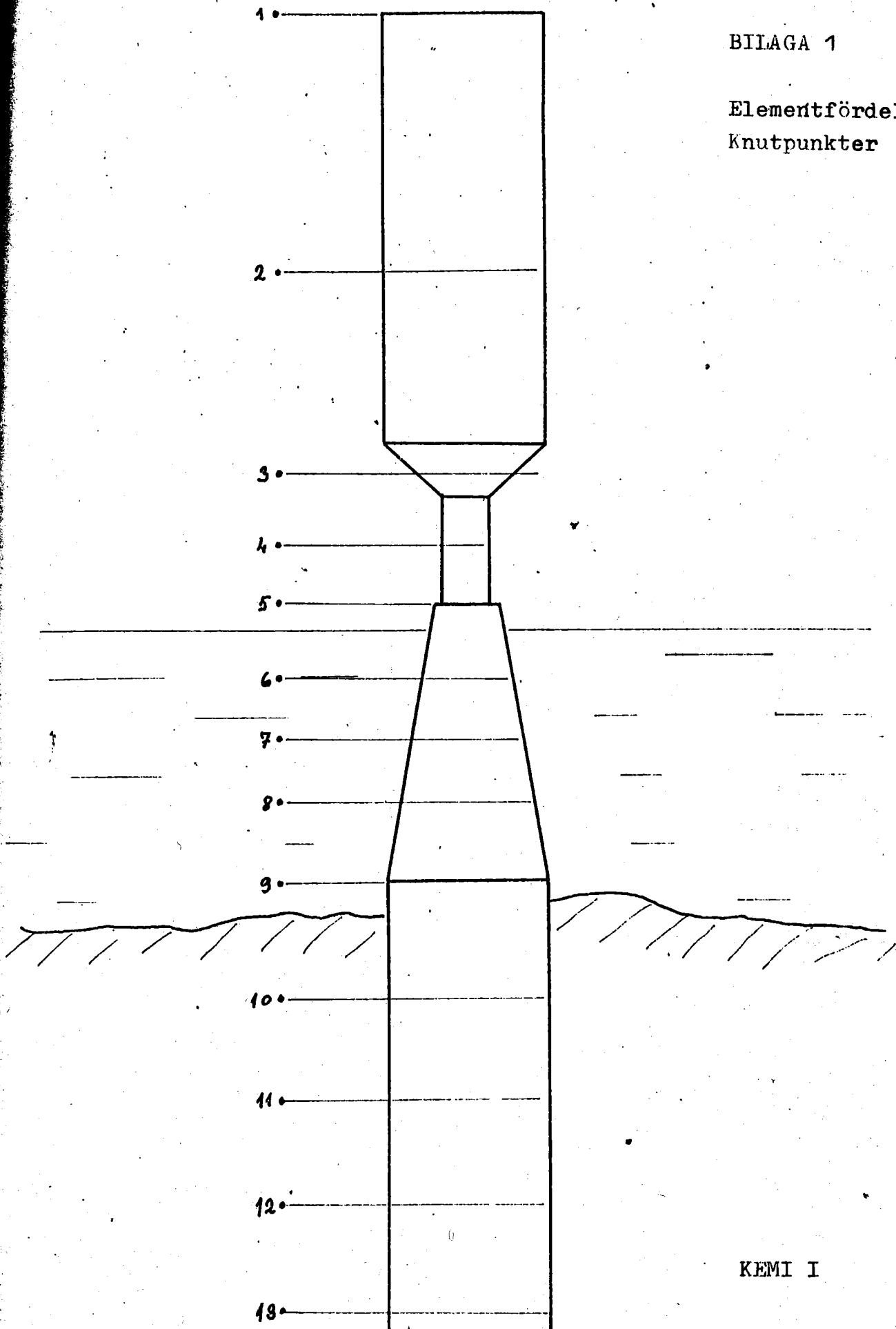
- 1 M. Rubinstein: Structural Systems - Statics, Dynamics and Stability, Prentice Hall 1970.
- 2 Blum: Wirtschaftliche Dalvenformen und ihre Berechnung, Die Bautechnik 10 (1932) H.5.
- 3 M. Määttänen: Tutkimus Perämeren teräsrakenteisten majakoiden ja reunamerkkien värähtelyistä, vaurioiden syistä ja rakenteellisesta lujuudesta. Oulun yliopisto/Merenkulkuhallitus, 1974-01-17.
- 4 Weeks, W and Assur A, The Mechanical Properties of Sea Ice, National Research Council of Canada, NRC No. 9851, March 1968.
- 5 Peyton H,R.: Sea Ice Forces, "Proceedings of Conference on Ice Pressure against Structures, Laval University, Quebec Nov. 1966, National Research Council Of Canada, Ottawa, NRC No 9851, March 1968.

## 7. BILAGOR

1. Kemi I elementfördelning
2. Kemi I/den ledade versionen elementfördelning
3. Kemi II elementfördelning
4. Det förnyade randmärkes elementfördelning
5. Den ledade fyrens överbyggnad
6. Randmärkets överbyggnad
7. Belasfningsfunktionen och motståndet för den ledade fyren i isranden
8. Toppens förskjutning Kemi I och den ledade fyren
9. Toppens acceleration Kemi I och den ledade fyren

BILAGA 1

Elementfördelning  
Knutpunkter

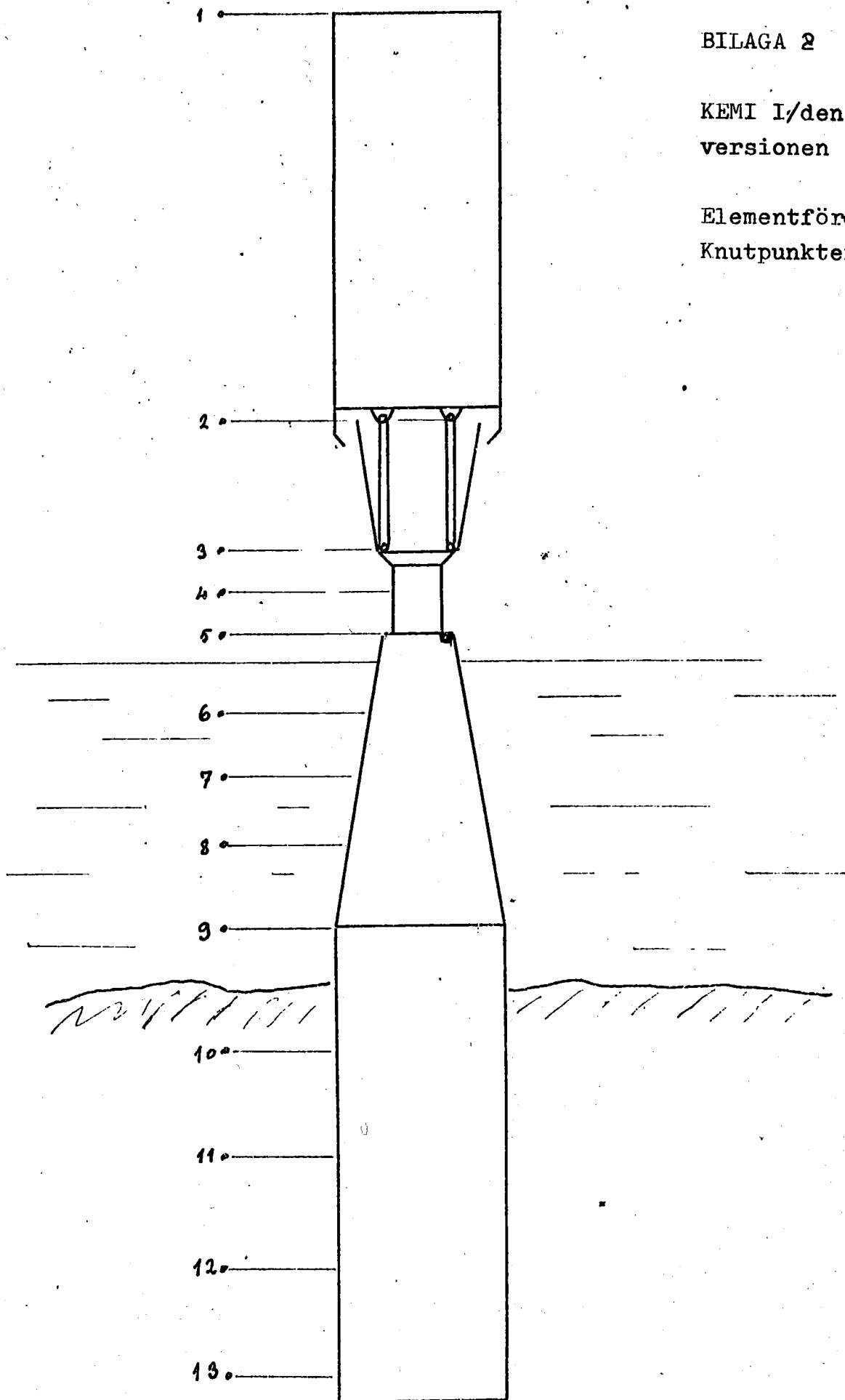


KEMI I

BILAGA 2

KEMI I/den ledade  
versionen

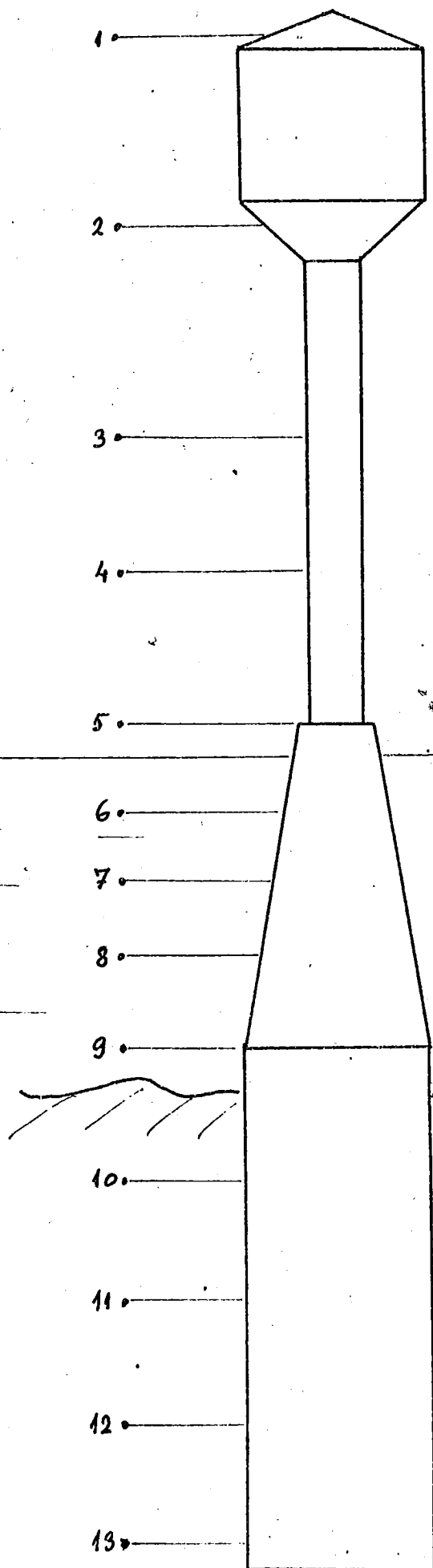
Elementfördelning  
Knutpunkter



BILAGA 3

KEMI II

Elementfördelning  
Knutpunkter

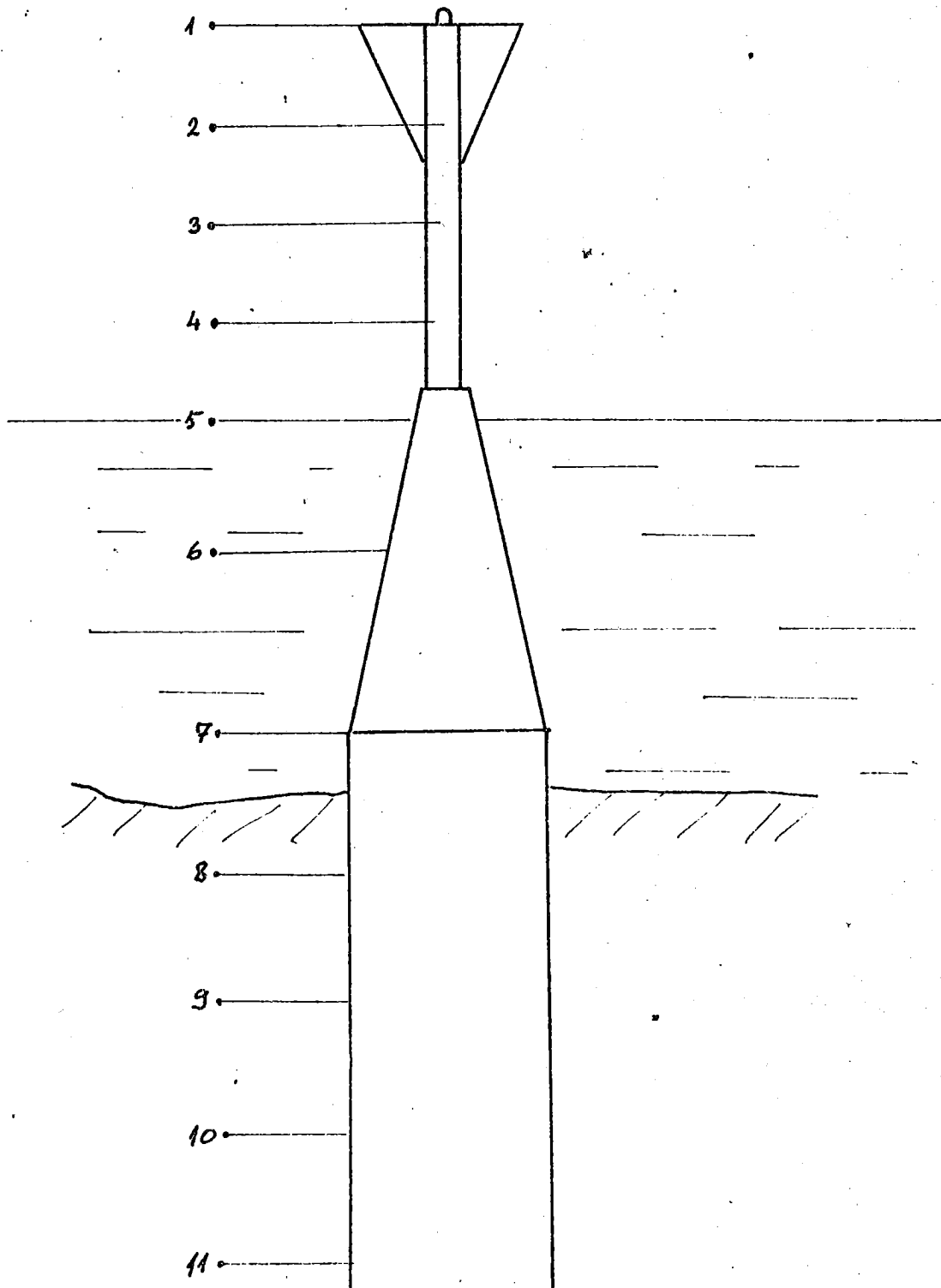


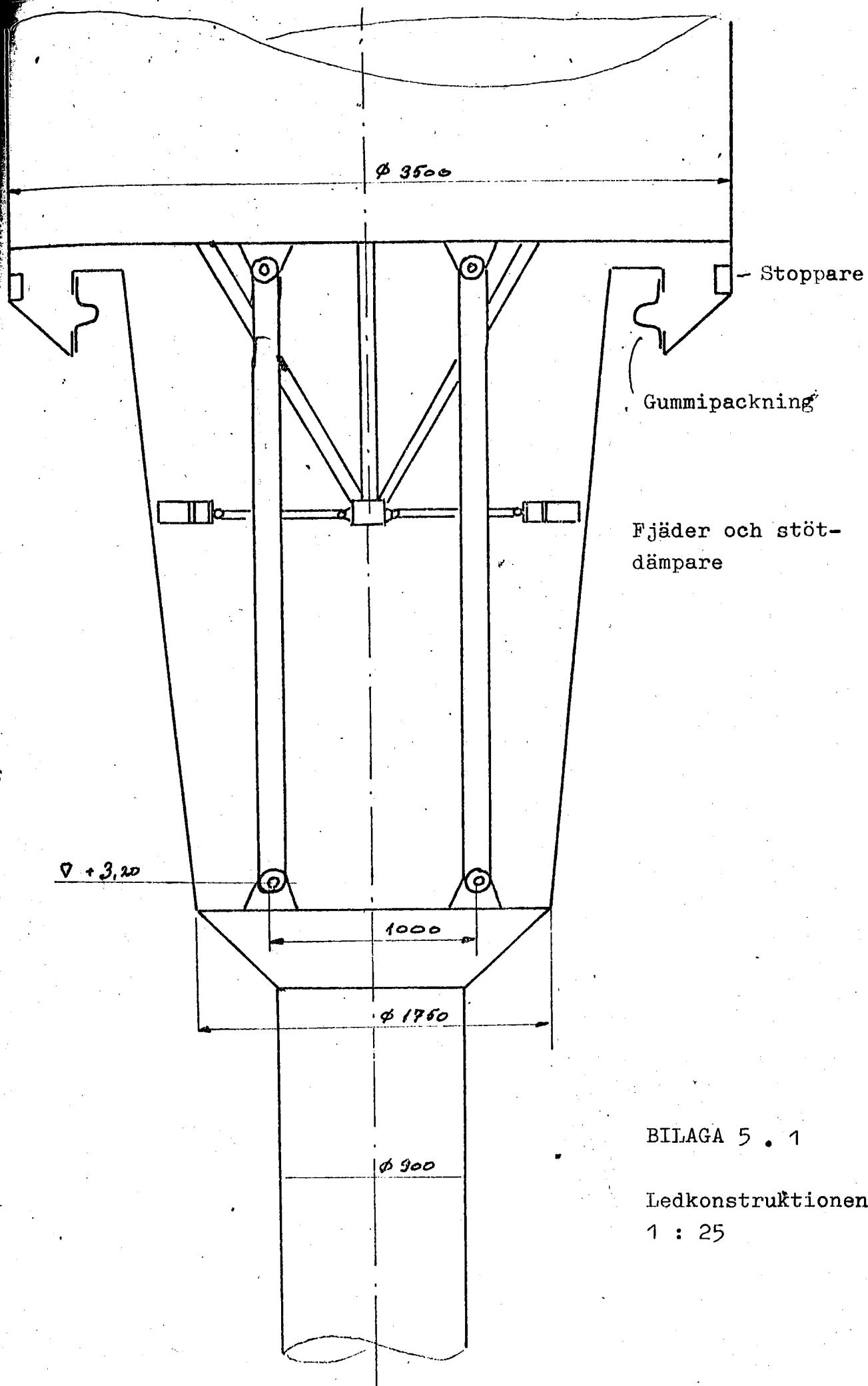
BILAGA 4'

Randmärket

Elementfördelning

Knutpunkter

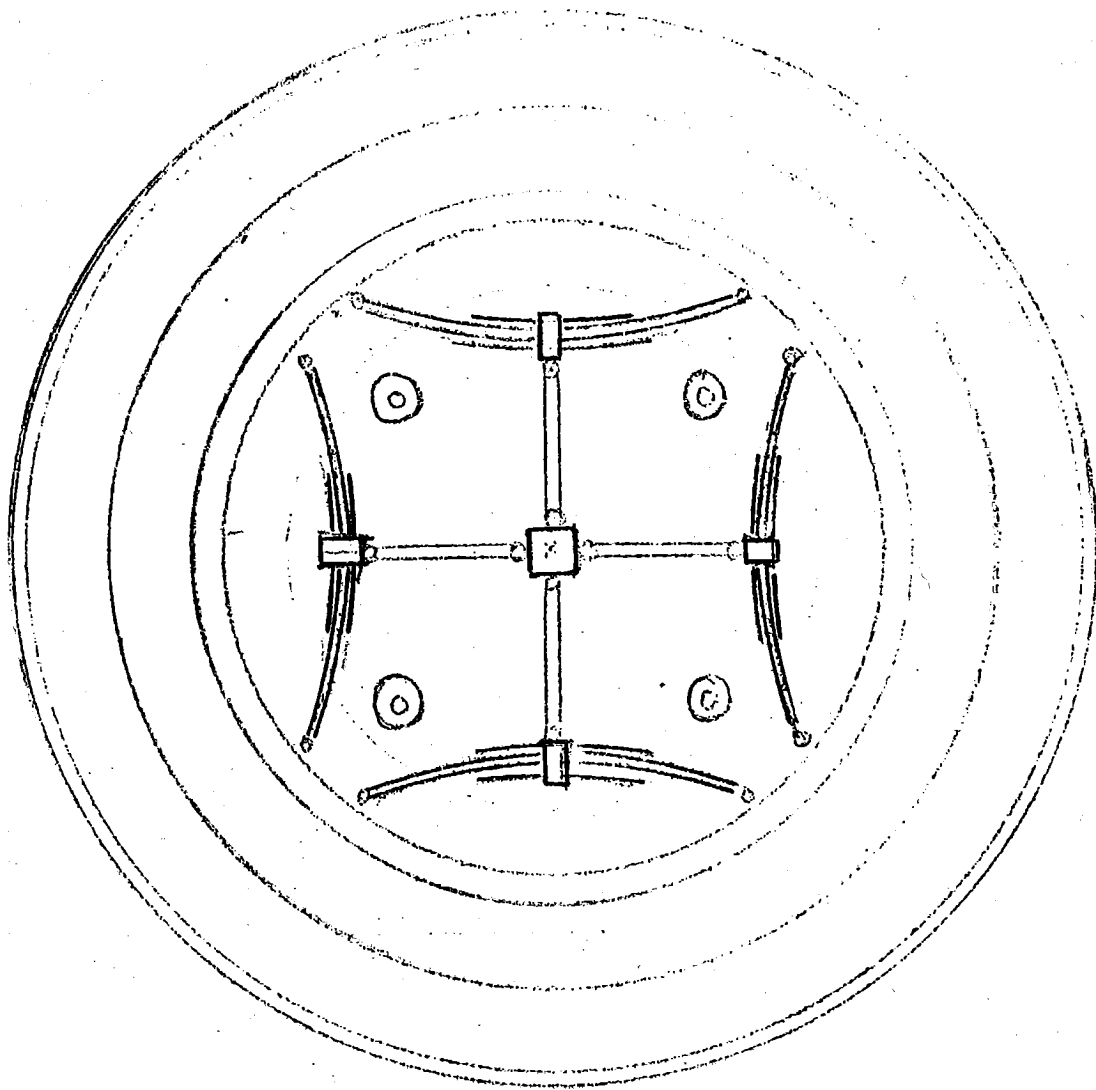




BILAGA 5 . 1

Ledkonstruktionen

1 : 25



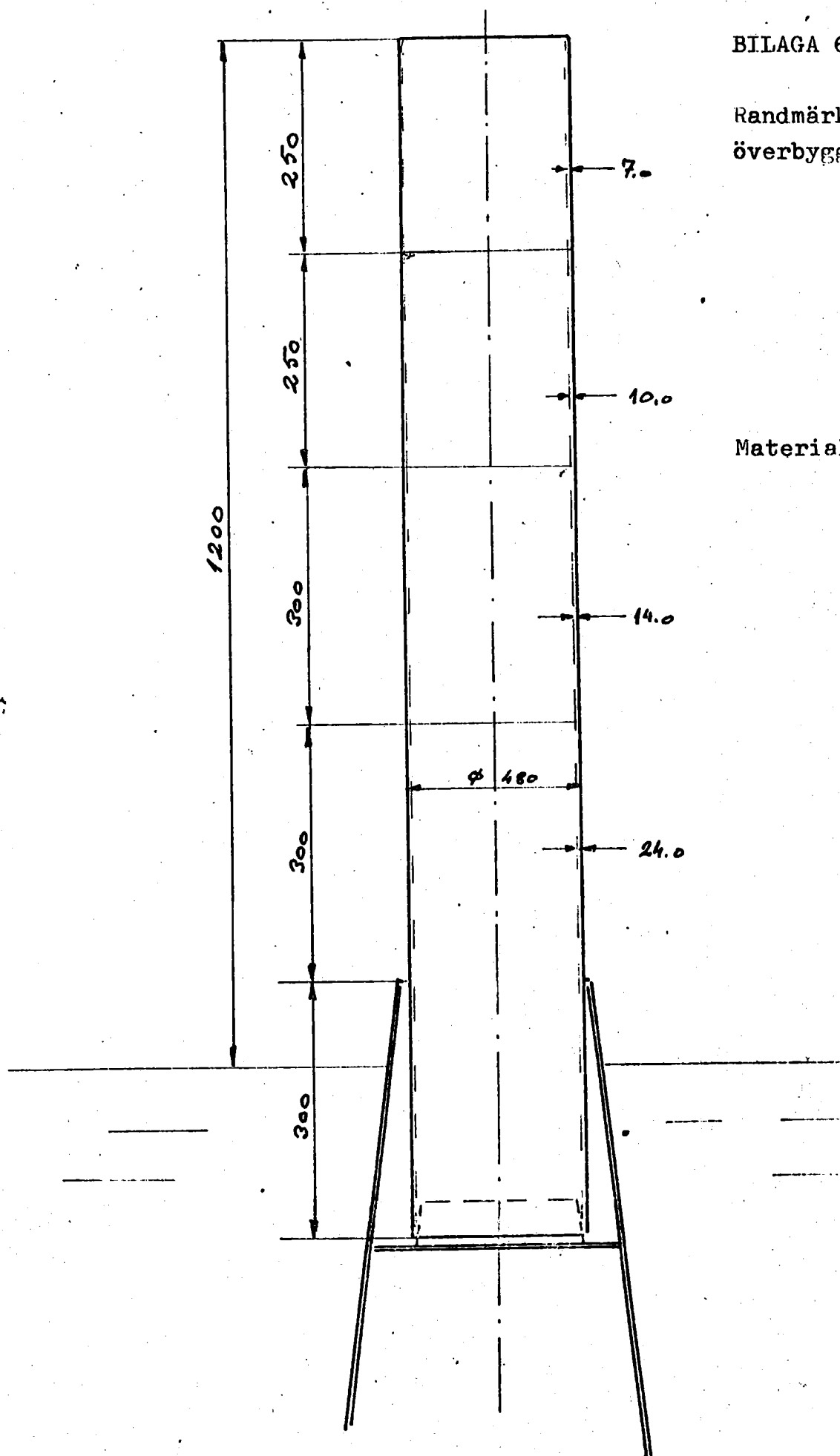
BILAGA 5.2

Ledkonstruktionen  
Fiskars/Sisu terräng-  
lastbils fjädring

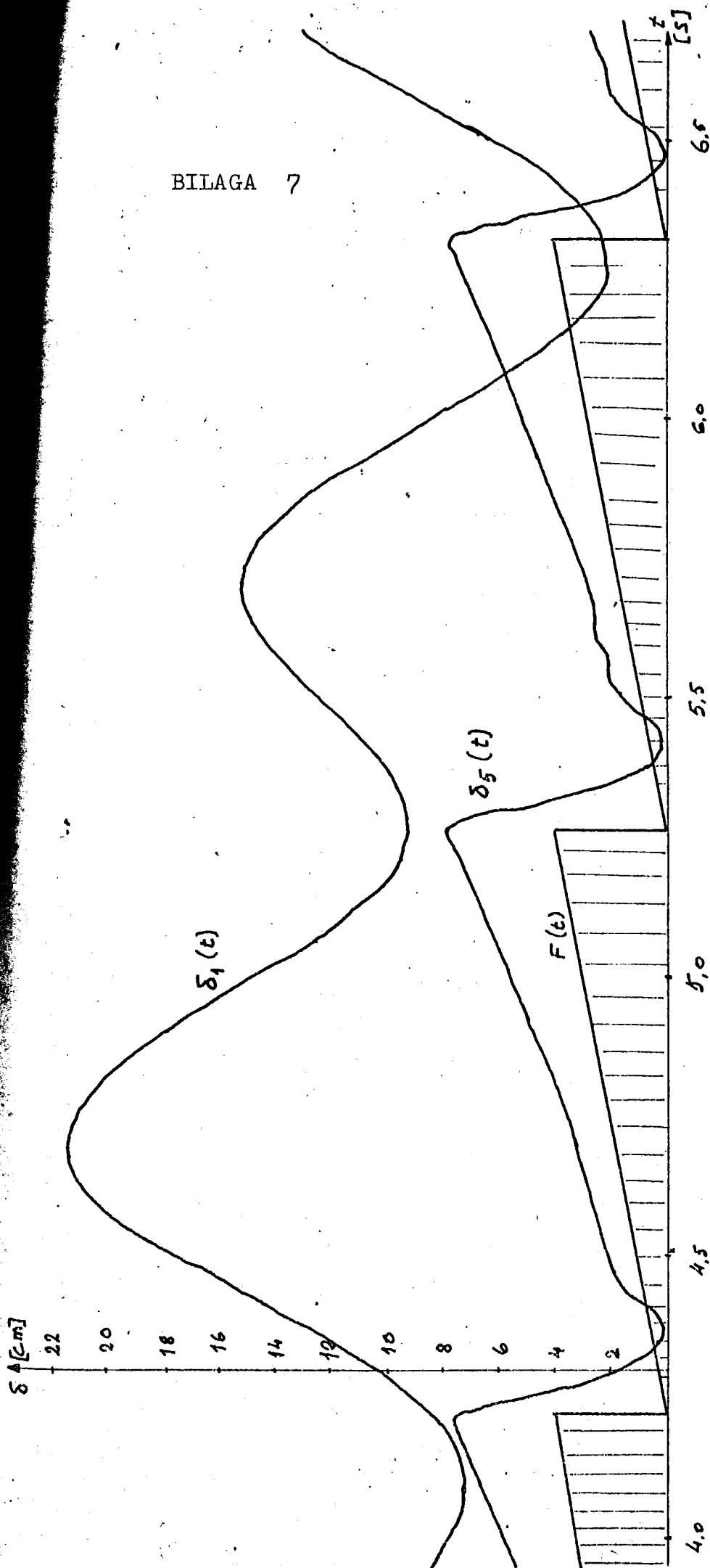
BILAGA 6

Randmärkets  
överbyggnad

Material: RAEX 425



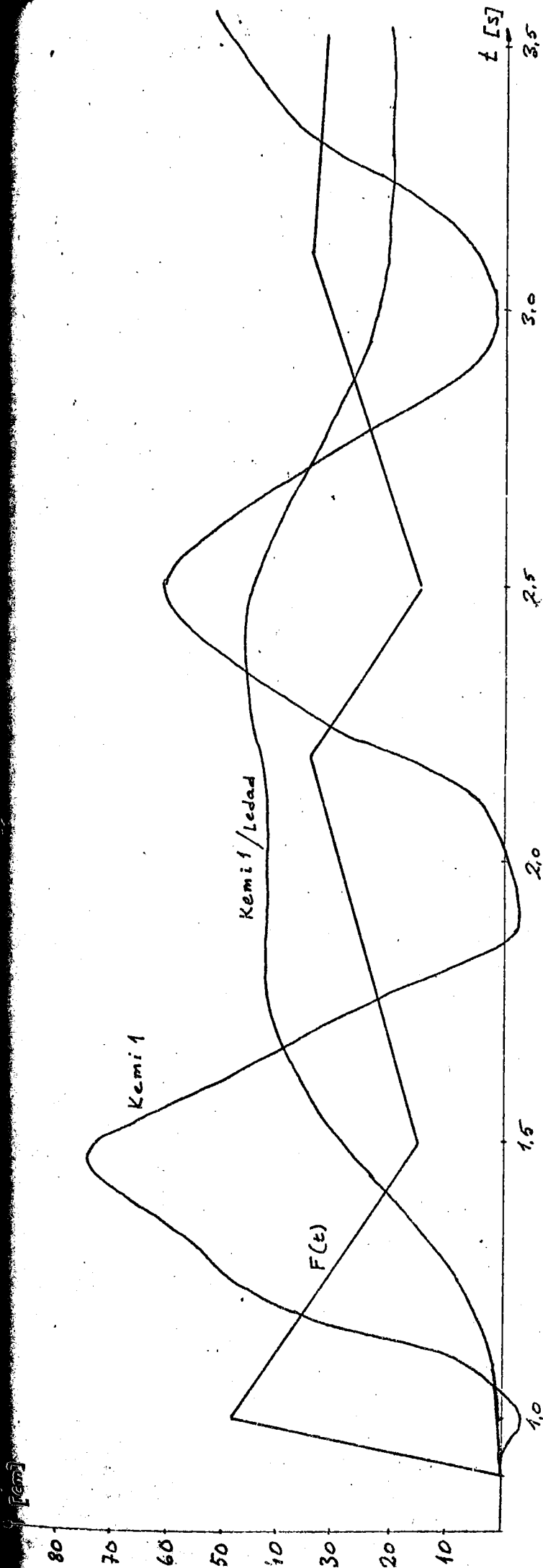
BILAGA 7



Ledmekanismfyren Kemi I

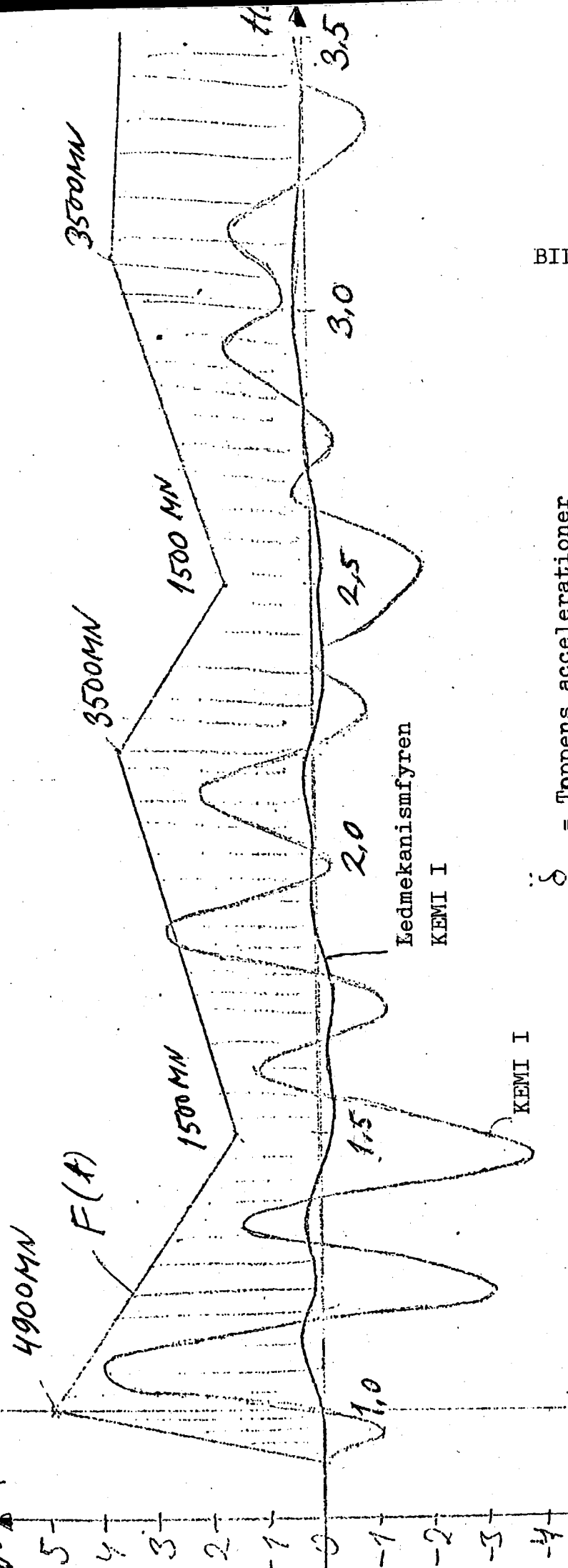
II:ra formens resonans, dämpning 0.1, 0.1, 0.5, 0.1, 0.1  
 Iskraftsfunktionen  $F(t)$ , motståndet i isranden  $\delta_5$  och  
 i tornets topp  $\delta_1$ .  $F_{\max} = 2.0 \text{ MN}$

# BILAGA 8



$\delta_1$  = toppens förskjutning

$\delta_1$



BILAGA 9

$\delta_1$  = Toppens accelerationer

UNDERSÖKNING AV ORSAKEN OCH BROTTKRAFTEN VID BROTTET  
AV BASRÖRET PÅ FYREN "KEMI I"

ULEÅBORGS UNIVERSITET / SJÖFARTSSTYRELSEN

Tekn. lic. Mauri Määttänen  
Extraordinarie professor i hållfasthetslära

## INNEHÅLL

- 1 BESKRIVNING AV BROTTET
- 2 BÖJMOTSTÅND OCH BELASTNING
- 3 INVERKAN AV RANDSTÖRNINGEN
- 4 NEDPÅLNINGSSTÖTARNA
- 5 METALLURGISK BETRAKTELSE
- 6 MODELLFÖRSÖKET
- 7 UPPSKATTNING AV BROTTKRAFTEN
- 8 BROTTETS FÖRLOPP
- 9 ISENS HÅLLFASTHET
- 10 MÅTTSÄTTNINGSFORDRINGAR PÅ BASRÖRET
- 11 SAMMANDRAG
- 12 LITTERATURFÖRTECKNING

## 1 BESKRIVNING AV BROTTET

En isbrytare rapporterade 1974-05-01, att övervattensdelen av basröret till Kemi I försvunnit. Vid de eftersökningar som företogs under de följande dagarna, befanns basröret vara brutet på en höjd av ca 2m över havsbottnet. Den brutna delen lyftes 1974-05-06 på en isbrytare och fördes till Rautaruukkis hamn i Brahestad.

Brottet konstaterades ha inträffat 9.3 m under havsytans medelnivå strax ovanför svetsfogen mellan konen och cylindern. Den bärgade konens brottyta hade deformerats enligt bild 1. Konens brottrikning var  $110^{\circ}$ .

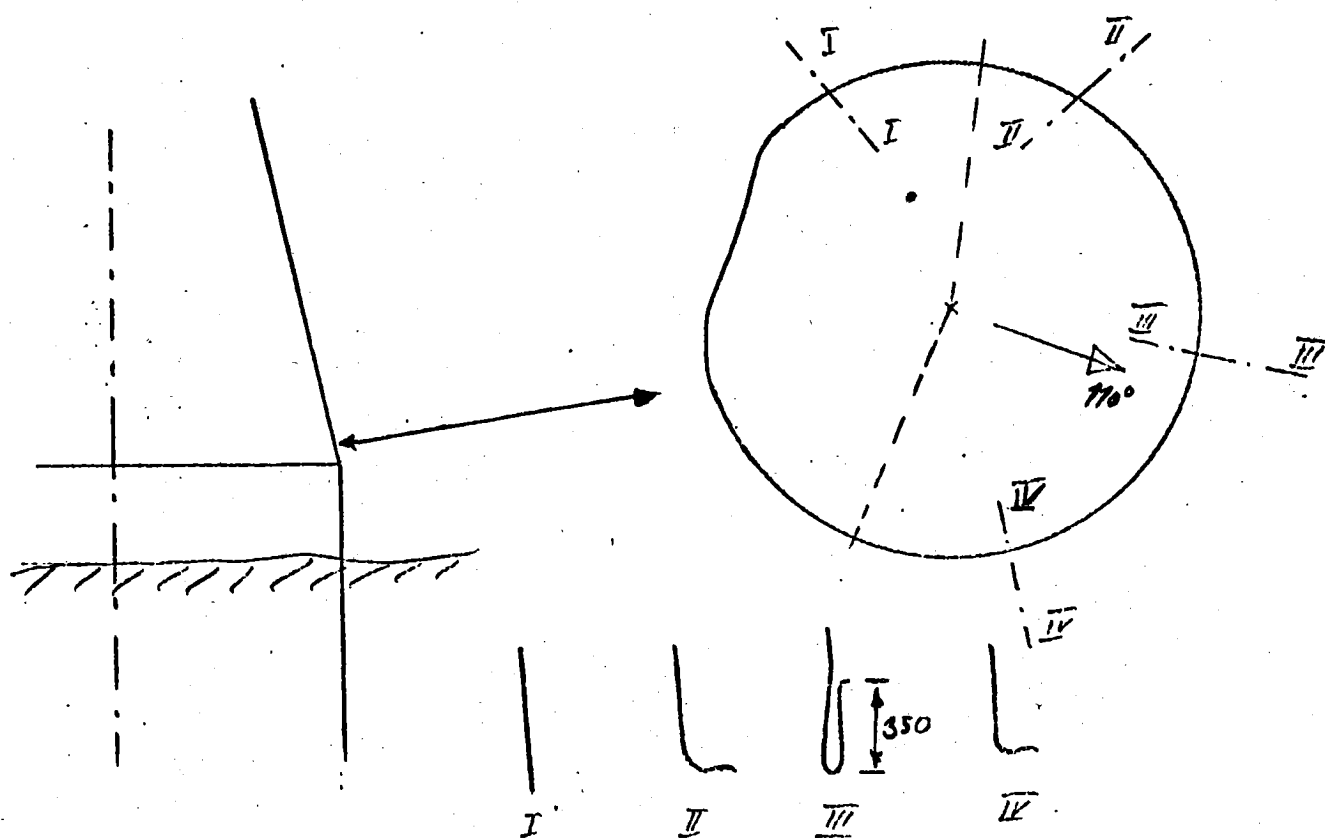


Bild 1. Brottstället och deformationerna

Kondelen hade förblivit rak på dragsidan, men det ursprungligen cirkelrunda snittet hade plattats till. På trycksidan hade konen böjts inåt och deformerats dubbel maximum 35 cm, enligt snittet i fig. 1. Detta område hade delvis brutits på nytt. Dykaren, som undersökte cylinderdelen på bottnet, konstaterade att cylinderns kanter var raka. Dessutom hittades en 20 cm bred och över 2 m lång bit av brottstället lös på bottnet.

På brottytans dragsida konstaterades en kontraktion av 10 %, brottvinkeln var ca  $45^{\circ}$  och på brottytans kant fanns ännu en vass fasning, ett typiskt tecken på dragbrott. Trycksidan hade kraftigt deformerats och böjts dubbel. På ytan hade ställvis uppkommit små sprickor.

## 2. BÖJMOTSTÅND OCH BELASTNING

Böjmotståndet  $W$  beräknas enligt formel 1

$$W = \frac{\pi(D^4 - d^4)}{32 \cdot D} \quad (1)$$

där  $D$  är rörets ytterdiameter och  $d$  innerdiameter. Efter insättning av brottställets värden fås

$$W = 1.58 \cdot 10^5 \text{ cm}^3$$

Basrörets sträckbelastning orsakad av kraften, som verkar 9.3 m ovanför brottstället, beräknas enligt formel 2

$$F = \frac{W \cdot \sigma_m}{l}$$

där  $\sigma_m = 42 \text{ kN/cm}^2$ , vilket är RAEX 424 materialets övre sträckgräns.

$$l = 9.3 \text{ m.}$$

Som resultat fås en nominell sträckbelastning

$$F_n = 7.00 \text{ MN}$$

En böjbalk bär i allmänhet en större belastning än sträckbelastningen. Bärmomentet är  $\emptyset$  gånger större än flytmomentet, där  $\emptyset$  är det plastiska formtalet. I detta fall gäller ovanstående även för bärbelastningen. Ett teoretiskt värde för faktorn  $\emptyset$  fås ur formel 3, ref. /1/.

$$\emptyset = \frac{16 \cdot D(D^3 - d^3)}{3\pi D^4 - d^4} = 1.28 \quad (3)$$

Formel 4 ger ett empiriskt värde för  $\emptyset$

$$\emptyset = (1.36 - 0.006 \frac{D}{t}) \cdot \frac{\sigma_{VM}}{\sigma_m} = 0.51 \dots 0.62 \quad (4)$$

där  $t$  är vägg tjockleken och  $\sigma_{VM}$  = dragbrottspänningen = 54 - 65 kN/cm<sup>2</sup>.

I formel 4 beaktas också den lokala instabilitetens plastiska inverkningar. Formeln gäller emellertid för mindre förhållanden diameter/vägg tjocklek än 160, som fås för fyren. Av denna orsak är det erhållna  $\emptyset$ -värdet för litet. Å andra sidan beaktas inte instabilitetsfenomenen i formel 3, varför det teoretiska  $\emptyset$ -värde den ger är för stort.

Av fyrens diameter/vägg tjockleksförhållande kan man vänta sig ett bärbelastningsvärde, som är mindre än sträckbelastningsvärdet.

## 3. INVERKAN AV RANDSTÖRNINGEN

I fogen mellan baskonen och cylindern ändras meridian-tangentens rikning diskontinuerligt med  $5.7^\circ$ , vilket förorsakar en lokal böjstörning i området kring fogen. Under antagandet att den av isbelastningen förorsakade maximala normalkraften i böjriktningen inverkar rotationssymmetriskt i hela fogen, kan randstörningens storlek beräknas med en tillräcklig noggrannhet. Den dämpning, som uppkommer i periferins riktning är betydelselös. Fogens kraftstorheter kan lösas enligt beteckningarna på bild 2

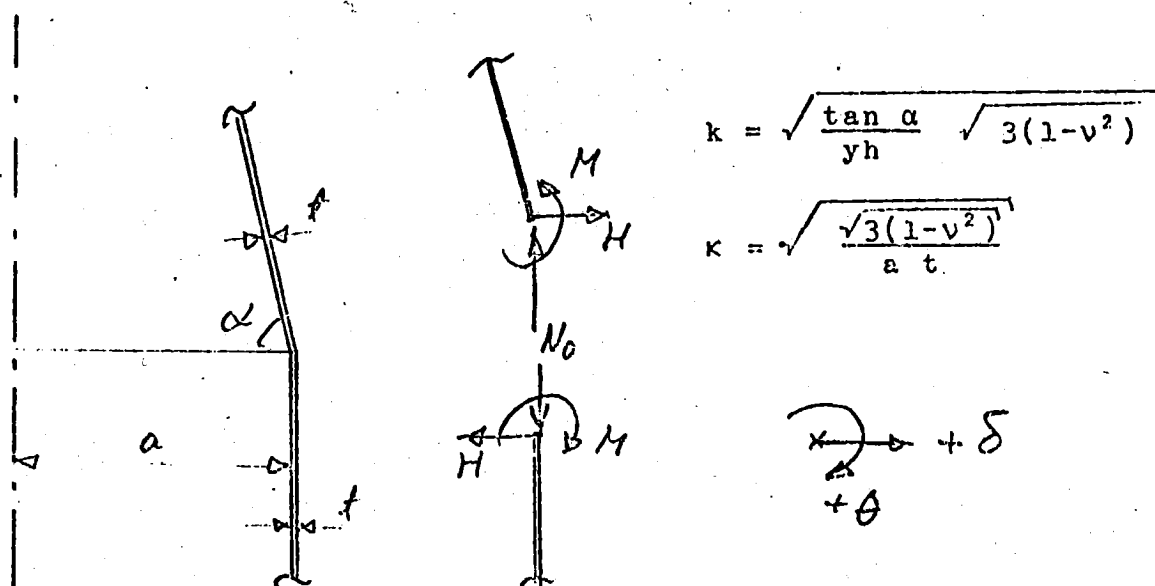


Bild 2. Störningskraftstorheter och beteckningar i fogen mellan baskonen och cylindern.

$y = 1599 \text{ cm} =$  avståndet från konens topp,

$\nu = 0.3 =$  Poissons konstant,

$\alpha = 84.30^\circ$ .

Randförskjutningarna under inverkan av de olika kraftkomponenterna fås enligt referens /2/.  $E = 200 \text{ GN/m}^2$ .

$$\begin{cases} \delta_{1H} = \frac{2y^2 k}{Et} \cos^2 \alpha \cdot H = 86,6 \cdot 10^{-5} \cdot H \cdot \frac{\text{cm}^2}{\text{N}} \\ \theta_{1H} = -\frac{2y^2 k^2}{Et} \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} H = -6,26 \cdot 10^{-5} H \cdot \frac{\text{cm}}{\text{N}} \end{cases} \quad (5)$$

$$\begin{cases} \delta_{1M} = + \frac{2y^2 k^2}{Et} \frac{\cos^2 \alpha}{\sin \alpha} M = +6,26 \cdot 10^{-5} M \cdot \frac{\text{cm}}{\text{N}} \\ \theta_{1M} = - \frac{4y^2 k^2}{Et \tan^2 \alpha} M = -0,905 \cdot 10^{-5} M \cdot \frac{1}{\text{N}} \end{cases} \quad (6)$$

$$\begin{cases} \delta_{1N_0} = \left( \nu \frac{y}{Et} \cot \alpha + \frac{2y^2 k}{Et} \cdot \frac{\cos^2 \alpha}{\tan \alpha} \right) N_0 = 9,80 \cdot 10^{-5} N_0 \cdot \frac{\text{cm}^2}{\text{N}} \\ \theta_{1N_0} = \left( - \frac{\cos \alpha}{Et \sin^2 \alpha} - \frac{2y^2 k}{Et} \frac{\cos}{\tan^2 \alpha} \right) N_0 = -0,626 \cdot 10^{-5} N_0 \cdot \frac{\text{cm}}{\text{N}} \end{cases} \quad (7)$$

$$\begin{cases} \delta_{2H} = -\frac{2a^2 k}{Et} H = -86,6 \cdot 10^{-5} \cdot H \cdot \frac{\text{cm}^2}{\text{N}} \\ \theta_{2H} = -\frac{2a^2 k^2}{Et} H = -6,26 \cdot 10^{-5} \cdot H \cdot \frac{\text{cm}}{\text{N}} \end{cases} \quad (8)$$

$$\begin{cases} \delta_{2M} = \frac{2a^2 k^2}{Et} M = 6,26 \cdot 10^{-5} M \cdot \frac{\text{cm}}{\text{N}} \\ \theta_{2M} = \frac{4a^2 k^2}{Et} M = 0,902 \cdot 10^{-5} M \cdot \frac{1}{\text{N}} \end{cases} \quad (9)$$

$$\begin{cases} \delta_{2N_0} = \frac{\nu a}{Et} N_0 = 1,14 \cdot 10^{-5} \cdot N_0 \cdot \frac{\text{cm}^2}{\text{N}} \\ \theta_{2N_0} = 0 \end{cases} \quad (10)$$

Genom att uppställa sambandsvillkoren för förskjutningarna, fås ett ekvationssystem ur vilket de okända storheterna  $H$  och  $M$  kan lösas med hjälp av  $N_0$ .

$$\begin{cases} \delta_{1H} + \delta_{1M} + \delta_{1N_0} = \delta_{2H} + \delta_{2M} + \delta_{2N_0} \\ \theta_{1H} + \theta_{1M} + \theta_{1N_0} = -(\theta_{2H} + \theta_{2M} + \theta_{2N_0}) \end{cases} \quad (11)$$

Härur fås lösningen 12.

$$\begin{cases} H = -0.050 N_0 \\ M = -0.345 N_0 \cdot \text{cm} \end{cases} \quad (12)$$

Det maximala momentet i den lokala störningen uppträder i fogen och dämpas då man rör sig från fogen antingen i konens eller i cylinderns riktning, bild 3.

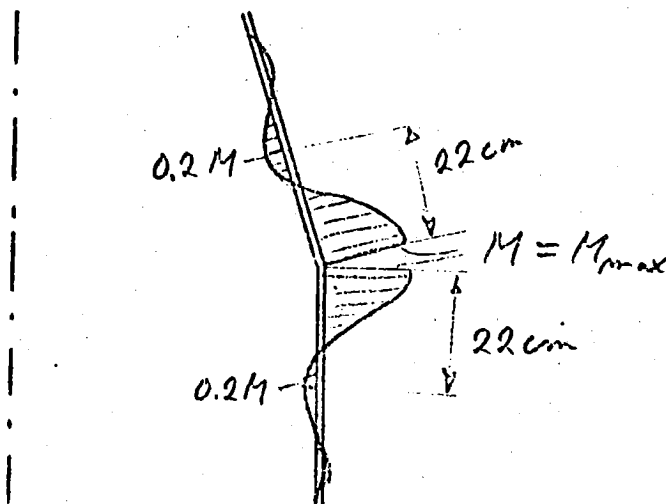


Bild 3. Böjstörningens momentfördelning

Den största lokala böjspänningen fås ur formel 13.

$$\sigma_{N_0} = \frac{6 M_{\max}}{t^2} = 0.52 \cdot N_0 \cdot \frac{1}{\text{cm}} \quad (13)$$

$N_o$  räknas däremot ur isbelastningens böjmoment på följande sätt

$$N_o = \frac{F \cdot l'}{W} \cdot t = \sigma_{jt} \cdot t \quad (14)$$

Här har följande beteckningar gjorts,  $\sigma_{jt}$  = den maximala böjspänningen orsakad av iskraften,  $N_o$  är i själva verket hinnkraften i cylinderskalet orsakad av böjmomentet. Då  $N_o$  substitueras i formel 13 fås

$$\sigma_{N_o} = 1.04 \cdot \sigma_{jt} \quad (15)$$

Man kan konstatera att randstörningen orsakar en nästan lika stor tillskottsspänning som enbart iskraften i en störningsfri konstruktion. Den totala spänningen kan uppdelas enligt bild 4.

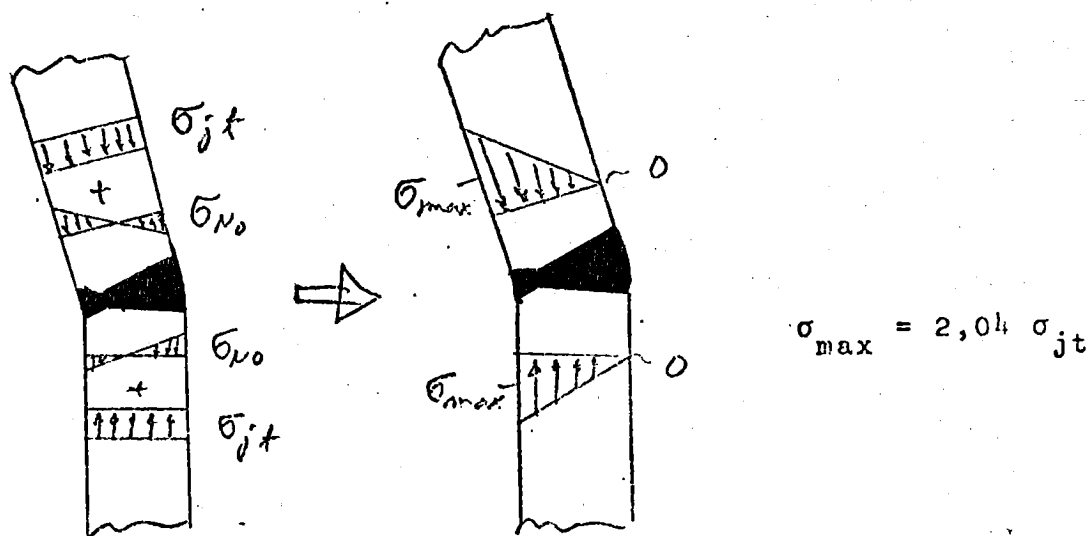


Bild 4. Spänningarnas uppdelning

Randstörningens gränsvärde på 22 cm avstånd från fogen, bild 3, är bara 20 % av fogens moment. På detta ställe blir maximi spänningen endast 1.2 gånger större än  $\sigma_{jt}$ .

Radialböjningen från fogen utåt är, under inverkan av randstörningen, 0.9 mm innan iskraften orsakat flytning i materialet ( $\sigma'_{\max} = \sigma_{jt} + \sigma_N = 40 \text{ kN/cm}^2$ ). Efter flytningen ökar böjningen snabbt. Dessutom förorsakar  $N_0$  ensam en böjning utåt.

#### 4. NEDPÅLNINGSSTÖTARNA

Nedpålningssstöternas inverkan på brottstället kan klarläggas genom att jämföra ytförhållandet mellan nedpålningssstöternas träffpunkt och den undersökta fogen. Träffpunkten betecknas med indexet  $i$  och fogen med indexet  $s$ . Enligt formel 16 följer spänningsförhållandet

$$\frac{\sigma_i}{\sigma_s} = \frac{D_s t_s}{D_i t_i} \cdot \frac{1}{\alpha} = 2.74 \cdot \frac{1}{2.04} = 1.34 \quad (16)$$

Konstanten  $\alpha$  är den lokala randstörningens formtal, se kapitel 3. Stöten orsakar i stötpunkten en spänning, som är 34 % större än spänningen i fogen mellan cylindern och konen. Trots att stöten inte fördelas jämnt på den övre tvärsnittsytan, har rörets överdel inte deformerats av nedpålningen. Man torde kunna vara säker på att nedpålningen inte har förorsakat stukning på brottstället.

#### 5. METALLURGISK UNDERSÖKNING

Den vid Uleåborgs Universitet gjorda undersökningen av provbitarna från brottstället, visade att brottytorna överallt utsatts för kraftig deformation före det slutliga brottet. Dragsidans kontraktion har varit ca 10 % och hårdheten har ökat 30 - 40 HV vid deformationen. Sidan, som böjts dubbel, visar sprickor på ytan. Tecken på utmattningspåverkan på provbitarna har inte kunnat spåras. Brottet har berott på spänningar, som överstigit flythållfastheten.

På provbitar, som senare har tagits från brottytans dragsida, har man iakttagit ett ca 5 mm brett område av samma färg som ytzinken. Undersökningen av zinkens förekomst är ännu inte slutförd.

Det är möjligt att skyddszinken på basrörets yttersida överförts till den blottade stålytan genom elektrolys, där havsvattnet fungerat som elektrolyt. Stålytan har med säkerhet blottats bredvid den förzinkade ytan efter brottet. Det är osannolikt att sprickor kunnat förekomma före brottet, ty materialet är ultraljudskontrollerat och dessutom har området kring svetsfogarna röntgenfotograferats 100 %:igt. Utmattningssprickor är också möjliga. En s.k. "low cycle fatigue" kan ha orsakat en utmattningsspricka, ty iskrafterna har varit tillräckligt stora för detta under de sex veckorna omedelbart före brottet. På brottytorna har man dock inte kunnat konstatera en för utmattningsbrott typisk brottyta. Det är sannolikt att skyddszinken förflyttats till brottytan först efter brottet under de sex dygn, som konen låg på bottnet före bärgningen.

## 6. MODELLFÖRSÖKET

Den plastiska bucklingens inverkan på storleken av brottkraften är svår att beräkna. För en rak kon finns det inte i litteraturen värden för ett förhållande mellan diameter och vägg tjocklek, vilket överstiger 50. I detta fall ökar randstörningen mellan konen och cylindern spänningarna, varvid plastiseringen börjar tidigare än för en rak cylinder eller kon.

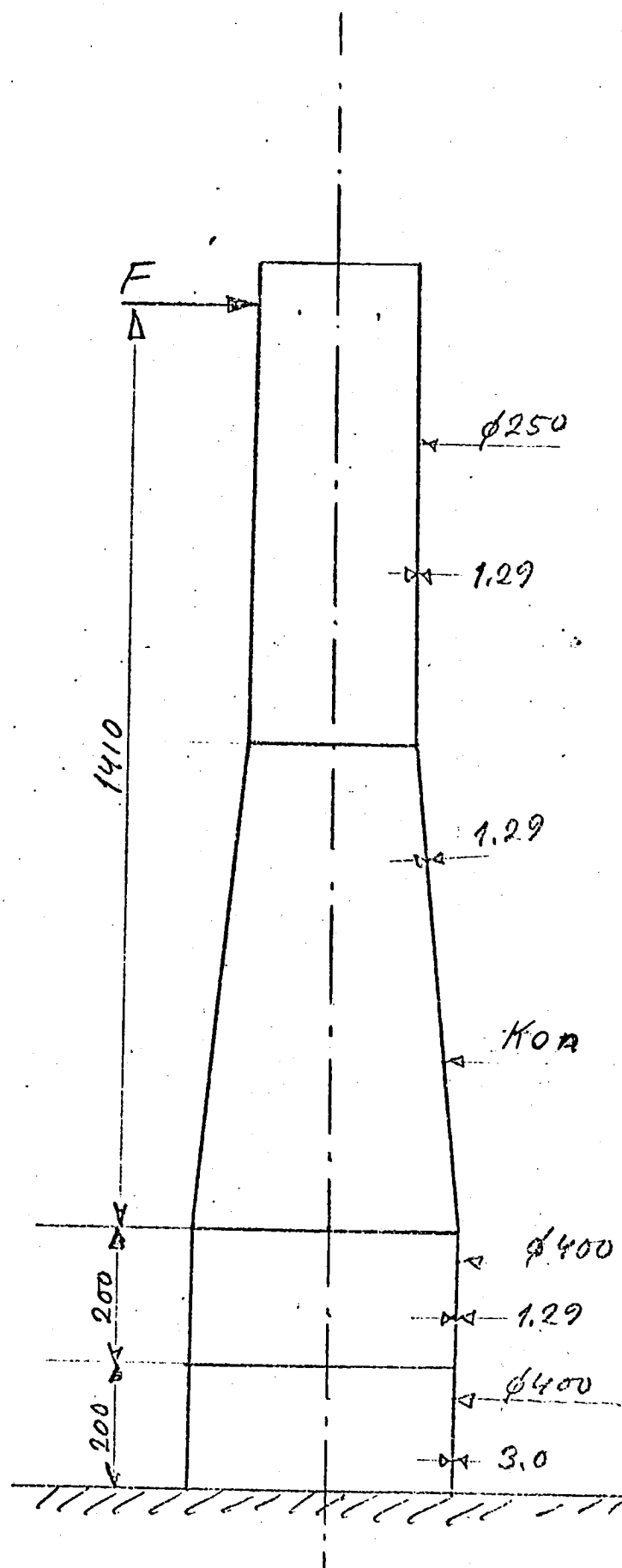


Bild 5. Modellen av basröret

För att bestämma brottkraften tillverkades en modell i skalan 1:8. Konstruktionen syns på bild 5. Modellen fylldes med sand, som packades med hjälp av vatten, på samma sätt som var fallet med den verkliga fyren. Som material till modellen lyckades man inte erhålla RAEX 424 utan Fe 37 måste användas. Med tanke på den plastiska bucklingsböjningen skall förhållandet mellan bucklings- och sträckspänningen hos modellen och den verkliga konstruktionen vara detsamma. Eftersom bucklingsspänningen formel 17, /1/

$$\sigma_1 = 1.21 E \frac{t}{D}$$

inte beror av skalafaktorn överhuvudtaget, var man tvungen att minska på Fe 37 - plåtens tjocklek enligt sträckspänningsförhållandet.

$$t_{37} = t_{424} \cdot \frac{\sigma_{m\ 37}}{\sigma_{m\ 424}} = 0.571 \cdot t_{424} \quad (18)$$

RAEX 424 - plåten borde i modellen ha haft en tjocklek av 2.5 mm, varvid Fe 37 - plåten borde ha varit 1.43 mm. Den använda plåttjockleken 1.29 mm avvek bara 9.7 % från denna fordran. Förhållandet mellan bucklings- och sträckspänningen är för fyrens basrör 3,78. Modellens motsvarande förhållande, 3.42, är en aning oförmånligare.

Den nominella sträckbelastningen är enligt formel 2

$$F_m = \frac{W \sigma_m}{1} = 27.0 \text{ kN}$$

Vid modellförsöket bucklades både konens och cylinderns mantel inåt omedelbart invid fogen, då kraften var.

$F_{tot} = 17.1 \text{ kN}$ . På modellen blev trycksidans buckling inte lika jämn som på fyren, vilket berodde på lokala formfel, ty att noggrant forma och svetsa en tunn plåt är besvärligt. Senare skall ytterligare två modeller tillverkas för att resultatet skall kunna kontrolleras.

Förhållandet mellan brottbelastningen och den nominella sträckbelastningen blir

$$\emptyset = 0.63$$

I verkligheten är  $\emptyset$  en aning större, vilket beror på ett mindre bucklings-sträckspänningsförhållande samt på inexactheter i modellens form. Genom att hålla  $\emptyset = 0.63$  som en nedre gräns kan man beakta inverkan av mätnoggrannheten och materialskillnaderna i resultatet.

## 7. UPPSKATTNING AV BROTTKRAFTEN

Genom att beakta den plastiska bärkraften enligt formlerna 3-4 fås brottkraften för basröret

$$F_M = 3.6 \dots 9.0 \text{ MN}$$

Med stöd av den empiriska formfaktorn  $\emptyset = 0.63$  fås

$$F_M = 4.4 \text{ MN}$$

Av tidigare nämnda orsaker är det resultat, som formlerna 3-4 ger, inexact. Resultatet kan anses som en nedre gräns för brottkraften, då man räknat med den empiriska formfaktorn  $\emptyset = 0.63$ .

Under inverkan av randstörningen har en flytning i materialet börjat redan vid en kraft av 3.4 MN.

Om man antar att brottet varit ett dragbrott är den teoretiska brottkraften 7.00 MN, vilket överstiger den nominella sträckbelastningen. 7.00 MN kan anses vara ett övre gränsvärde, ty efter att trycksidan stukats uträtas fogen mellan cylindern och konen under det den pressas samman, varvid böjmotståndet minskar. Sammanpressning kunde iaktas på dragsidans mittfält enligt bild 1.

## 8. BROTTETS FÖRLOPP

På basen av brottytans form och iakttagelserna vid modellförsöket kan man antaga att brottet förlupit på följande sätt.

Iskraften har överstigit 4.4 MN, varvid manteln har mist sin stabilitet på trycksidan i omedelbar närhet av fogen mellan baskonen och cylindern, härvid har innerytan delvis plastiserats. Då fogen under randstörningens inverkan böjts utåt, har manteln plastiskt bucklats inåt trots sandens motstånd. Då bucklan blivit tillräckligt stor har konens mantel vikt sig dubbel. Detta har ökat trycket mellan fyllnadssanden och manteln varvid sammanpressningen på dragsidan har upphört och spänningarna på dragsidan har överstigit materialets sträckspänning. Efter att röret tillplattats tillräckligt har det slutliga brottet börjat på dragsidan och omedelbart spritt sig över hela tvärsnittsytan, även över den kraftigt plasticerade trycksidan. Före dragbrottets början har basrörets överdel rört sig över en meter i vattenbrynet.

Det ovan beskrivna brottet har kunnat inträffa antingen på en gång eller successivt under återkommande inverkan av iskraften varvid isen emellanåt brutits.

## 9 ISENS HÅLLFASTHET

För att iskraften skall kunna överstiga 4.4 MN måste medeltrycket på projektionsytan vara minst  $425 \text{ N/cm}^2$ . Detta under antagandet att det enhetliga istäckets tjocklek varit 90 cm, vilket är det största värde, som uppmätts under vintern. Isens maximitryck har härvid stigit till  $700 \text{ N/cm}^2$ , vilket är kännbart mera än vad som ges i referens /3/. Det genomsnittliga istrycket mot oljeborrningsplattformernas pelare i Cook bukten är  $175 \text{ N/cm}^2$ . Det är möjligt att en packisvall, av minst 2.5 m tjocklek, eller lagrad is har förorsakat de höga tryckvärdena.

# 10. MÅTTSÄTTNINGSFORDRINGAR PÅ BASRÖRET

Den ursprungliga måttsättningsbelastningen 3.0 MN har visat sig vara för liten. Ett lämpligt värde för måttsättningen torde vara en sträckbelastning av 10 MN och en brottbelastning, som är ännu större. Med dessa utgångsvärden håller konstruktionen trycket av en över 5 m tjock packisvall, där genomsnitts istrycket mot projektions-ytan är  $200 \text{ N/cm}^2$ .

Man kan måttsätta en dylik konstruktion genom att öka basrörets diameter från 3.2 m till 4.0 m och öka vägg tjockleken med maximum 30 %. Fogområdet mellan konen och cylindern uppstyvas mot randstörningar antingen med hjälp av en förstärkningsring eller med längsgående uppstyvningsselement enligt bild 6. Härvid kan randstörningen, som befunnits vara kritisk, elimineras.

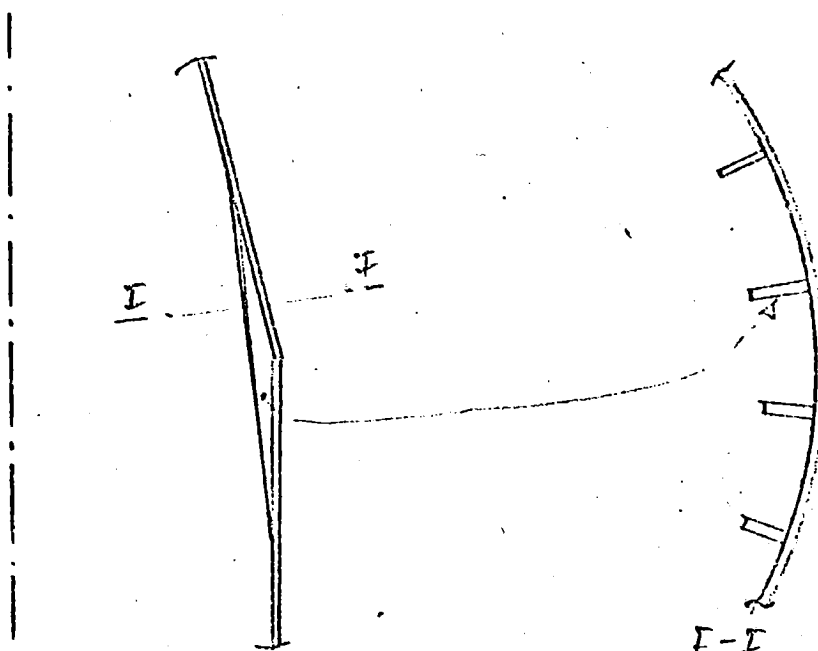


Bild 6. Förstärkning av fogen mellan cylindern och konen.

## 11. SAMMANDRAG

I denna undersökning har orsakerna och brottkrafterna för haveriet av Kemi I undersökts.

Brottet har inträffat i fogområdet mellan konen och cylindern efter en plastisk bucklingsböjning. Materialfel eller uttröttning är inte orsaken till brottet.

Brottets förlopp har kontrollerats med hjälp av modellförsök.

Brottkraften har varit minst 4.4 MN. Isens hållfasthet har varit större än förhandsuppskattningarna eller också har brottet orsakats av en packisvall.

Den nya konstruktionen måste måttsättas för minst fördubblade iskrafter.

## 12. REFERENSER

- 1 A.Ylinen: Kimmo- ja lujuusoppi I-II, WSOY, Porvoo 1948.
- 2 Marcus G: Theorie und Berechnung rotationsymmetrische Bauwerke, Werner Verlag, Dusseldorf 1964.
- 3 Blenkarn K: Measurements and Analysis of Ice Forces on Cook Inlet Structures, Offshore Technology Conference, Dallas, Texas 1970.

## STF (VTT) Undersökningsrapport

Utlåtandet grundar sig på en undersökning av medsända provbitar samt på en inspektion av det konformade basrörets överdel ombord på isbrytaren "Tarmo".

Vid undersökningen av provbitarna och det brustna basrörets konformade överdel konstaterades följande:

- Brottet hade inträffat på den konformade delens sida, i närheten av svetsfogen mellan den cylinder- och konformade delen
- Plåttjockleken vid brottstället var 20 mm
- Den cirkelformade brottytans kant hade vikt sig dubbel på fallrikningens sida. På motsatta sidan hade kanten förtunnats ca 2 mm
- Brottytan verkade delvis spröd.
- På brottytans yttre kant fanns på fallrikningens motsatta sida en grå zon, som var fri från rost. Zonens bredd var upptill 5 mm
- Basrörets utsida var förzinkad

Basrörets material är enligt ritning 265/2, RAEX 424.

6 st charpy-V slagstavar togs ut av provbitarna, så att stavens längdrikning var vinkelrät mot brottet. Resultaten var följande:

| Prov Nr. | Temperatur, °C | Slagarbete, kpm |
|----------|----------------|-----------------|
| 1        | + 20           | 3,6             |
| 2        | + 20           | 3,7             |
| 3        | + 20           | 3,7             |
| 4        | ± 0            | 4,0             |
| 5        | ± 0            | 3,6             |
| 6        | ± 0            | 3,7             |

Fastän de erhållna värdena inte är särskilt goda, uppfyller de tillverkarens krav.

Av provbitarna tillverkades också två skivor för mikroskopundersökning. Dessa provbitar var tagna från ett ställe där brottet låg utanför svetsfogen på området för stålets normala struktur.

På en av provbitarna i närheten av brottytan gjordes en ultraljudstest för att konstatera fel inne i materialet. Lamineringar eller blåsor kunde inte konstateras i denna provbit.

Då den gråa randen på brottytan analyserades med hjälp av röntgendiffraktion, konstaterades att randen innehåller zink.

Uppfattningen att det funnits sprickor redan under förzinkningsstadiet får stöd av att zinken uppträder på brottytan. Om så är fallet bör orsakerna till brottet sökas i framställningstekniken, svetsningen, transporten, uträtningen o.s.v.

Enligt uppgift är svetsfogarna undersökta med röntgenfotografering under byggnadsskedet. Härvid kunde inte sprickor konstateras.

En ultraljudstest hade i detta fall gett ett tillförlitligare resultat.

Om de fel som uppkommit i samband med nedpålningen, kan man inte säga någonting säkert. Enligt uppgift har basröret inspekterats efter nedpålningen, men en dykare torde ha svårt att konstatera små felaktigheter.

Då man bedömer orsaken till brottet, är den zinkförökost, som konstaterats, av avgörande betydelse. Zinkens förökost i sprickan är svår att förklara på annat sätt än att den hamnat där i samband med förzinkningen. Om det således funnits sprickor i basröret redan före konstruktionen byggts upp, är det troligt att det slutliga brottet har

