



2,50

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000300595



*J. 4 a*  

---

*15*

x  
1370



**Heft 13: Beiträge zur Theorie der im Eisenbetonbau gebräuchlichen Form der Rippen-Kuppel.** Von Dr. Ing. Karl W. Mautner, Oberingenieur der Firma Carl Brandt. 1911. geh. 4 M.

**Heft 14: Eine Güteprobe für Beton System Dr. v. Emperger.** Von G. Neumann, Ingenieur. Mit 9 Abb. 1911. geh. 4 M.

**Protokollformulare** sind zum Preise von 1 M. zuzüglich Porto für 12 Stück erhältlich.

**Heft 15: Eisenbetonkonstruktionen bei Biegung und bei exzentrisch wirkenden Druck- oder Zugkräften.** Einheitliche Verfahren zur Bemessung derselben. Für die Praxis bearbeitet von R. Wuczkowski, Chefingenieur im Spezialbureau von Dr. Ing. v. Emperger. Mit 21 Abb. u. 23 Beispielen. 1911. geh. 4 M.

**Heft 16: Schwimmkörper in Eisenbeton.** Von Ingenieur W. Stroß. Mit 154 Abb. 1911. geh. 6 M.

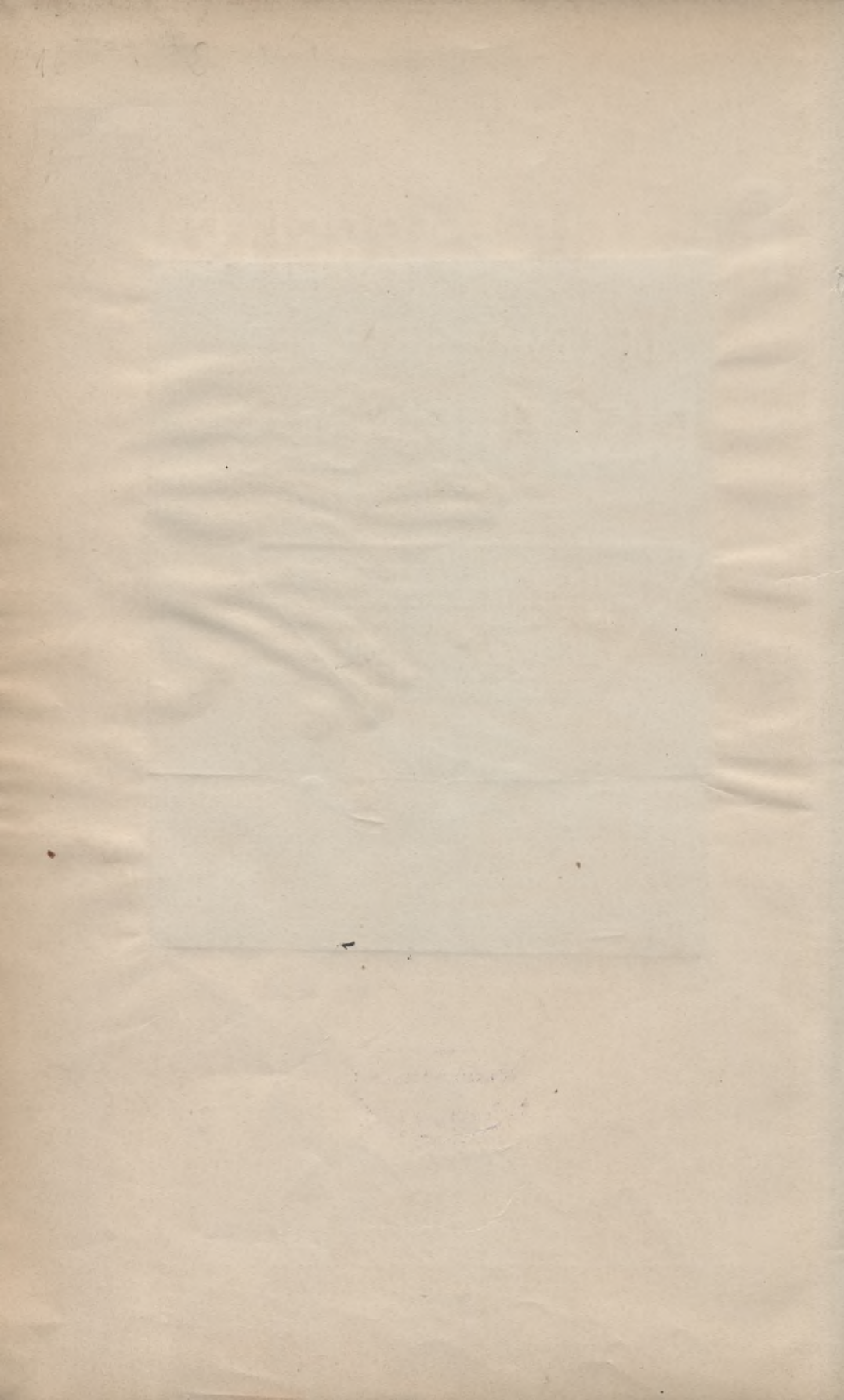
**Heft 17: Beiträge zur Theorie und Berechnung der im Eisenbetonbau üblichen elastischen Bogen, Bogenstellungen und mehrstieligen Rahmen.** Von Dr. Ing. K. W. Schaechterle, Regierungsbaumeister. Mit 91 Abb. 1912. geh. 6 M.

**Heft 18: Beitrag zur Berechnung mehrstöckiger Rahmen mit Rücksicht auf die Veränderlichkeit des Trägheitsmomentes.** Von Ingenieur A. Straßner. Mit 21 Textabb. 1912. geh. 2,60 M.

**Heft 19: Ueber neuere Versuche mit umschnürtem Beton.** (Spiralummwickelte und ringbewehrte Säulen.) Von Dr. Ing. A. Kleinlogel. Mit 25 Textabb. 1912. geh. 3,20 M.

*Heft 20. Leitung zum Heben und Senken von Wasser. Von Dr. F. W. Schaechterle. 1912.*

*Heft 21. Leitungen zum Heben und Senken von Wasser. Von Dr. F. W. Schaechterle. 1912.*



# FORSCHERARBEITEN

AUF DEM GEBIETE DES

# EISENBETONS



HEFT XVI

PREIS 6 MARK

VON

Ingenieur **WALTER STROSS**  
ALEXANDRIEN

MIT 154 ABBILDUNGEN IM TEXT



§  
5-19a  
15

---

Nachdruck, auch auszugsweise, verboten.

---

Alle Rechte vorbehalten.

---



# SCHWIMMKÖRPER AUS EISENBETON

VON

Ingenieur **Walther Stross**  
Alexandrien

Mit 154 Textabbildungen

*F. No. 26044*



BERLIN 1911

Verlag von Wilhelm Ernst & Sohn

*F. 192*  

---

*75*



III-307036

Nachdruck, auch auszugsweise, verboten

Alle Rechte vorbehalten.



~~III 14459~~

3063156/2018

# Inhaltsverzeichnis.

	Seite
<b>I. Rechnerische Ermittlung der Konstruktionsglieder von Schwimmkörpern in Eisenbeton . . . . . 1 bis</b>	<b>43</b>
1. Allgemeines . . . . .	1
2. Allgemeine Ermittlung der Belastung und Verteilung derselben auf die Konstruktions- teile des Schiffskörpers . . . . .	3
3. Berechnung der Zwischenwandungen . . . . .	6
a) Bei vorhandener Schiffstreu . . . . .	7
b) Wenn keine Schiffstreu vorhanden ist . . . . .	10
4. Berechnung der Rahmen . . . . .	13
Offene Rahmen, ad 1 . . . . .	13
Geschlossene Rahmen, ad 2 . . . . .	14
Offene Rahmen mit Bordbalken, ad 3 . . . . .	18
Geschlossene Rahmen mit Bordbalken, ad 4 . . . . .	25
5. Berechnung des Längsverbandes bei den Schiffstypen mit transponiertem Auftrieb	25
6. Dimensionierung der Konstruktionsglieder einer Schalande . . . . .	27
7. Dimensionierung der offenen Rahmen . . . . .	35
<b>II. Konstruktive Ausbildung und Besprechung der wesentlichen schiff- baulichen Verhältnisse einer Schute von 100 t Tragfähigkeit in Eisen- betonbauweise . . . . . 44 bis</b>	<b>69</b>
1. Allgemeines . . . . .	44
2. Die Gewichtsrechnung . . . . .	49
3. Berechnung der Spantenflächen . . . . .	51
4. Die Schwerpunktsberechnungen . . . . .	55
5. Bestimmung der Wasserlinienskala . . . . .	55
6. Bestimmung des Displacementsschwerpunktes . . . . .	57
7. Die Spantintegralkurven . . . . .	59
8. Das Breitenträgheitsmoment der Konstruktionswasserlinie . . . . .	59
9. Das Längenträgheitsmoment der Konstruktionswasserlinie . . . . .	60
10. Berechnung des Raum- und Lastenmaßstabes . . . . .	61
11. Berechnung der Kurven der Anfangsbreiten-Metazentren . . . . .	62
12. Berechnung der Kurven der Anfangslängen-Metazentren . . . . .	63
13. Berechnung des Stabilitätsmomentes für einen Krängungswinkel $\varphi = 10^\circ$ . . . . .	64
14. Das dynamische Stabilitätsmoment . . . . .	67
15. Berechnung des Trimmomentes bei leerem Schiffe . . . . .	68
<b>III. Errichtung eines Kais mittels Eisenbetonschwimmblocken in Port Saïd . . . . . 69 bis</b>	<b>79</b>
<b>IV. Projektierung eines Schwimmtores in Eisenbetonbauweise für das Becken der Erdölschiffe im Hafen von Port Saïd . . . . . 80 bis</b>	<b>98</b>
1. Allgemeine Angaben . . . . .	80
2. Beschreibung der Anlage . . . . .	80

	Seite
3. Pfeiler und Fundierungen . . . . .	81
4. Das Schwimmtor . . . . .	84
5. Die Gehstege . . . . .	87
6. Der Bauvorgang . . . . .	89
7. Die Tauchung des Schwimmtores . . . . .	90
8. Widerstandsberechnung . . . . .	91
9. Berechnung der Brücke . . . . .	92
10. Berechnung der Deckplatte . . . . .	96
11. Berechnung der Bodenplatte . . . . .	96
12. Berechnung der Wandungen . . . . .	97
13. Bodenpressungen der Pfeiler . . . . .	98
<b>V. Verwendete Literatur . . . . .</b>	<b>99</b>
<b>VI. Anhang: Die wichtigsten Sätze und Regeln des theoretischen Schiff- baues . . . . .</b>	<b>99 bis 127</b>
1. Die Schwerpunktsberechnung . . . . .	99
2. Displacement und Auftrieb . . . . .	100
3. Im Schiffbaue übliche Bezeichnungen . . . . .	100
4. Die Völligkeitsgrade . . . . .	101
5. Berechnung der Wasserverdrängung . . . . .	102
6. Begriff der Spantintegralkurve . . . . .	104
7. Die Wasserlinienskala . . . . .	104
8. Der Raum- und der Lastenmaßstab . . . . .	105
9. Die Stabilität . . . . .	106
10. Die statische Stabilität . . . . .	106
a) Die eigentliche statische Querstabilität . . . . .	106
b) Die statische Anfangsquerstabilität . . . . .	109
11. Die Längsstabilität . . . . .	111
a) Die eigentliche Längsstabilität . . . . .	111
b) Die Anfangslängsstabilität . . . . .	112
c) Das Anfangslängenmetazentrum . . . . .	112
d) Das Trimmoment $M_t$ . . . . .	113
e) Die Trimmrechnung . . . . .	113
f) Die Leckrechnung . . . . .	114
12. Die dynamische Stabilität . . . . .	115
13. Die dynamische Querstabilität . . . . .	115
a) Eigentliche dynamische Stabilität . . . . .	115
b) Dynamische Stabilitätskurven . . . . .	116
c) Beziehungen zwischen statischer und dynamischer Stabilität . . . . .	116
d) Das Ueberschießen von Ladung . . . . .	117
e) Die Korrektur der Atwoodschen und der Morseleyschen Formeln . . . . .	118
14. Ablaufrechnung von Schwimmkörpern . . . . .	120
15. Die Festigkeitsrechnung . . . . .	121
a) Längsfestigkeit im ruhigen Wasser . . . . .	121
b) Längsfestigkeit im bewegten Wasser . . . . .	122
16. Der Schiffswiderstand . . . . .	123
17. Die Integratortheorie . . . . .	125

# I. Rechnerische Ermittlung der Konstruktionsglieder von Schwimmkörpern in Eisenbeton.

## 1. Allgemeines.

Wie in allen übrigen Zweigen des Bauwesens, so auch im Wasserbau und bei maritimen Bauwerken, hat sich die Eisenbetonbauweise siegreich Bahn gebrochen.

Die Vorteile dieser Bauart sind insbesondere für jene Länder bedeutende, welche industriearm und daher auf den Import von Baukonstruktionen angewiesen sind.

Sand und Schotter, sei es nun Fluß- oder Schlägelschotter, finden sich mehr oder weniger überall. Es erübrigt nur mehr die Einführung von Zement und Rundeisen, welche ebenfalls überall leicht und verhältnismäßig billig durchführbar ist.

Es war daher recht nahe liegend, in Hafenplätzen, welche eine starke Verwendung von Prahmen und Schuten haben, dieselben an Ort und Stelle zu bauen.

Eine der ersten, wenn nicht die erste Unternehmung, welche Schiffe in Eisenbeton herstellte, war die Firma C. Gabellini in Rom, welche sowohl Kohlenprahme als auch Pontons usw. herstellt. Es sei im folgenden kurz der Bauvorgang dieser Firma erwähnt, wie er aus ihren Broschüren hervorgeht:

Es werden zuerst Spanten und Balken des Schiffes in Eisenbeton hergestellt und dieselben in gleicher Stärke verwendet. Diese Spanten und Balken werden den Schiffformen und den Spantenrissen entsprechend aufgestellt und vorläufig befestigt. Über diese Spanten und Balken kommt ein Drahtnetz, welches die Bewehrung der beiden Schiffshäute bildet. Die äußere Schiffshaut wird überdies mit einem glatten Zementputze versehen. — Der Verfasser hatte Gelegenheit, für den Verkehr im Port-Saïder-Hafen bestimmte Prahme zu entwerfen. Der Bauvorgang bei diesen Prahmen war ein durchaus anderer, als der von der Firma C. Gabellini beobachtete, und wird er im späteren genau beschrieben werden.

Es wurde insbesondere Wert auf eine monolitische Bauweise und möglichst ununterbrochene Betonierung gelegt, auch wurde prinzipiell von einer inneren Schiffshaut in Beton abgesehen.

Außer den oben besprochenen Fahrzeugen kommen noch die verschiedenartigsten Verwendungen von Schwimmkörpern in Eisenbeton vor:

Blöcke für Ufermauern (Valparaiso, Zecbrugge, vom Verfasser in Port Said ausgeführte Quais) und Molis (Alexandrien, ausgeführt von der Hafenerwaltung auf Grund der in Port Said gemachten Erfahrungen); Schwimmtore (vom Verfasser projektiert für die Absperrung des Erdölschiffsbassin Port Said); künstliche Inseln (Torpedoinsel in Nizza von Hennebique in Paris projektiert) und noch viele andere Verwendungsarten.

Die folgende Abhandlung hat den Zweck, in übersichtlicher Weise und an der Hand von praktischen Beispielen eine Anleitung für den Bau solcher Schwimmkörper zu geben.

Es wurde insbesondere Wert darauf gelegt, die Verhältnisse des allgemeinen Schiffsbauwes in entsprechender Weise auf die besprochenen Fälle zu übertragen, und bei den Festigkeitsberechnungen sowohl der strengen Theorie als auch den Bedürfnissen der Praxis Rechnung zu tragen. — In Kürze seien einige der Eigenschaften erwähnt, welche Eisenbetonkonstruktionen so hervorragend zu wasserbaulichen Zwecken eignen:

Sowohl Eisen- als auch Holzkonstruktionen sind im Wasser zu einem ziemlich raschen Vorfalle verurteilt, letztere um so mehr, wenn sie nicht kontinuierlich unter Wasser bleiben. Eisenbauwerke müssen mit unendlicher Sorgfalt immer wieder gereinigt und vor Rost geschützt werden. — Eisenbetonbauten nehmen erfahrungsgemäß im Wasser an Festigkeit zu, der Beton schützt die von ihm umhüllte Bewehrung vor Rosten. Man kann durch entsprechende Appretierung der Oberflächen die verschiedensten Zwecke erreichen. Bei Quaimauern z. B. wird es ratsam sein, einen möglichst dichten Algenwuchs zu veranlassen, der einen ausgezeichneten Schutz für den Beton bildet, man braucht zu diesem Behufe bloß die Blockoberflächen schalungsrauh zu belassen und der Zweck wird in kürzester Zeit erreicht. Bei Schuten, Schwimmtoren usw. wird es hingegen im Interesse der Herabminderung der Schwimmwiderstände gelegen sein, möglichst glatte Wände zu erhalten. Es hat sich gezeigt, daß an glatt gestrichenen Zementputzen fast gar keine Anwüchse sich bilden. Es ist klar, daß daher die Erhaltungskosten von Eisenbetonbauwerken sowohl als auch ihre Lebensdauer viel günstigere sein werden als bei Holz- und Eisenbauten.

Was die Elastizität der Schwimmkörper als Ganzes betrachtet, und ihre Widerstandsfähigkeit Stößen gegenüber anbelangt, so sind die Erfahrungen der Praxis geradezu verblüffende zu nennen, jedenfalls muß man sie als durchaus zufriedenstellende bezeichnen.

## 2. Allgemeine Ermittlung der Belastung und Verteilung derselben auf die Konstruktionsteile des Schiffskörpers.

Der Schiffsraum kann entweder seiner ganzen Länge nach zur Aufnahme der Ladung bestimmt sein (Abb. 1) oder es ist nur ein Teil desselben (Abb. 2) für diesen Zweck vorgesehen. Im ersteren Falle wird den

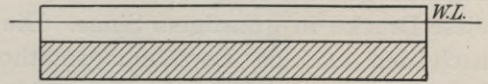


Abb. 1.

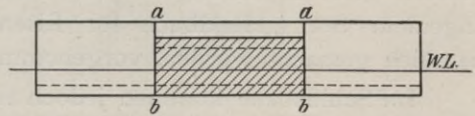


Abb. 2.

Längsverbänden, als Kiel und Bordbalken, nur die Rolle eines den Zusammenhang herstellenden Gliedes zufallen, während im zweiten Falle denselben in erhöhtem Maße die Rolle eines Traggliedes zukommt. Denken wir uns den Schiffskörper nach Abb. 2, nach den Schnitten ( $a-b$ ) getrennt, so kommt jedem der Stümpfe eine

strichliert dargestellte, von der gemeinsamen Wasserlinie WL erheblich abweichende Eintauchung zu, und der Längsverband übernimmt die Aufgabe, das erhöhte Auftriebsvermögen der äußeren Schiffsrümpfe auf das ganze System zu übertragen. Man kann füglich von einem Transponieren des Auftriebes sprechen und ist zur entsprechenden Dimensionierung des Längsverbandes genötigt. Es wird im späteren hierüber Näheres erwähnt werden.

Um die Belastungen kennen zu lernen, welchen die Wandungen unterworfen sind, ermittelt man das Eigen- und das Ladegewicht des ganzen Schiffkörpers und bestimmt die Tauchung  $t$ .

Auf den ebenen Bodenteil wirkt dann, von unten nach oben gerichtet, der Wasserdruck  $1000 \cdot t$  in  $\text{kg}/\text{m}^2$  (wobei das spezifische Gewicht des Wassers, welches in der See bis zu  $1030 \text{ kg}/\text{m}^3$  betragen kann, der Einfachheit halber mit  $1000 \text{ kg}/\text{m}^3$  eingesetzt ist). Auf die lotrechten Schiffswände wirkt pro lfd. m. Schiffslänge der Gesamtwasserdruck  $W = 500 t^2$  in kg bei angenommener dreieckförmiger Druckverteilung.

Der Schiffskörper wird in Eisenbeton in der Weise gebildet, daß zwischen in gewissen Abständen angeordneten Rahmen (den Spanten) Eisenbetonplatten, welche sich an diese Rahmen in kontinuierlichem Verlaufe anstützen, angeordnet werden. Die Rippen der Rahmen stehen im Schiffsinne über der Plattenoberfläche vor und es kann durch Anbringung einer hölzernen Schiffstreu an diese Rippen, welche aus Pfosten besteht, die von Rippe zu Rippe, sowohl am Schiffsboden als auch an den Borden verlaufen, ein eigener Ladekasten gebildet werden. Dieser Ladekasten wird nach Art der Schiffsböden ausgeführt. Bei dieser Anordnung wird die Eisenbetonwandung weder vom Bodendruck noch vom Seitendruck des Füllgutes belastet, sondern diese Belastung durch die entsprechend stark bemessene Pfostenstreu „direkt auf die Rahmen“, deren Berechnung in einem folgenden Abschnitte behandelt werden wird, übertragen.

Bei fehlender Schiffstreu werden die Wandplatten durch die Drucke des Füllgutes in Anspruch genommen und haben auch die Übertragung auf die Querrahmen zu besorgen. — Die Drucke des Füllgutes auf die seitliche und untere Begrenzung des Laderaumes wird in gleicher Weise wie im Silobaue berechnet, gleichgültig nun, ob die Begrenzungen durch Pfostenstreu oder durch Eisenbetonplatten gebildet wird. Ist der Laderaum in engräumige Zellen geteilt, so beeinflußt die Reibung an den Wänden diese Drucke in günstigem Sinne. Die Berechnung könnte in diesem Falle nach den exakten Berechnungsmethoden von Koenen („Zentralblatt der Bauverwaltung“ 1896, Seite 446) und von Janßen („Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure“ 1896, Seite 1046), welche Methoden durch Professor Mörsch („Der Eisenbetonbau“, 2. Aufl., Seite 228 u. f.) und durch Ober-Ingenieur Sor („Handbuch für Eisenbetonbau“, 1. Aufl.) für die Praxis handlich gemacht wurden, vorgenommen werden.

Im Schiffsbaue kommen jedoch zumeist großräumige oder engräumige seichte Ladezellen vor, für welche die Anwendung der Erddrucktheorie bei Errechnung der Materialdrucke vollkommen entsprechende Ergebnisse liefert. Dementsprechend werden die Bodendrucke nach dem Gewichte der auflagernden Füllmasse und die Seitendrucke auf die Flächeneinheit in der Tiefe  $h$  unter der horizontal abgeglichenen Oberfläche des Füllgutes zu

$$p_s = \gamma \cdot h \cdot \operatorname{tg}^2 \cdot \left( 45^\circ - \frac{\varphi}{2} \right),$$

wobei  $\gamma$  das spezifische Gewicht und  $\varphi$  der Böschungswinkel desselben sind, berechnet.

Die Ermittlung des Druckes kann auch auf zeichnerischem Wege, nach der Methode „Rebhann“ bewerkstelligt werden, welcher Vorgang sich insbesondere dann empfiehlt, wenn die Schiffkörper Formen aufweisen,

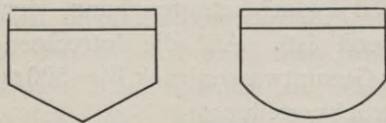


Abb. 3.

wie sie etwa Abb. 3 zeigt. In dem von Ober-Ingenieur Sor behandelten Kapitel des Handbuches für Eisenbetonbau sind nähere Angaben über die Berechnung bei Formen, bestehend aus gebrochenen Linienzügen, vorzufinden, die direkt für

den Praxisgebrauch bestimmt sind.

Um nun die Belastungen auf die Wandungen (Platten) kennen zu lernen, bezeichnen wir mit

- $w_b, w_s$  . . . den Wasserdruck auf die Einheit des Bodens oder der Seitenwand,
- $p_b, p_s$  . . . den Füllgutdruck auf dieselben Wandteile und mit
- $g$  . . . . . das Eigengewicht der Platte für die Flächeneinheit (Platten und Estrichgewicht).

Ist eine Schiffstreu vorhanden, so wirken  $p_b$  und  $p_s$  auf die Pfosten ein, kommen also für die Bemessung der Platten nicht in Betracht. In diesem Falle wirkt nach Abb. 4 auf die Bodenplatte pro Einheit die Last



$(w_b - g)$  von unten nach aufwärts, und auf die Bordplatte nach dem dargestellten Verlaufe  $w_s$  von außen nach innen gerichtet.

Wenn keine Schiffstreu vorhanden ist, dann wirkt nach Abb. 5 auf den Boden  $(w_b - g - p_b)$ , und auf den Bord  $(w_s - p_s)$ . Mit diesen Belastungen kann die Dimensionierung der Platten vorgenommen werden, wie es im folgenden Abschnitte gezeigt werden wird.

Es erübrigt uns noch, die Belastung der Rahmen zu skizzieren. Die Entfernung zweier aufeinanderfolgender Rahmen sei  $a$  und die Übertragung einer gleichmäßig verteilten Last  $q$  der Seiten- oder Bordwand erfolge nach dem Gesetze:

$\xi \cdot a \cdot q$  (der Koeffizient  $\xi$  wird im folgenden Abschnitte besprochen werden).

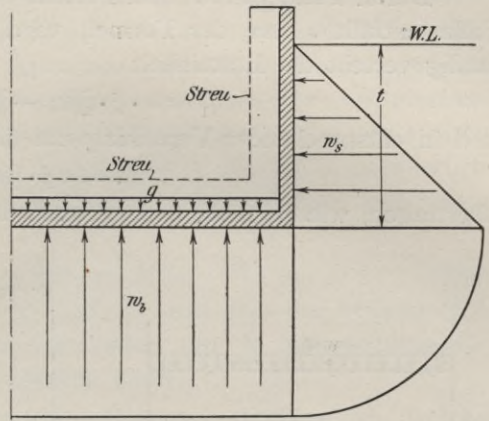


Abb. 4.

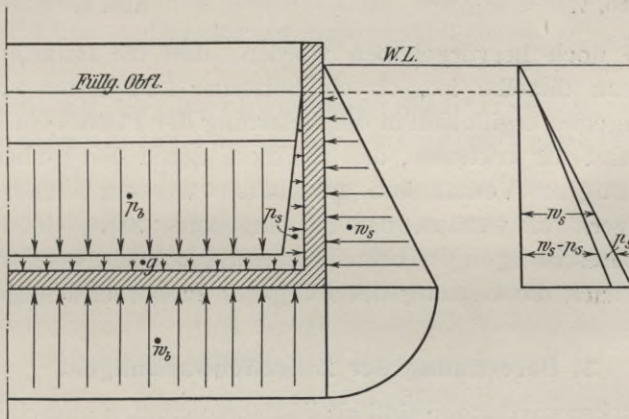


Abb. 5.

In Abb. 6 sind die Einheitsgewichte der vorstehenden Rippen mit  $g_1$  und  $g_2$ , bei eventuell vorhandener dritten oberen Rippe mit  $g_3$  bezeichnet. Das Einheitsgewicht der oberen Schiffstreu sei  $s$ , und wir bezeichnen noch mit

$$G = h a g_1 + h g_2$$

das Gesamtgewicht des Bordes zwischen je zwei Rippen und mit  $S = h_1$  s. a. dasselbe für die Bordstreu.

Für das Eigengewicht gilt in beiden Fällen (mit oder ohne Schiffstreu) nahezu

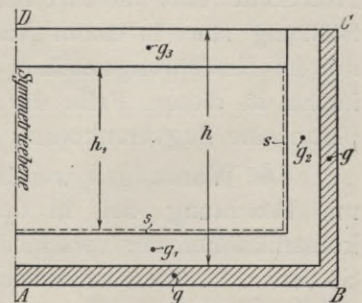


Abb. 6.

das gleiche Lastschema, das in Abb. 7 dargestellt ist, der Unterschied besteht lediglich in der Kraft  $S$ .

Durch Pfostenstreu und Platten oder durch Platten allein (in diesem Falle entfällt  $s$  aus der Formel) wird auf den Rahmenteil  $A-B$  gleichmäßig verteilt die Lasteinheit

$$q_1 = a \cdot \xi \cdot [(w_b - g) - (p_b + s)],$$

und in entsprechender Verteilung auf das Rahmenglied  $BC$  die Lasteinheit

$$q_2 = a \cdot \xi \cdot [w_s - p_s]$$

übertragen, wie in Abb. 8 dargestellt ist.

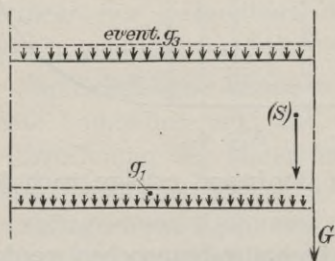


Abb. 7.

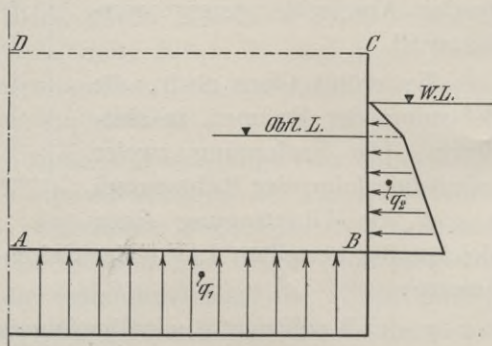


Abb. 8.

Es muß noch hervorgehoben werden, daß die Belastung auf den Rahmen nahezu dieselbe ist, ob ein hölzerner Ladekasten vorhanden ist oder nicht, dagegen ergibt sich in der Belastung der Platten ein bedeutender Unterschied, und wir erkennen, daß für diese durch den Einbau des Holzkasten ungünstigere Verhältnisse geschaffen werden. Andererseits darf wieder nicht verkannt werden, daß die eingebaute Streu einen wirksamen Schutz gegen Beschädigungen beim Laden und Löschen des Schiffes bietet, wobei jedoch auch die Gattung des Füllgutes zu berücksichtigen ist.

### 3. Berechnung der Zwischenwandungen.

Die Zwischenwandungen sind als Eisenbetonplatten ausgebildet, welche kontinuierlich über die Querrahmen hinwegführen und an den Teilgliedern derselben ihre Stützung finden. Gemäß der im vorhergehenden einleitenden Abschnitte über die Art der Belastung gewonnenen Aufschlüsse wird die Stützung stets in einem Andrücken an die Querrahmen bestehen, wovon nur im Ausführungsstadium des Schiffes eine Abweichung eintreten kann, indem in diesem Falle die Übertragung des Eigengewichtes der Bodenplatte eine Zugverankerung entlang der Bodenteile der Rahmen erheischt.

Die Wandungen werden nach den Regeln der durchlaufenden Träger mit Beachtung der in den Berechnungsvorschriften über Eisenbetonkonstruktionen der verschiedenen Länder gemachten Vorbehalte gerechnet. So ist z. B. übereinstimmend nach der Preußischen Ministerialverordnung (Mai 1907) und der Österreichischen Ministerialverordnung (November 1907)

auch in dem Falle, als die durchlaufende Konstruktion aus einer größeren Anzahl Felder besteht, so zu berechnen, als ob nach je drei Feldern eine Bewegungsfuge vorhanden wäre. Dieser Auffassung entsprechend werden wir auch hier die größten Stützen und Feldermomente und die größten Stützenreaktionen  $\xi a q$  unter der Annahme eines Zusammenhanges von nur drei Plattenfeldern berechnen. Dem Wesen des Bauwerkes entsprechend kann hier nur eine gleichzeitige und gleichartige Belastung aller drei Plattenfelder in Betracht kommen und es ergeben sich für die kontinuierliche Platte auf vier Stützen nach den bekannten tabellarischen Zusammenstellungen:

Das größte Stützenmoment zu  $M = -0.1 \cdot q \cdot a^2$ , für welches jeder Stützenquerschnitt dimensioniert wird, da man sich die Teilung in je drei zusammenhängende Felder nacheinander um je eine Stützpunkt-(Rahmen)-Entfernung  $a$  verschoben denken kann;

Das größte Feldmoment zu  $M_{\max} = +0.008 \cdot q \cdot a^2$ , welches sich in  $0.4 a$  von den Endstützen ergeben würde, aus dem vorgeschilderten Grunde aber in jedem Plattenfelde der Querschnitte im Bereiche von  $0.4 a$  bis  $0.6 a$  auftreten kann; ferner:

Die größte Stützenreaktion auf die Rahmen zu  $1.1 \cdot a \cdot q$ , so daß also das vorerwähnte  $\xi$  gleich 1.1 ist, und für jeden Rahmen gemäß der vorschrittlichen Auffassung zu berücksichtigen ist.

a) Berechnung bei vorhandener Schiffstreu, welche auf den innen vorstehenden Rahmenrippen befestigt ist.

Die nachfolgende Berechnung hat Bezug auf eine vom Verfasser für den Port-Saider-Hafen berechnete Schute von rund 150 Tonnen Tragfähigkeit, welche in den Abbildungen 61—68 ausführlich dargestellt erscheint. Wie bereits früher erwähnt, nehmen wir im folgenden der Bequemlichkeit halber das spezifische Gewicht des Seewassers mit  $1000 \text{ kg/m}^3$  an, obwohl es im Mittel  $1015 \text{ kg/m}^3$  beträgt.

Das spezifische Gewicht der Verbundkonstruktion nehmen wir mit  $2400 \text{ kg/m}^3$  und jenes des Füllgutes mit  $750 \text{ kg/m}^3$  an (geschüttete Kohle).

Eigengewicht der Schute:

a) Mittelteil:

Boden und Wandplatten $(6.3 + 5.8 + 1.1) \cdot 14.8 \cdot 0.09 \cdot 2400 =$	42 200 kg
Kielträger $0.3 \cdot 0.2 \cdot 14.8 \cdot 2400 . . . . . =$	2 130 kg
Bordlängsträger $2 \cdot 0.25 \cdot 0.4 \cdot 14.8 \cdot 2400 . . . . . =$	7 100 kg
Querrippen $9 \cdot 0.25^{-2} \cdot 10.34 \cdot 2400 . . . . . =$	13 950 kg
Querschotte $0.07 \cdot 5.6 \cdot 2.2 \cdot 2400 . . . . . =$	2 060 kg
Querrippe $5.5 \cdot 0.25^{-2} \cdot 2400 . . . . . =$	825 kg
„ Platte $5.5 \cdot 0.50 \cdot 0.1 \cdot 2400 . . . . . =$	660 kg
	Transport 68 925 kg

b) Vorder- und Hinterschiff:	Übertrag	68 925 kg
Abschlußschotten	$2 \cdot 0.07 \cdot 5.6 \cdot 2.5 \cdot 2400$	= 4 700 kg
	$2 \cdot 5.5 \cdot 0.25^{-2} \cdot 2400$	= 1 650 kg
Rippen	$2 \cdot 0.25^{-2} \cdot 2400 \cdot 10.34$	= 3 100 kg
	$2 \cdot 0.25^{-2} \cdot 2400 \cdot 9.84$	= 2 950 kg
	$2 \cdot 0.25^{-2} \cdot 2400 \cdot 8.24$	= 2 470 kg
Kielrippen	$2 \cdot 11.5 \cdot 0.3 \cdot 0.2 \cdot 2400$	= 3 300 kg
Bordrippen	$2 \cdot 0.25 \cdot 0.4 \cdot 11.0 \cdot 2400$	= 5 280 kg
Boden, Seiten- und Bordplatte (à 52.3 m <sup>3</sup> )	$2 \cdot 52.3 \cdot 0.09 \cdot 2400$	= 22 700 kg
c) Ladegewicht	$14.8 \cdot 5.5 \cdot 2.4 \cdot 750$	= 196 500 kg
		Zusammen 261 575 kg

Es sei kurz erwähnt, daß die hier zusammengestellten Gewichte genügend genau sind für die statische Berechnung der Schute. Dieselbe wurde für Kohlenladung gebaut. Da im folgenden gezeigt werden wird, daß die Beanspruchungen der einzelnen Konstruktionsteile sich innerhalb vernünftiger Grenzen befinden, so kann ohne jede Gefahr die Schute auch für Ladungen mit größeren spezifischen Gewichten verwendet werden. Es kann die Tauchtiefe bis zu 2.90 m getrieben werden, was die Tragfähigkeit zu einem Maximum von  $146.5 + 118.5 = 265$  Tonnen bringt. Berechnet wurde sie jedoch wie in der vorgehenden Tabelle erwähnt. — Es sei gleichzeitig erwähnt, daß der Verfasser eine kleinere Schute von nur 100 Tonnen Tragfähigkeit projektierte, welche er aber genau ebenso armierte wie die hier besprochene größere Schute. An der Hand der kleineren Schute werden wir in einem späteren Absatze zeigen, wie man die Gesetze des Schiffbaues einfach auf unsere Eisenbetonschiffe überträgt.

Die Verdrängung muß betragen:  $\frac{261\,575}{1000} = \underline{261.575 \text{ m}^3}$ .

Grundfläche der Schalande:  $14.8 \cdot 6.3 + 2 \cdot \frac{2}{3} \cdot 4.6 \cdot 6.3 = \underline{131.6 \text{ m}^2}$ .

Tauchtiefe =  $t = \frac{261.575}{136.600} = 1.99 = \underline{2.00 \text{ m}}$ .

Die Belastung der Eisenbetonplatte für 1 m Bildtiefe ist in Abb. 9 dargestellt, die Abb. 10 stellt die Belastung auf die Pfostenstreu dar, für welche diese zu dimensionieren ist.

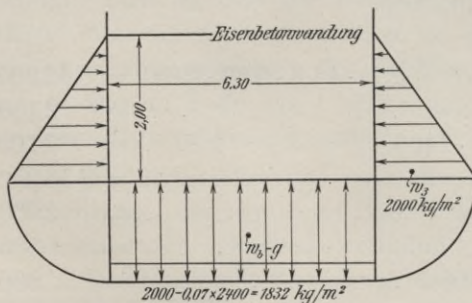


Abb. 9.

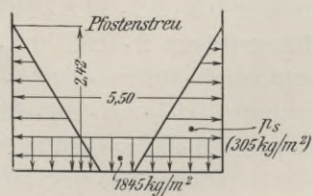


Abb. 10.

Für  $\gamma = 750 \text{ kg}$  und für  $\varphi = 45^\circ$  für geschüttete Kohle erhalten wir nach der früher erwähnten Formel für den Seitendruck des Füllgutes

$$p_s = 750 h \cdot t g^{-2} \cdot 22.5^\circ = 126 h,$$

demnach hier  $p_s = 126 \cdot 2.42 = 305 \text{ kg/m}^2$ .

Der Bodendruck ist, ohne Rücksicht auf die Reibung an den Wänden gleich dem Gewichte des Füllgutes

$$p_b = 750 \cdot h = 750 \cdot 2.42 = 1810 \text{ kg/m}^2$$

und die Pfostenstreu wiegt:

$$s = 0.05 \cdot 700 = 35 \text{ kg/m}^2,$$

so daß  $p_b + s = 1845 \text{ kg/m}^2$

erhalten wird. Die Rippenentfernung von Achse zu Achse ist in unserem Falle gleich  $a = 1.58 \text{ m}$ , gleich der Plattenweite.

Zur Berechnung der Bodenplatte sind die Momente:

$$\underline{M} = -0.1 \cdot 1832 \cdot 1.58 \cdot 158 = \underline{-45\,500 \text{ kg/cm}},$$

welches eine Zugzone außen erfordert, und das Feldmoment:

$$\underline{M_{\max}} = +0.08 \cdot 1832 \cdot 1.58 \cdot 158 = \underline{+36\,600 \text{ kg/cm}}$$

mit der Zugzone innen.

Die erforderliche Nutzhöhe der Platte ist nächst der Stütze (laut Tabelle Seite 12 der Preußischen Bestimmungen vom 24. Mai 1907)

$$= \sqrt{\frac{45\,500}{658}} = \underline{8.32 \text{ cm}} \text{ und der Querschnitt der Armatur:}$$

$$= \underline{f_e} = 0.75 \cdot 8.32 = \underline{6.25 \text{ cm}^2}.$$

Die durchlaufende Platte hat samt Putz eine Gesamtstärke von 9 cm und wird überdies an der Stelle der absolut größten Momente in der Druckzone durch das Fleisch der Rippe verstärkt, an welche sich die Platte anlehnt.

Die Armatur wechselt in 0.25 der Spannweite die Zone, und es wird für die Mitte der in Abb. 11 rechts dargestellte Querschnitt erhalten.

Für denselben berechnet sich nach den äußerst handlichen von Herrn Ing. R. Wurzkowki in der Zeitschrift „Beton und Eisen“ 1909 Heft XI Seite 268 abgeleiteten Formeln:

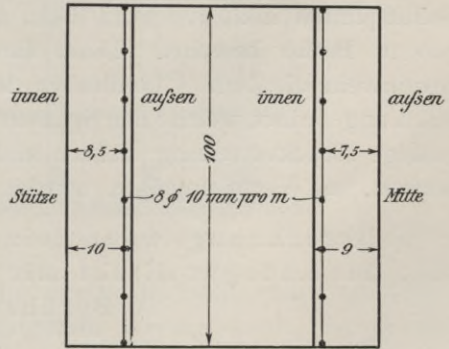


Abb. 11.

$$\text{Bewehrungsprozente: } \frac{6.28}{7.5} = 0.838 \text{ ‰} = p,$$

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{0.838}}, \text{ wobei } v = \frac{\sigma_e}{\sigma_b}, v = 23.3$$

und danach die Spannungen

$$\text{Eisenzugspannung: } \sigma_e = \frac{36\,600 \cdot 38.3}{33.3 \cdot 7.5 \cdot 6.28} = \underline{893 \text{ kg/cm}^2}.$$

Betondruckspannung:  $\sigma_b = \frac{\sigma_e}{v} = \frac{893}{23.3} = 38.3 \text{ kg/cm}^2$ .

Allgemein gehalten lauten die Formeln

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{p \text{ ‰}}}; \quad \sigma_e = \frac{M(15 + v)}{(10 + v)f_e \cdot h}; \quad \sigma_b = \frac{\sigma_e}{v}.$$

Seitenwände. An der tiefsten Stelle derselben ist das Moment für einen 10 cm hohen (breiten) Plattenstreifen mit  $\frac{2000}{10} = 200 \text{ kg/m}^1$  belastet bei Vernachlässigung der günstigeren dreieckigen Verteilung.

$$\left\{ \begin{array}{l} \text{Stütze: } M = -0.1 \cdot 200 \cdot 1.58 \cdot 158 = -4980 \text{ kg/cm,} \\ \text{Feldmitte: } M_{\max} = +0.008 \cdot 200 \cdot 1.58 \cdot 158 = +3990 \text{ kg/cm.} \end{array} \right.$$

Für die höher gelegenen Plattenstreifen nehmen die Belastungen natürlich ab, doch wird man dieselben, um etwa eintretenden Stoßwirkungen zu begegnen, und um tiefere Tauchungen durch Überlast nicht befürchten zu müssen, in gleicher Stärke wie unten dimensionieren.

Bei der Bodenplatte genügten uns pro  $\text{m}^1$  acht 10 mm Rundeisen. Für die Seitenwände ziehen wir sicherheitshalber deren 10 in Berechnung. Wir erhalten sonach im ungünstigsten Falle:

$$p = \frac{7.85}{7.5} \text{ cm}^2 = 10 \varphi 10 \text{ mm} = 1.05 \text{ ‰},$$

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{1.05}} = 20.2,$$

$$\sigma_c = \frac{49800 \cdot 35.2}{30.2 \cdot 7.5 \cdot 7.85} = 986 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_b = \frac{986}{20.2} \dots = 48.8 \text{ kg/cm}^2,$$

In Anbetracht der im vorhergehenden Resultate wurden die gesamten Schiffsplatten inklusive Putz 9 cm stark ausgeführt und mit 12  $\varphi 10$  mm pro m Breite bewehrt. Diese Bewehrung wechselt stets bei 0.25 der Spannweite die Zone. Überdies wurden pro lfd. m Schiffslänge 3 Verteilungseisen angeordnet, welche den Spanten (Rippen) parallel laufen und eine gleichmäßige Druckverteilung sichern und überdies sozusagen als Nebenspanten wirken, als Verteilungseisen wurden ebenfalls 10 mm Rundeisen gewählt.

b) Berechnung, wenn keine Schiffstreu vorhanden ist, also das Ladegut direkt mit der Innenfläche der Wandung in Berührung kommt.

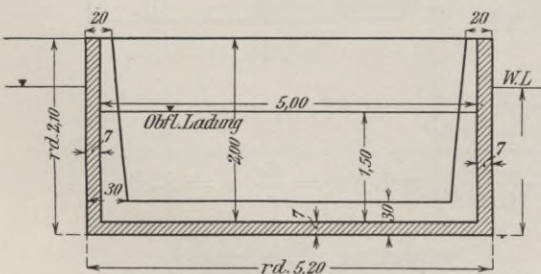


Abb. 12.

Ein Ponton vom Querschnitt der Abb. 12 sei nach Schema der Abb. 1 mit Kohle beladen, es ist kein Ladenkasten vorgesehen. Die Entfernung der Rahmen sei  $a = 1.50$ .

Die Rechnung bezüglich der Tauchtiefe kann hier für ein Rahmenfeld durchgeführt werden:

Eigengewicht: $1.5 \cdot (2 \cdot 2.10 + 5.20) \cdot 0.07 \cdot 2400 + (5.2 \cdot 0.2 \cdot 0.3 +$	
$2 \cdot 1.8 \cdot 0.2 \cdot 0.25) \cdot 2400$	= 3540 kg
Ladegewicht: $1.5^{-2} \cdot 5.00 \cdot 750$	= 8400 „
	Zusammen 11940 kg
<u>Verdrängung</u>	= 11.94 m <sup>3</sup>
<u>Bodenfläche</u> $1.5 \cdot 5.2$	= 7.80 m <sup>2</sup>
<u>Tauchung</u> $t = \frac{11.94}{7.8}$	= 1.53 m

Gemäß der Abbildung 5 erhalten wir für die Bodenplatte, für welche

$$w_b = 1530 \text{ kg/m}^2,$$

$$g = 0.07 \cdot 2400 = 168 \text{ kg/m}^2$$

und

$$p_b = 1.5 \cdot 750 = 1125 \text{ kg/m}^2$$

sind, die nach aufwärts gerichtete Belastung

$$w_b - g - p_b = 1530 - 168 - 1125 = 237 \text{ kg/m}^2,$$

mit welcher der Boden in ähnlicher Weise wie Abb. 9 darstellt, belastet ist. Da die Oberfläche des Füllgutes nur um 4 cm höher liegt als die Wasserlinie, so darf der Verlauf des Seitendruckes auf die Bordwand wie in Abb. 9 als Dreieck angesehen werden.

Für den tiefsten Wandpunkt sind

$$w_s = 1530 \text{ kg/m}^2,$$

und

$$p_s = 126 \cdot 1.5 = 190 \text{ kg/m}^2,$$

es ergibt sich daher

$$w_s - p_s = 1530 - 190 = 1340 \text{ kg/m}^2$$

wie in Abb. 13.

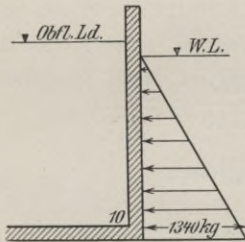


Abb. 13.

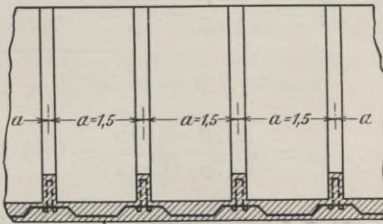


Abb. 14.

In Abb. 14, die als Längsschnitt durch die Sohle oder als Horizontalschnitt durch die Bordwände aufgefaßt werden kann, ist in der verzerrt dargestellten Platte die Bewehrung dargestellt. Die strichliert eingezeichneten Eisen gelten für die Sohlplatte und sind, wie früher erwähnt, für den Bauzustand des Pontons nötig. Wir erhalten für den Bodenteil die Momente für 100 cm Breite:

$$\text{An der Stütze: } M = -0.1 \cdot 237 \cdot 1.5 \cdot 150 = -5400 \text{ kg/cm},$$

$$\text{Feldmitte: } M_{\text{max}} = +0.08 \cdot 237 \cdot 1.5 \cdot 150 = +4300 \text{ kg/cm},$$

also sehr geringe Werte, welche die Anordnung selbst minimaler Plattenstärken zuließen.

Für den tiefsten 10 cm hohen Plattenstreifen des Bordes erhielten wir rund

$$\frac{1340}{10} = 134 \text{ kg/m}^1$$

(genau genommen wäre die Belastung etwas geringer) und es sind die Momente für diesen Streifen (siehe Abb. 13):

$$M = -0.1 \cdot 134 \cdot 1.5 \cdot 150 = -3010 \text{ kg/cm},$$

$$M_{\max} = +0.08 \cdot 134 \cdot 1.5 \cdot 150 = +2410 \text{ kg/cm}.$$

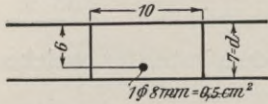


Abb. 15.

Entfiele auf diesen 10 cm breiten Plattenstreifen von der Dicke von 7 cm nach Abb. 15 ein Rund-eisen von  $\varphi$  8 mm =  $0.5 \text{ cm}^2$ , so berechnet sich nach der früher angegebenen Methode:

$$p = \frac{0.5}{0.1 \cdot 6} = 0.84 \text{ ‰},$$

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{0.84}} = 23.2,$$

$$\sigma_\varepsilon = \frac{3010 \cdot 38.2}{33.2 \cdot 0.5 \cdot 6} = 1160 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_b = \frac{1160}{23.2} \dots = 50 \text{ kg/cm}^2.$$

Diese Spannungen sind unbedenklich, da dieselben für die Stützen-querschnitte berechnet sind, wo der Druckgurt durch das Fleisch der Rippe des Rahmens verstärkt wird. Man kann gegebenenfalls an der Rippe die Platte durch Abschrägung der Ecken verstärken. Die obige Rechnung durchgeführt, bei Annahme von 8 statt 7 cm Plattenstärke an der Rippe, ergibt schon:

$$p = \frac{0.5}{0.1 \cdot 7} = 0.715 \text{ ‰},$$

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{0.715}} = 25.75,$$

$$\sigma_\varepsilon = \frac{3010 \cdot 40.75}{35.75 \cdot 0.5 \cdot 7} = 980 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_b = \frac{980}{25.75} \dots = 38 \text{ kg/cm}^2.$$

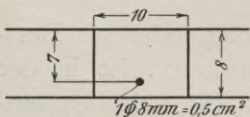


Abb. 16.

Für die positiven Momente in den Feldmitten wechselt dieselbe Bewehrung die Zugzone, und wir erhalten für die hier 7 cm starke Platte nach Abb. 16:

$$p = \frac{0.5}{0.1 \cdot 6} = 8.84 \text{ ‰},$$

$$v = -7.5 + \sqrt{56.25 + \frac{750}{0.84}} = 23.2,$$

$$\sigma_\varepsilon = \frac{2410 \cdot 38.2}{33.2 \cdot 0.5 \cdot 6} = 920 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_b = \frac{920}{23.2} \dots = 39.6 \text{ kg/cm}^2.$$



#### 4. Berechnung der Rahmen.

Wir bezeichnen Rahmenformen, welchen der Querriegel  $C-D$  der Abb. 6 fehlt, als offene Rahmen, und solche, wo derselbe vorhanden ist, als geschlossene Rahmen. Im folgenden behandeln wir vorerst die Fälle, wo bei einem Schiffe ausschließlich nur offene Rahmen (ad 1), oder ausschließlich nur geschlossene Rahmen (ad 2) vorkommen. Zumeist ist es aber der Fall, daß zwischen zwei geschlossenen Rahmen mehrere offene Rahmen eingeschaltet werden, und dabei alle Bordwinkel  $C$  (Abb. 6) durch durchgehende Bordbalken verbunden sind. Da sich bei dieser Schiffstypen die offenen Rahmen und Bordbalken gegenseitig beeinflussen, so ist deren gemeinsame Lösung (ad 3) durchgeführt. Aber auch die geschlossenen Rahmen dieser Schiffstypen unterscheiden sich von den ad 2 behandelten, weshalb dieselben ad 4 einer näheren Betrachtung unterzogen wurden. Im allgemeinen sei vorausgeschickt, daß die ad 1 behandelten Rahmen statisch bestimmte Gebilde sind, alle übrigen aber mit Zuhilfenahme der Lehren aus der Elastizitätstheorie einer Lösung zugeführt werden müssen.

Über die Belastung der Rahmen wurde bereits im vorhergehenden geschrieben, wobei auch die Ausführungen bezüglich des Beiwertes  $\xi$  berücksichtigt werden müssen.

##### ad 1. Offene Rahmen.

Da die Rahmen bezüglich der Achse  $S-S_1$  der Abb. 17 sowohl in Form und Belastung eine symmetrische Anordnung zeigen, so muß auch die Deformationslinie bezüglich dieser Achse symmetrisch verbleiben, welche Form dieselbe auch annimmt (Abb. 17), es bleibt jedenfalls die Tangente im Querschnitte  $A$  des Bodenteiles an die Deformationslinie horizontal. Wir können daher, ohne an der Richtigkeit der Rechnung etwas zu ver-

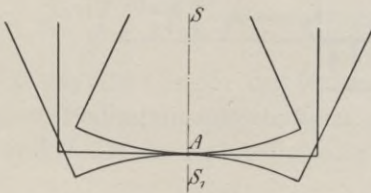


Abb. 17.

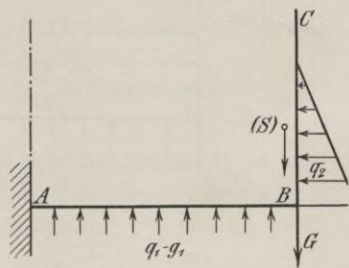


Abb. 18.

ändern, den Rahmen bei  $A$  durchschneiden und die Wirkung der anderen Hälfte durch eine vollständige Einspannung daselbst ersetzt denken. Dieses in der Abb. 18 dargestellte „statisch bestimmte“ System wird den weiteren Untersuchungen zugrunde gelegt. Die Verteilung der Belastung  $q_2$  wird nicht immer nach einem Dreiecke erfolgen, wie das bereits in den Abb. 7 und 8 gezeigt wurde.

Die allgemeinen Momentengleichungen für einen Querschnitt  $N_1$  des Gliedes  $A-B$  sind (Abb. 19):

$$M_1 = \frac{(q_1 - g_1)(\lambda - x)^2}{2} - S(\lambda^1 - x) - G(\lambda - x) + \sum_0^t q_2 y$$

und für einen Querschnitt  $N_2$  des Gliedes  $B-C$ , dessen  $y = a$  ist:

$$M_2 = \sum_a^t q_2 (y - a).$$

Wie aus den Gleichungen zu ersehen ist, werden jene Momente, welche die Zugzone an der Außenseite des Rahmenquerschnittes verlangen, mit positivem Vorzeichen, und jene Momente, für welche die Zugzone an der Innenseite des Rahmenquerschnittes erforderlich ist, mit negativem Vorzeichen versehen. Diese Bezeichnungswiese ist auch für die anderen Rahmentypen beibehalten worden. Die Dimensionierung des offenen Rahmens an einem konkreten Beispiele zu zeigen, erscheint überflüssig, da dieselbe nichts Neues bieten kann. Hervorgehoben soll jedoch werden, daß das Bodenglied  $A-B$  auch in seiner Längsachse durch die Druckkraft  $\sum_0^t q_2$  belastet erscheint, so daß dieser Stab auch auf exzentrischem Drucke zu dimensionieren ist. Die Exzentrizitäten sind durch  $\frac{M_1}{\sum_0^t q_2}$  gegeben.

## ad 2. Geschlossene Rahmen.

Sind die gegenüberstehenden Enden  $C$  (Abb. 19) eines Rahmens durch ein Glied verbunden, so gelangen wir zu einem geschlossenen Rahmen.

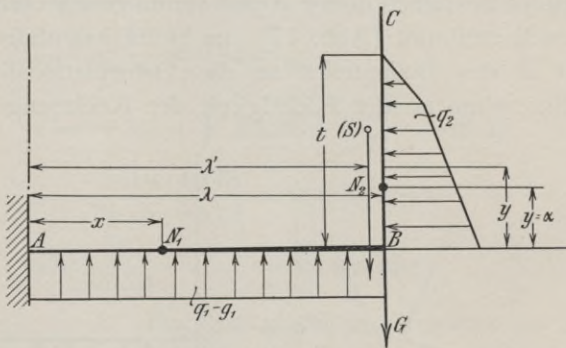


Abb. 19.

Der monolithischen Bauweise des Eisenbetons entspricht es, daß der Anschluß bei  $C$  nicht gelenkartig erfolgen kann. In Anbetracht der Symmetrie in Form und Belastung bezüglich der Achse  $S-S_1$  ist es statthaft, das System in zwei gleichgeartete Hälften zu teilen. Um den tatsächlichen Zustand wieder herbeizuführen, betrachten wir den Rahmen bei  $A$  (Abb. 20) wieder als eingespannt und fügen im Schnitte  $D$  die statisch unbekanntenen Größen  $H$  (eine Achsialkraft) und  $\mu$  (ein Moment) hinzu.

Die Momentengleichungen lauten hier, wenn mit  $W_s$  der Gesamtwasser-

druck auf die Bordwand und mit  $P_s$  der Gesamtseitendruck des Füllgutes bezeichnet wird:

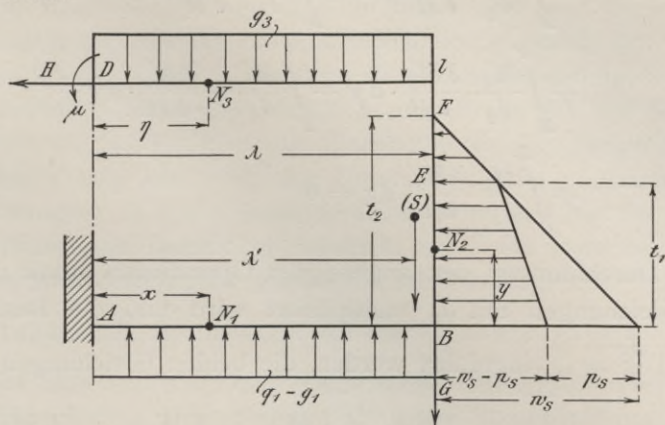


Abb. 20.

Glied A—B. 
$$M_1 = \mu + Hh + g_3 \frac{\lambda^2}{2} - g_3 \lambda(\lambda - x) - G(\lambda - x) - S(\lambda' - x) + W_s \cdot \frac{t_2}{3} - P_s \frac{t_1}{3} + \frac{(q_1 - g_1)(\lambda - x)^2}{2}.$$

Glied B—E. 
$$M_2 = \mu + H(h - y) + g_3 \frac{\lambda^2}{2} + W_s \frac{(t_2 - y)^2}{3 t_2} - P_s \frac{(t_1 - y)^2}{3 t_1} + S(\lambda - \lambda') \cdot \frac{h - y}{h}.$$

Von E—F. 
$$M'_2 = \mu + H(h - y) + g_3 \frac{\lambda^2}{2} + W_s \frac{(t_2 - y)^2}{3 t_2} + S(\lambda - \lambda') \cdot \frac{(h - y)}{h}.$$

Von F—C. 
$$M''_2 = \mu + H(h - y) + g_3 \frac{\lambda^2}{2} + S(\lambda - \lambda') \cdot \frac{h - y}{h}.$$

Glied C—D. 
$$M_3 = \mu + \frac{g_3 \eta^2}{2}.$$

Nach dem Satze vom Kleinstwerte der Formänderungsarbeit muß nun

$$\int_A^D \frac{M}{EJ} \cdot \frac{\partial M}{\partial \mu} \cdot ds = \theta \quad \text{und} \quad \int_A^D \frac{M}{EJ} \cdot \frac{\partial M}{\partial H} \cdot ds = \theta \quad \text{sein.}$$

Da für alle Glieder des Rahmens  $E$  ein konstanter Wert ist, so lassen sich diese Bedingungsgleichungen nach Einführung der Trägheitsmomente  $J_1, J_2$  und  $J_3$  für die Rahmenglieder  $A—B, B—C$  und  $C—D$  auch schreiben:

$$\begin{aligned} & \int_A^B \frac{M_1}{J_1} \cdot \frac{\partial M_1}{\partial \mu} \cdot dx + \int_B^E \frac{M_2}{J_2} \cdot \frac{\partial M_2}{\partial \mu} \cdot dy + \\ & + \int_E^F \frac{M'_2}{J_2} \cdot \frac{\partial M'_2}{\partial \mu} \cdot dy + \int_F^C \frac{M''_2}{J_2} \cdot \frac{\partial M''_2}{\partial \mu} \cdot dy + \\ & + \int_C^D \frac{M_3}{J_3} \cdot \frac{\partial M_3}{\partial \mu} \cdot d\eta = \theta \quad \text{und} \end{aligned}$$

$$\int_A^B \frac{M_1}{J_1} \cdot \frac{\partial M_1}{\partial H} \cdot dx + \int_B^E \frac{M_2}{J_2} \cdot \frac{\partial M_2}{\partial H} \cdot dy +$$

$$+ \int_E^F \frac{M_2'}{J_2} \cdot \frac{\partial M_2'}{\partial H} \cdot dy + \int_F^C \frac{M_2''}{J_2} + \frac{\partial M_2''}{\partial H} \cdot dy +$$

$$+ \int_C^D \frac{M_3}{J_3} \cdot \frac{\partial M_3}{\partial \mu} \cdot d\eta = \theta.$$

Nach Durchführung der angezeigten Operationen erhält man, wenn jede der Gleichungen mit  $J_3$  multipliziert wird und die Bezeichnungen  $\frac{J_3}{J_1} = i_1$  und  $\frac{J_3}{J_2} = i_2$  eingeführt werden, die beiden Gleichungen:

$$\mu [\lambda \cdot i_1 + i_2 h + \lambda] + H \left[ i_1 h \lambda + \frac{i_2 h^2}{2} \right] + i_1 \left[ \frac{W_s t_2}{3} \lambda - \frac{C \lambda^2}{2} (+) - \right.$$

$$- S \lambda \left( \lambda' - \frac{\lambda}{2} \right) - \frac{P_s t_1 \lambda}{3} + \frac{(g_1 - g_1) \lambda^3}{6} \left. \right] + i_2 \left[ \frac{g_3 \lambda^2 h}{2} + \frac{S (\lambda - \lambda') h}{2} + \right.$$

$$\left. + \frac{W_s t_2^2}{9} - \frac{P_s t_1^2}{9} \right] + \frac{g_3 \lambda^3}{6} = \theta \quad \dots \dots \dots 1)$$

und

$$\mu \left[ i_1 h \lambda + \frac{i_2 h^2}{2} \right] + H \left[ i_1 h^2 \lambda + \frac{i_2 h^3}{3} \right] + i_1 \left[ \frac{(g_1 - g_1) h \lambda^3}{6} - \frac{G h \lambda^2}{2} + \frac{S h \lambda^2}{2} - \right.$$

$$- S h \lambda' \cdot \lambda + \frac{W_s h t_2 \lambda}{3} - \frac{P_s h t_1 \lambda}{3} \left. \right] + i_2 \left[ \frac{g_3 h^2 \lambda}{2} + \frac{S (\lambda - \lambda') h}{2} - \frac{g_3 \lambda^2 h^2}{4} - \right.$$

$$\left. - \frac{S (\lambda - \lambda') h^2}{6} + \frac{W_s h t_2^2}{9} - \frac{W_s t_2^3}{36} - \frac{P_s h t_1^2}{9} + \frac{P_s t_1^3}{36} \right] = \theta \quad \dots \dots 2)$$

Die gemeinsame Auflösung der Gleichungen 1 und 2 nach den beiden Unbekannten  $\mu$  und  $H$  gestattet dann, die Momentengleichungen zahlenmäßig auszudrücken und die Berechnung der Spannungen vorzunehmen.

Die Dimensionierung gestaltet sich auch einfach. Man ist beim Eingehen in die Rechnung nicht an vorherige Annahme der Querschnitte gebunden (lediglich Schätzung des Eigengewichtes), sondern nimmt von vornherein die Verhältniszahlen  $i_1$  und  $i_2$  an. Hat man dann für den ungünstigsten Querschnitt die Dimension festgelegt, so daß die Spannungen in zulässigen Grenzen bleiben, berechnet man für diesen Querschnitt nach den später folgenden Angaben das Trägheitsmoment und findet mit Zuhilfenahme der Zahlen  $i_1$  und  $i_2$  die erforderlichen Trägheitsmomente, also die Dimensionen der anderen Rahmenglieder. Es bedarf keiner nennenswerten Übung, um zu jenen Zahlen  $i_1$  und  $i_2$  zu gelangen, die man typisch immer wieder anwenden kann und ohne jedes weitere Eingehen in die Spannungsberechnung, der übrigen Rahmenglieder, nach der Ermittlung der Dimen-

sionen des ungünstigst beanspruchten Querschnittes, auch die Dimensionen der anderen Rahmenstäbe so zutreffend findet, daß man die volle Gewähr hat, daß nirgends eine Spannungsüberschreitung stattfindet. Die einmal gefundenen Werte  $i_1$  und  $i_2$  gestatten diese Generalisierung, weil die Verhältnisse bezüglich Belastung, Höhe  $h$  und Breite  $2l$  der Schiffsrahmen im allgemeinen, bei Schiffen aus Eisenbeton keinen allzugroßen Schwankungen unterworfen sind. Bei der Untersuchung ist zu beachten, daß die Trägheitsmomente in den Formänderungsgleichungen für das „Stadium I“ (Zugmitwirkung des Betons) zu ermitteln sind, und zwar ist, wie in den Österreichischen Vorschriften angegeben, für die Zug- und Druckzone dasselbe Elastizitätsmaß anzunehmen, so daß  $\frac{E_e}{E_b} = n = 15$  wird. Das Trägheitsmoment bezieht sich auf den gemeinsamen Schwerpunkt von Beton- und 15facher Eisenfläche. Das „Stadium II“ (ohne Zugmitwirkung des Betons) wird dagegen dem Spannungsnachweis zugrunde gelegt.

In der aus der Formänderung abgeleiteten Berechnung kann das „Stadium II“ unmöglich berücksichtigt werden:

1. weil im allgemeinen mit dem tatsächlichen Auftreten der Zugrisse die Zugarmatur auch schon die Proportionalitätsgrenze (ca. 2000 kg/cm<sup>2</sup>) erreicht, also eine auf die Elastizitätstheorie basierte Rechnung widersinnig wäre,
2. weil man in diesem Falle bei den meisten Querschnitten (ausgenommen der symmetrisch armierte Rechtecksquerschnitt) in Verlegenheit wäre, für welchen Biegungssinn das Trägheitsmoment zu nehmen wäre.

Denn es ist zu beachten, daß ein und demselben Querschnitt je nach dem Biegungssinne, d. h. je nach der Lage der Zugzone im Stadium II, zwei verschiedene Trägheitsmomente entsprechen.

So liefert der T-förmige Querschnitt (Plattenbalken) im Stadium II zwei voneinander verschiedene Trägheitsmomente  $J$  und  $J'$ , je nach der Lage der schraffierten Druckzone (Abb. 21), die man nur richtig einsetzen könnte, wenn der Biegungssinn für den betreffenden Querschnitt schon von vornherein bekannt wäre, und selbst wenn der

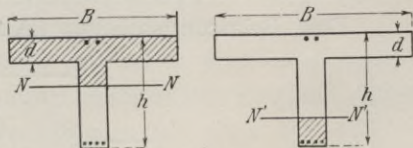


Abb. 21.

Biegungssinn für markante Punkte des Traggebildes (Eckpunkte, Stabmitte) bekannt wäre, so tritt die Frage auf, bis wohin innerhalb eines Stabes das eine oder das andere Trägheitsmoment gültig sein wird. Es sei nur daran erinnert, daß bei durchlaufenden Trägern, z. B. mit variablen Laststellungen, die Nullstellen der Momente pendeln, und man für jeden einzelnen Lastfall ein anderes Gesetz für den Verlauf des Trägheitsmomentes einführen müßte. Allen diesen Schwierigkeiten trachtete man schon seit langem aus dem Wege zu gehen, manche Konstrukteure berücksichtigen „das

Trägheitsmoment der geometrischen Querschnittsform ohne Rücksicht auf die Eiseneinlagen“, andere wieder führten „die dritte Potenz der Querschnittshöhe ( $h^3$ , Abb. 22) der beliebig geformten Querschnitte“ ein. Es wurde daher freudig begrüßt, daß durch die Österreichischen Vorschriften in dieser Beziehung eine Regelung eingetreten ist.

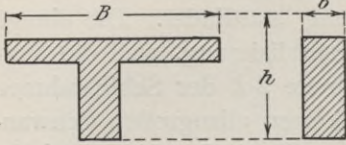


Abb. 22.

Die Anordnung ausschließlich nur geschlossener Rahmen kommt im Schiffsbau selten vor (ein Beispiel davon werden wir später unter Berücksichtigung aller konstruktiven Details vorführen, und zwar das Projekt eines Schwimmtores in Eisenbeton), gewöhnlich ordnet man dieselben in größeren Abständen an und legt dazwischen offene Rahmen ein (Abb. 23), deren freie Enden C durch einen horizontal verlaufenden Bordbalken verbunden sind (Abb. 24). In diesem Falle beeinflussen sich die Konstruktionselemente offene Rahmen, Bordbalken und geschlossene Rahmen gegenseitig, und es wird in den folgenden Abschnitten ad 3 und ad 4 gezeigt werden, wie diesem kombinierten System auf rechnerischem Wege beizukommen ist.

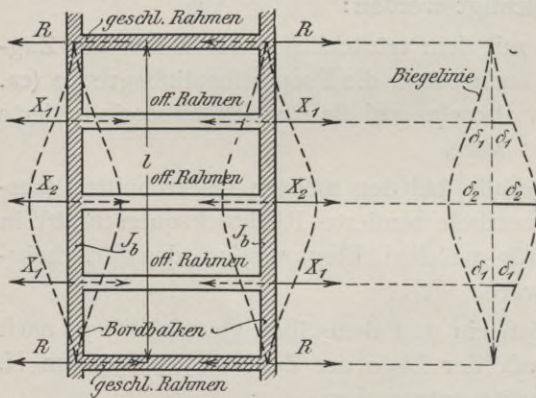


Abb. 23.

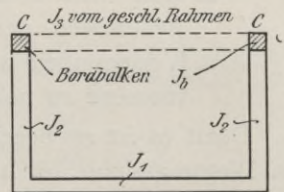


Abb. 24.

### ad 3. Offene Rahmen mit Bordbalken.

Das Belastungsschema (Abb. 25) dieser Rahmentype unterscheidet sich von jenem ad 1 angegebenen lediglich dadurch,

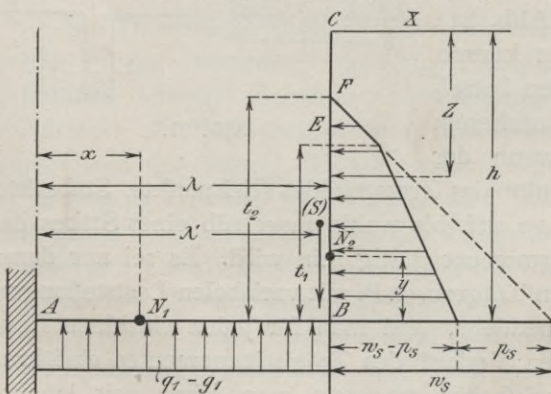


Abb. 25.

daß an dem oberen Ende C die Reaktion X anzubringen ist, mit welcher die Anstimmung an den Bordbalken erfolgt. Die Horizontalverschiebung der oberen Wandenden  $C_1, C_2$  usw. der aufeinanderfolgenden offenen Rahmen muß der horizontalen Durchbiegung des Bordbalkens von der Spannweite  $l$  gleich sein.

Da diese Durchbiegungen für die einzelnen offenen Rahmen verschieden groß sind, so ergeben sich verschieden große Reaktionskräfte  $X_1$ ,  $X_2$ ,  $X_3$  usw., die auf die an diesen Stellen liegenden Rahmen wirken. Aus der Symmetrie der Biegelinie für den Bordbalken kann auf gleichbelastete Rahmentypen geschlossen werden. So wäre beispielsweise in Abb. 23, entsprechend der zwei vorkommenden Durchbiegungen  $\delta_1$  und  $\delta_2$ , zwei Rahmentypen zu berechnen, die eine mit der Reaktion  $X_1$ , die andere mit  $X_2$ . Auf den Bordbalken wirken an den gekennzeichneten Stellen dieselben statisch unbekanntes Reaktionskräfte ein und bewirken eben dessen Durchbiegung, die entweder nach außen (diesem Falle entsprechen unsere Skizzen, und wenn die  $X$ -Kräfte als positive Werte erhalten werden, so haben sie die skizzierte Richtung) oder auch nach innen erfolgen kann. Die oberen Querbalken der geschlossenen Rahmen bilden die Auflager der im horizontalen Sinne beanspruchten Bordbalken. Wirkt die horizontale Auflagerkraft  $R$  dieses Balkens abhebend, so ist dortselbst eine Verankerung nötig, im Gegenfalle werden die oberen Querbalken der geschlossenen Rahmen gedrückt. Der Bordbalken läuft nun allerdings kontinuierlich über die geschlossenen Rahmen hinweg, mit denen er elastisch drehbar in Verbindung steht. Die gleichartige Belastung der aufeinanderfolgenden Bordbalkenfelder  $l$  (Abb. 23), sowie die monolitische Verbindung mit den Auflagern derselben, lassen nun den Schluß zu, daß die Tangenten an die elastische Linie des Bordbalkens in den Auflagern fast gar nicht von ihrer horizontalen Richtung abweichen. Ohne einen Fehler von praktisch fühlbarer Bedeutung zu begehen, jedenfalls im Interesse der Rechnungsvereinfachung, können wir der Berechnung des Bordbalkens die Annahme zugrunde legen, daß die Enden jedes Bordbalkenfeldes vollkommen eingespannt seien. Unter dieser Annahme lassen sich nun die horizontalen Durchbiegungen des Bordbalkens an jenen Stellen, wo die offenen Rahmen eingreifen, leicht ermitteln. Bevor wir jedoch auf diese Berechnung eingehen, wollen wir die Momentengleichungen für die offenen Rahmen entwickeln. Aus dem an früherer Stelle erörtertem Grunde kann sich die Untersuchung auf eine Rahmenhälfte beschränken.

$W_s$  und  $P_s$  haben dieselbe Bedeutung wie ad 2, in die Belastung  $G$  ist das Eigengewicht des auf einen Rahmen entfallenden Bordbalkenteiles einzubeziehen. Die Momentengleichungen lauten:

$$\text{Glied } A-B. \quad M_1 = \frac{(q_1 - g_1)(\lambda - x)^2}{2} - G(\lambda - x) + W_s \cdot \frac{t_2}{3} - P_s \cdot \frac{t_1}{3} - S(\lambda' - x) + Xh.$$

Glied B-C. Von B-E:

$$M_2 = W_s \cdot \frac{(t_2 - y)^2}{3t_2} - P_s \frac{(t_1 - y)^2}{3t_1} + S(\lambda - \lambda') \frac{h - y}{h} + X(h - y),$$

$$\text{von E-F:} \quad M_2' = W_s \cdot \frac{(t_2 - y)^2}{3t_2} + S(\lambda - \lambda') \frac{h - y}{h} + X(h - y),$$

$$\text{von F-C:} \quad M_2'' = S(\lambda - \lambda') \frac{h - y}{h} + X(h - y).$$

Die Momentengleichungen verschiedener Rahmentypen unterscheiden sich durch Setzung von  $X_1$ ,  $X_2$  usw. an Stelle von  $X$ .

Es sei vorher der allgemeine Gedankengang der Rechnung skizziert. Bezeichnet nach Abb. 25  $z$  die lotrechten Abstände der einzelnen Querschnitte vom Punkte  $C$ , so berechnet sich die horizontale Verschiebung dieses Punktes aus

$$\int_A^C \frac{Mz \, ds}{EJ} = \int_A^B \frac{M_1 h \cdot dx}{EJ_1} + \int_B^C \frac{M_2 (h-y) \, dy}{EJ_2}.$$

Kommen z. B. zwei verschiedene offene Rahmengattungen wie in Abb. 23 mit den Reaktionen  $X_1$  und  $X_2$  vor, so lassen sich für jeden dieser Rahmen die Horizontalverschiebungen der Punkte  $C_1$  bzw.  $C_2$  durch obige Gleichung ausdrücken, also

$$\int_{A_1}^{C_1} \frac{Mz \cdot ds}{EJ} = f_1(X_1) \quad \text{und} \quad \int_{A_2}^{C_2} \frac{Mz \cdot ds}{EJ} = f_2(X_2).$$

Ebenso läßt sich, wie später ausgeführt werden wird, die Durchbiegung  $\delta_1$  bzw.  $\delta_2$  des Bordbalkens, dessen Trägheitsmoment wir mit  $J_B$  bezeichnen wollen, analytisch zum Ausdruck bringen.

Da der Bordbalken durch die Kräfte  $X_1$  und  $X_2$  belastet erscheint, so sind diese Verschiebungen Funktionen dieser Kräfte, es gilt also allgemein

$$\delta_1 = f_1'(X_1, X_2) \quad \text{und} \quad \delta_2 = f_2'(X_1, X_2),$$

[bei  $n$  verschiedenen Zwischenrahmen wird erhalten:

$$\int_{A_1}^{C_1} \frac{Mz \, ds}{EJ} = f_1(X_1) \quad \text{bis} \quad \int_{A_n}^{C_n} \frac{Mz \, ds}{EJ} = f_n(X_n),$$

ebenso  $\delta_1 = f_1'(X_1, X_2, X_3 \dots X_n)$  bis  $\delta_n = f_n'(X_1, X_2, X_3 \dots X_n)$ ].

Da die Durchbiegungen des Bordbalkens gleich den Horizontalverschiebungen der betreffenden Rahmenenden sein müssen, so erhalten wir die zur Berechnung der Unbekannten  $X$  entsprechende Anzahl Bedingungsgleichungen; im Falle der Abb. 23 also

$$\int_{A_1}^{C_1} \frac{Mz \, ds}{EJ} - \delta_1 = \theta, \quad \int_{A_2}^{C_2} \frac{Mz \, ds}{EJ} - \delta_2 = \theta,$$

oder auch  $f_1(X_1) - f_1'(X_1, X_2) = \theta$ ,  $f_2(X_2) - f_2'(X_1, X_2) = \theta$ , . . . a) deren gemeinsame Auflösung die Kräfte  $X_1$  und  $X_2$  ergeben (analog bei  $n$  Unbekannten  $X$  eine Gesamtzahl von  $n$  Gleichungen).

Damit ist der allgemeine Weg der Lösung gewiesen und es kann jeder Spezialfall einer Untersuchung unterzogen werden.

Die Horizontalverschiebung der Rahmenenden findet sich mit den vorgehenden Ergebnissen für jeden offenen Rahmen zu:



$$X \cdot \left[ \frac{h^2 \lambda}{E J_1} + \frac{h^3}{3 E J_2} \right] + \frac{1}{E J_1} \left[ \frac{(q_1 - g_1) h \cdot \lambda^3}{6} - \frac{G h \lambda^3}{2} + \frac{S h \lambda^2}{2} - S h \cdot \lambda' \lambda + \right. \\ \left. + \frac{W_s \cdot h \cdot t_2 \cdot \lambda}{3} - \frac{P_s \cdot h \cdot t_1 \cdot \lambda}{3} \right] + \frac{1}{E J_2} \left[ \frac{S(\lambda - \lambda') h^2}{3} + \frac{W_s \cdot h \cdot t_2^2}{9} - \frac{W_s \cdot t_2^3}{36} - \right. \\ \left. - \frac{P_s \cdot h \cdot t_1^2}{9} + \frac{P_s \cdot t_1^3}{36} \right] = f(X) \dots \dots \dots A)$$

Nicht so einfach gestaltet sich die Berechnung der Durchbiegungen für den Bordbalken, es kann hier nicht generalisiert werden, sondern es muß die jeweilige Anordnung der Zwischenrahmen Beachtung finden.

Für den Fall der Abb. 23 gilt für den Bordbalken das in Abb. 26 dargestellte Lastschema.

Die Einspannungsmomente  $\mu_1$  und  $\mu_2$  sind der symmetrischen Anordnung wegen einander gleich und berechnen sich nach

$$\mu_1 = \mu_2 = -\frac{1}{l^2} \cdot \sum_0^l P(l - \alpha)^2 \cdot \alpha,$$

also in unserem Falle zu

$$\mu_1 = \mu_2 = -\frac{1}{l^2} \left[ X_1 \left( \frac{3l}{4} \right)^2 \cdot \frac{l}{4} + X_2 \left( \frac{l}{2} \right)^2 \cdot \frac{l}{2} + X_1 \cdot \left( \frac{l}{4} \right)^2 \cdot \frac{3l}{4} \right] = \\ = -\frac{1}{16} [3 X_1 + 2 X_2].$$

Das Moment vom Auflager bis zum Querschnitt 1 ist ausgedrückt durch

$$Mx = \mu_1 + \left( X_1 + \frac{X_2}{2} \right) \cdot x,$$

demnach erhalten wir

$$\frac{d^2 y}{d x^2} = -\frac{Mx}{E J_B} = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \mu_1 + \left( X_1 + \frac{X_2}{2} \right) \cdot x \right] \dots \dots \dots 1.$$

Die Integration bis 1 liefert

$$\frac{d y}{d x} = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \mu_1 x + \left( X_1 + \frac{X_2}{2} \right) \cdot \frac{x^2}{2} \right] + C \dots \dots \dots 2,$$

da für  $x = \theta$  auch  $\frac{d y}{d x} = \theta$  wird, so ist die Integrationskonstante  $C = \theta$ . Die zweite Integration liefert die Gleichung der elastischen Linie vom Auflager bis zum Punkte 1

$$y = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{\mu_1 \cdot x^2}{2} + \left( X_1 + \frac{X_2}{2} \right) \frac{x^3}{6} \right] \dots \dots \dots 3,$$

für den Punkt 1 mit  $x = \frac{l}{4}$  wird

$$\delta_1 = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{\mu_1 \cdot l^2}{32} + \left( X_2 + \frac{X_2}{2} \right) \frac{l^3}{384} \right]$$

nach Einsetzen des obigen Ausdruckes für  $\mu_1$  wird

$$\delta_1 = \frac{l^3}{E \cdot J_B} [0.00325 X_1 + 0.0026 X_2] \dots \dots \dots 4,$$

und die Gleichung 2 liefert für diesen Punkt den Wert der Tangente zu

$$t_1 = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{\mu_1 l}{4} + \left( X_1 + \frac{X_2}{2} \right) \frac{l^2}{32} \right] = \frac{l^2}{64 \cdot E \cdot J_B} \cdot [X_1 + X_2] \dots \dots 5.$$

Das Moment von 1 bis 2 (Abb. 26) ist:

$$Mx = \mu_1 + \left(X_1 + \frac{X_2}{2}\right)x - X_1\left(x - \frac{l}{4}\right) \dots \dots \dots 6.$$

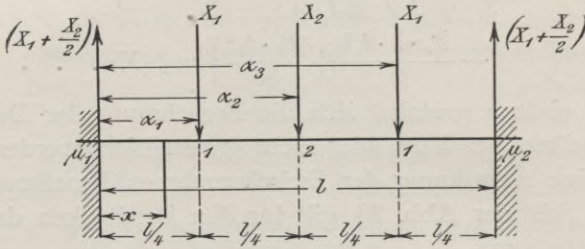


Abb. 26.

Wir erhalten

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{Mx}{E \cdot J_B} = -\frac{1}{E J_B} \cdot \left[ \mu_1 + \left(X_1 + \frac{X_2}{2}\right)x - X_1\left(x - \frac{l}{4}\right) \right] \dots 7,$$

weiter

$$\frac{dy}{dx} = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \mu_1 x + \left(X_1 + \frac{X_2}{2}\right) \frac{x^2}{2} - \frac{X_1 x^2}{2} + \frac{X_1 \cdot l \cdot x}{4} \right] + C_1 \dots 8,$$

da für  $x = \frac{l}{4}$ ,  $\frac{dy}{dx} = t_1 = C_1$  ist, so erhalten wir weiter

$$y = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{\mu \cdot x^3}{2} + \left(X_1 + \frac{X_2}{2}\right) \frac{x^3}{6} - \frac{X_1 x^3}{6} + \frac{X_1 l x^2}{8} \right] + t_1 \cdot x + C_2,$$

oder nach Einsetzung der Werte

$$y = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ -\frac{l x^2}{32} (3 X_1 + 2 X_2) + \left(X_1 + \frac{X_2}{2}\right) \frac{x^3}{6} - \frac{X_1 \cdot x^3}{6} + \frac{X_1 l \cdot x^2}{8} \right] + \frac{l^2 x}{64 \cdot E \cdot J_B} \cdot [X_1 + X_2] + C_2 = \frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ X_1 \cdot \frac{3 l^2 x - 6 l x^2}{192} + X_2 \frac{12 l x^2 + 3 l^2 x - 16 x^3}{192} \right] + C_2 \dots \dots \dots 9,$$

für  $x = \frac{l}{4}$  ist nun aber

$$y = \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot [0.001955 X_1 + 0.0065 X_2] + C_2 = \delta_1,$$

da nun  $\delta_1$  aus Gleichung 4 her bekannt ist, so läßt sich aus dieser letzten Anschreibung  $C_2$  berechnen:

$$C_2 = \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot [0.00129 X_1 - 0.0039 X_2],$$

in Gleichung 9 berücksichtigt, erhalten wir für  $x = \frac{l}{2}$  die Durchbiegung  $\delta_2$  zu

$$\delta_2 = \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot [0.001295 X_1 + 0.0091 X_2] \dots \dots \dots 10.$$

Durch die Gleichungen 4 und 10 sind die Funktionen  $f'$  gefunden, während aus der Gleichung A), für jeden der hier vorkommenden Rahmentypen wiederholt, die Funktionen  $f$  gefunden sind. Die zur Berechnung von  $X_1$  und  $X_2$  notwendigen Gleichungen a) können somit zahlenmäßig

angegeben werden. — Läge beispielsweise der Fall vor, daß zwischen den geschlossenen Rahmen nur zwei offene Rahmen vorkommen, so handelt es sich um die Ermittlung nur einer statisch unbekanntem Größe  $X_1$ . Für die offenen Rahmen gilt die Formel A) genau wieder, welche hier natürlich nur einmal angewendet wird [ $f(X_1)$ ]. Der Bordbalken ist nach Abb. 27 belastet. Man hat in diesem Falle

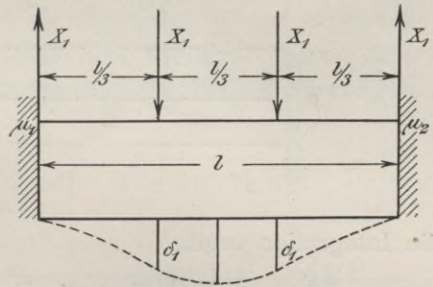


Abb. 27.

$$\mu_1 = \mu_2 = -\frac{2 X_1 l}{9}.$$

Vom Auflager bis zum Punkt 1 lautet das Moment

$$Mx = \mu_1 + X_1 x,$$

daher

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{Mx}{E \cdot J_B} = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot (\mu_1 + X_1 \cdot x),$$

$$\frac{dy}{dx} = -\frac{1}{E J_B} \left[ \mu_1 x + \frac{X_1 x^2}{2} \right] + C,$$

für  $x = 0$ ,  $\frac{dy}{dx} = 0$ ,  $C = \theta$ ,

$$\frac{dy}{dx} = -\frac{X_1}{18 E J_B} \cdot [9 x^2 - 4 l x] \text{ und}$$

$$y = -\frac{X_1}{18 E J_B} \cdot [3 x^3 - 2 l x^2],$$

für  $x = \frac{l}{3}$  erhalten wir

$$\delta_1 = \frac{X_1 l^3}{162 \cdot E \cdot J_B},$$

welcher Wert die Funktion  $f'$  angibt.

Es resultiert hier eine Gleichung von der Form a)

$$f_1(X_1) - f_1'(X_1) = 0,$$

deren Auflösung zur Unbekannten  $X_1$  führt.

Um die in den Abbildungen 61 bis 68 dargestellte Schalende berechnen zu können, müssen wir für den Bordbalken 4 zwischenliegende offene Rahmen in Abständen von je  $\frac{l}{5}$  berücksichtigen.

Dieser in der Abb. 28 dargestellte Fall ergibt

$$\mu_1 = \mu_2 = -\frac{l}{125} [28 X_1 + 22 X_2],$$

von  $\theta$  bis 1 ist das Moment  $Mx = \mu_1 + (X_1 + X_2) x$ , also

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = -\frac{Mx}{E \cdot J_B} = -\frac{1}{E \cdot J_B} \cdot \left\{ (X_1 + X_2) x - \frac{l}{125} [28 X_1 + 22 X_2] \right\},$$

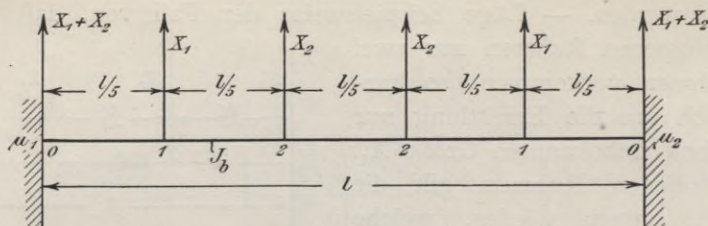


Abb. 28.

die Integration ergibt

$$\frac{dy}{dx} = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left\{ (X_1 + X_2) \frac{x^2}{2} - \frac{l}{125} (28 X_1 + 22 X_2) x \right\} + C_1,$$

für  $x = 0$  wird  $\frac{dy}{dx} = \theta$ , also auch  $C_1 = 0$ ,

$$\frac{dy}{dx} = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ X_1 \left( \frac{x^2}{2} - \frac{28 l x}{125} \right) + X_2 \left( \frac{x^2}{2} - \frac{22 l x}{125} \right) \right],$$

durch abermalige Integration

$$y = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ X_1 \left( \frac{x^3}{6} - \frac{28 l x^2}{2 \cdot 125} \right) + X_2 \left( \frac{x^3}{6} - \frac{22 l x^2}{2 \cdot 125} \right) \right] + C_2,$$

bei  $x = 0$  ist  $y = \theta$ , also auch  $C_2 = \theta$ , bei  $x = \frac{l}{5}$  ergibt sich  $y = \delta_1$

$$\delta_1 = \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot [0.00315 X_1 + 0.00219 X_2] \dots \dots \dots \text{I,}$$

an derselben Stelle  $x = \frac{l}{5}$  erhalten wir

$$\frac{dy}{dx} = t_1 = \frac{l^2}{E \cdot J_B} \cdot [0.0248 X_1 + 0.0152 X_2].$$

Von 1 bis Punkt 2 der Abb. 28 ist

$$Mx = \mu_1 + (X_1 + X_2) x - X_1 \left( x - \frac{l}{5} \right) = X_1 \left( \frac{l}{5} - \frac{28 l}{125} \right) + X_2 \left( x - \frac{22 l}{125} \right)$$

$$\frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{-Mx}{E \cdot J_B} = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ X_2 \cdot x - \frac{3 l}{125} \cdot X_1 - \frac{22 l}{125} \cdot X_2 \right],$$

$$\frac{dy}{dx} = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{X_2 x^2}{2} - \frac{3 l x}{125} \cdot X_1 - \frac{22 l x}{125} X_2 \right] + t_1,$$

$$y = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{X_2 x^3}{6} - \frac{3 l x^2}{2 \cdot 125} \cdot X_1 - \frac{22 l x^2}{2 \cdot 125} X_2 \right] + t_1 x + C_3,$$

$$y = \frac{-1}{E \cdot J_B} \cdot \left[ \frac{x^3}{6} \cdot X_2 - \frac{3 l x^2}{2 \cdot 125} \cdot X_1 - \frac{22 l x^2}{2 \cdot 125} X_2 \right] + \frac{l^2 x}{E \cdot J_B} \cdot (0.0248 X_1 + 0.0152 X_2) + C_3,$$

für  $x = \frac{l}{5}$  ist  $y = \delta_1$ , daraus folgt  $C_3$

$$C_3 = - \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot (0.00133 X_1 + 0.00304 X_2),$$

und wir berechnen für  $x = \frac{2l}{5}$  die Durchbiegung  $y = \delta_2$  zu

$$\delta_2 = \frac{l^3}{E \cdot J_B} \cdot [0.01051 X_1 + 0.00643 X_2] \dots \dots \dots \text{II.}$$

Die Gleichungen I und II sind die zur Ermittlung von  $X_1$  und  $X_2$  nötigen  $f'$ -Funktionen in den Gleichungen a). In dieser Weise wurde die ausgeführte Schalande berechnet. Wir wollen hier die theoretischen Ausführungen nicht unterbrechen und führen die zahlenmäßige Rechnung in einem folgenden Abschnitte durch.

**ad 4. Geschlossene Rahmen mit Bordbalken.**

Es sind dies jene Rahmen, an welchen die Bordbalken ihr „horizontales“ Auflager finden. Die Berechnung unterscheidet sich von jener ad 2 angegebenen nur unwesentlich, da zur Belastung der Abb. 20 lediglich im Endpunkte  $C$  die von zwei benachbarten Bordrahmenfeldern herrührende Auflagerkraft  $A = 2R$  nach Abb. 29 hinzuzufügen ist.

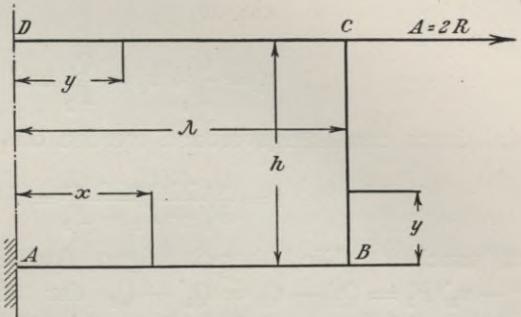


Abb. 29.

Die ad 2 angeschriebenen Momentengleichungen erhalten nur folgende Glieder als Ergänzung: Zur Momentengleichung  $M_1$  des Stabes  $A—B$  ist das Glied „ $- 2 R h$ “ und zu den Gleichungen der  $M_2$  des Stabes  $B—C$  je das Glied „ $- 2 R (h - y)$ “ hinzuzufügen. Die Gleichung für  $M_3$  bleibt unverändert, da im Stabe  $C—D$  die Kraft  $A = 2 R$  achsial angreift. Die Abb. 29 zeigt die positive Richtung der Auflagerkraft, für welchen Fall eine Verankerung des Bordbalkenauflegers vorgesehen sein muß.

Die statisch unbekanntes Größen werden nun in gleicher Weise, wie ad 2 angegeben ist, ermittelt. Die zur Berechnung von  $\mu$  und  $H$  dort angegebenen Gleichungen 1 und 2 erhalten Ergänzungen, und zwar wird der Gleichung 1 auf der linken Seite vom Gleichheitszeichen das Glied „ $- 2 R h \left( i_1 \lambda + \frac{i_2 h}{2} \right)$ “ und der Gleichung 2 links vom Gleichheitszeichen das Glied „ $- 2 R h^2 \left( i_1 \lambda + \frac{i_2 h}{3} \right)$ “ hinzugefügt und dann die gemeinsame Lösung nach den Unbekannten  $\mu$  und  $H$  vorgenommen. Das später angeführte Beispiel wird den Vorgang erläutern.

**5. Berechnung des Längsverbandes bei den Schiffstypen mit transponiertem Auftrieb.**

Wir haben bereits auf Seite 3 (Abb. 2) hervorgehoben, daß der überschüssige Auftrieb des Vorder- und Hinterschiffes dem durch Füllgut beladenem Mittelschiff zugute kommt und betont, daß diese Kraftübertragung durch den Längsverband, Bord- und Kielbalken, besorgt werden muß.

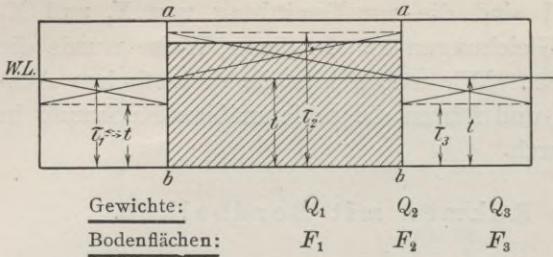


Abb. 30.

Die vollen Gewichte der drei Schiffsteile sind  $Q_1, Q_2$  und  $Q_3$ ; in unserem Falle ist überdies  $Q_1 = Q_3$ ; die Grundrißflächen der Teile sind  $F_1, F_2$  und  $F_3$ , wobei überdies  $F_1 = F_3$  ist. Würden die Schiffsteile getrennt schwimmen, so tauchen dieselben

$$\tau_1 = \frac{Q_1}{F_1}, \quad \tau_2 = \frac{Q_2}{F_2} \quad \text{und} \quad \tau_3 = \frac{Q_3}{F_3} = \tau_1$$

ein, durch den Längsverband werden die Teile befähigt, gemeinsam auf

$$t = \frac{Q_1 + Q_2 + Q_3}{F_1 + F_2 + F_3} = \frac{2 \tau_1 F_1 + \tau_2 F_2}{2 F_1 + F_2}$$

zu tauchen. Die überschüssigen Auftriebe  $(t - \tau_1) \cdot F_1 = Q_1' - Q_1$  und  $(t - \tau_3) F_3 = Q_3' - Q_3 = Q_1' - Q_1$  der äußeren Schiffsteile müssen dem Übergewichte  $(\tau_2 - t) F_2 = Q_2 - Q_2'$  das Gleichgewicht halten:

$$2 (Q_1' - Q_1) = Q_2 - Q_2'.$$

Diese Belastungen sind gleichmäßig über die zugehörigen Schiffskörper verteilt und belasten den Längsverband nach Abb. 31 gleichmäßig mit  $q_1 = q_3 = \frac{Q_1' - Q_1}{L_1}$  und mit  $q_2 = \frac{Q_2 - Q_2'}{L_2}$ . Weiter ist zu beachten, daß  $q_1 L_1 = q_3 L_3 = \frac{q_2 L_2}{2}$  ist.

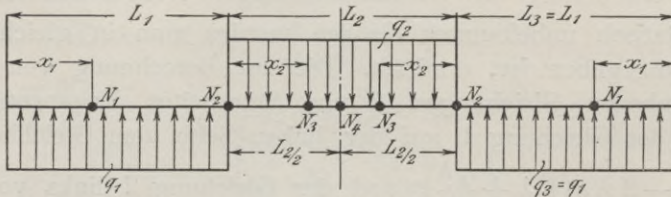


Abb. 31.

Die Momente in den Querschnitten des Längsverbandes berechnen sich wie folgt:

$$\text{Querschnitt } N_1: M = \frac{q_1 x_1^2}{2}$$

$$\text{Querschnitt } N_2: M = \frac{q_1 L_1^2}{2}$$

$$\text{Querschnitt } N_3: M = q_1 L_1 \left( \frac{L_1}{2} + x_2 \right) - \frac{q_2 x_2^2}{2}$$

$$\text{Querschnitt } N_4: M = q_1 L_1 \frac{L_1 + L_2}{2} - \frac{q_2 L_2^2}{8}$$

Als Querschnitt des Längsverbandes betrachten wir als statisch mitwirkend: Die Querschnitte der Bordbalken und des Kielbalkens (Abb. 32). Beziehungsweise bei der Ausführungsweise wie in Abb. 72 gezeichnet bei der

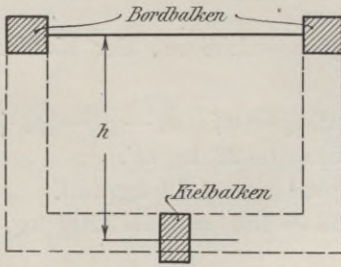


Abb. 32.

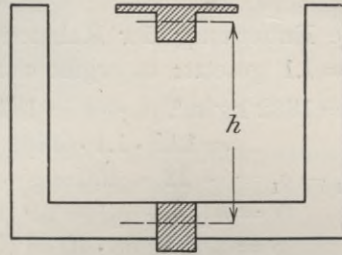


Abb. 33.

Schalanda, wo der Längsverband dadurch erzielt ist, daß Kiel, Vor- und Hintersteven durch einen in der Mitte des Schiffes laufenden Deckbalken zu einem Rahmen verbunden erscheinen (Abb. 33), die Querschnitte des Deckbalkens.

Für die positiven Momente nach vorstehenden Gleichungen bilden die Bordbalken-(Deckbalken-)Querschnitte den Druckgurt, der Kielbalken den Zuggurt (d. h. die Eiseneinlage des Kielbalkens). Aus den Momenten berechnen sich kurz die Gurtkräfte nach (Abb. 33) zu  $Z = D = \frac{M}{h}$ , dieselben wirken achsial in diesen Konstruktionsgliedern.

Auf Grund der vorstehenden theoretischen Erwägungen wurde die in den Abbildungen 61—68 dargestellte Schalanda dimensioniert. Die Berechnung hierfür sind im folgenden Abschnitte gegeben.

### 6. Dimensionierung der Konstruktionsglieder einer Schalanda.

Mit Hilfe der Gewichtsauflistung für die Berechnung der Zwischenwandungen fanden wir das Eigengewicht des Mittelschiffes zu

$$\begin{array}{r}
 42200 + 2130 + 7100 + 13950 + 2060 + 825 + 660 = 68925 \text{ kg,} \\
 \text{hierzu die Ladung von} \dots\dots\dots 146500 \text{ „} \\
 \hline
 \text{ergibt } Q_2 \dots\dots\dots = 215425 \text{ kg.}
 \end{array}$$

Grundriß des Mittelschiffes  $F_2 = 14.8 \cdot 6.3 = 93 \text{ m}^2$ , dessen Tauchtiefe als Einzelschwimmer  $\tau_2 = \frac{215 \cdot 425}{93} = 2.31 \text{ m}$ .

Vorder- und Hinterschiff haben zusammen ein Eigengewicht (jedes hiervon die Hälfte) von  $261575 - 215425 = 46150 \text{ kg} = Q_1 + Q_3 = 2 Q_1 = 2 Q_3$ . Als Einzelschwimmer tauchen diese, da die Grundfläche zusammen

$$F_1 + F_3 = 2 F_1 = 2 F_3 = 131.6 - F_2 = 38.6 \text{ m}^2$$

beträgt,  $\tau_1 = \tau_3 = \frac{46.15}{38.6} = 1.20 \text{ m}$ .

Die gemeinsame Tauchtiefe der beladenen Schalanda wurde im vorhergehenden zu  $t = 2.00 \text{ m}$  ermittelt.

Die unbeladene Schalande wiegt  $261575 - 146500 = 115075$  kg und  $\Sigma F = F_1 + F_2 + F_3 = 131.6 \text{ m}^2$ , daher die gemeinsame Tauchtiefe

$$t' = \frac{115 \cdot 075}{131.6} = 0.875 \text{ m.}$$

Die Entfernung der Rahmen beträgt  $a = 1.58 \text{ m}$ , der Koeffizient  $\xi$  wird  $\xi = 1.1$  gesetzt; es ergibt sich:

$$w_b - g = 1832 \text{ kg/m}^2, p_b + s = 1845 \text{ kg/m}^2, q_1 = a \xi [(w_b - g) - (p_b + s)] = 1.58 \cdot 1.1 \cdot [1832 - 1845] = -22 \text{ kg/m}^2,$$

$$q_1 - g_1 = -22 - 150 = -172 \text{ kg/m}^2 = -1.72 \text{ kg/cm}^2,$$

$$G = h(a g + g_2) = 2.9(1.58 \cdot 168 + 150) = G = 1200 \text{ kg},$$

$$S = 2.42 \cdot 1.58 \cdot 40 = 150 \text{ kg},$$

$$g_3 = 0.5 \cdot 0.25 \cdot 2400 = 300 \text{ kg/m}^2 = 3 \text{ kg/cm}^2.$$

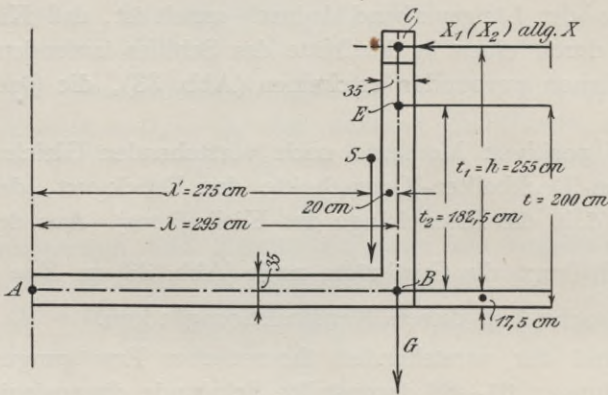


Abb. 34.

In Abb. 34 sind die Achsen der Rahmenstäbe  $A-B$  und  $B-C$  eingezeichnet, der Punkt  $C$  liegt in der Horizontalachse des Bordbalkens. Dementsprechend ergeben sich auf die Rahmen:

$$\text{der Wasserdruck} \quad \dots \quad W_s = 1.1 \cdot 1.58 \cdot 1825 \cdot \frac{1.825}{2}$$

$$W_s = 2900 \text{ kg},$$

$$\text{der Füllgutdruck} \quad \dots \quad P_s = 1.1 \cdot 1.58 \cdot 325 \cdot \frac{2.55}{2}$$

$$P_s = 720 \text{ kg},$$

ferner  $t_1 = h = 2.55 \text{ m} = 255 \text{ cm}, t_2 = 1.825 = 182.5 \text{ cm}.$

Auf  $A-B$  wirkt gleichmäßig die Last  $-1.72 \text{ kg/cm}^2$  [(-) = abwärts]. Nach den ad. 3 abgeleiteten Gleichungen erhalten wir die Momente (um keine Konfusionen anzurichten, ist es immer ratsam, die gleichförmigen Lasten auf dieselbe Einheit zu beziehen, mit welcher man die Länge mißt; also hier: Längen in cm, verteilte Lasten in  $\text{kg/cm}^2$ , Momente in  $\text{kgcm}$ , Trägheitsmomente in  $\text{cm}^4$ ):

$$\underline{A-B}: M_1 = -\frac{1.72(295-x)^2}{2} - 1200(295-x) + 2900 \cdot 60.8 - 720 \cdot 85 - 150(275-x) + 255 \cdot X.$$



$$B-E: M_2 = 2900 \cdot \frac{(182.5 - y)^2}{3 \cdot 182.5} - 720 \frac{(255 - y)^2}{3 \cdot 255} + 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} + X(255 - y).$$

E—C (weil  $P_s$  hier höher greift als  $W_s$  wird in der ad 3 abgeleiteten allgemeinen Gleichung für  $E—F$   $W_s$  durch  $P_s$  ersetzt):

$$M_2' = -720 \frac{(255 - y)^2}{3 \cdot 255} + 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} + X(225 - y).$$

Diese Gleichungen gelten für beide Zwischenrahmengattungen, bei Rahmen I ist  $X_1$ , bei Rahmen II ist  $X_2$  an Stelle von  $X$  zu setzen.

Da wir die Armaturen der Querschnitte noch nicht kennen, so empfiehlt sich, wie stets beim Entwurf, das Trägheitsmoment des geometrischen Querschnittes zu berücksichtigen.

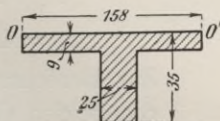


Abb. 35.

Glieder  $A—B$  und  $B—C$  Abb. 35.

Plattenfläche . . .	158 · 9 =	1420 cm <sup>2</sup> ,
Stegfläche . . .	25 · 26 =	650 „
Gesamtfläche . . .		Σ 2070 cm <sup>2</sup> .

Statisches Moment bezüglich  $0—0'$  (Abb. 35):  $S = 1420 \cdot 4.5 + 650 \cdot 22 = 20680$  cm<sup>3</sup>. Schwerpunktabstand von  $0.0'$  =  $\frac{20680}{2070} = 10$  cm, daher das Trägheitsmoment auf die Schwerachse parallel zu  $0—0'$  bezogen:

$$J_1 = J_2 = 1420 \cdot 5.5^2 + \frac{158 \cdot 9^3}{12} + \frac{25}{3} (1^3 + 25^3), \quad J_1 = J_2 = 182600 \text{ cm}^4.$$

Das Trägheitsmoment bezüglich der in Abb. 36 skizzierten Hauptachse des Querschnittes von 35 cm · 35 cm ist

$$J_B = \frac{35^4}{12} = 125000 \text{ cm}^4.$$

Die ad 3 in Gleichung A) allgemein ausgedrückten Funktionen  $f(X)$  lauten hier, indem wir den konstanten  $E$ -Wert bei den Rahmen und beim Bordbalken eliminieren:

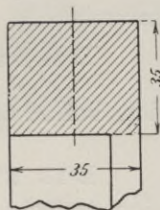


Abb. 36.

$$X \left[ \frac{255^2 \cdot 295}{182600} + \frac{255^3}{3 \cdot 182600} \right] + \frac{1}{182600} \left[ -\frac{1.72 \cdot 255 \cdot 295^3}{6} - \frac{1200 \cdot 255 \cdot 295^2}{2} + 150 \cdot 255 \cdot 295^2 - 150 \cdot 255 \cdot 275 \cdot 295 + \frac{1}{3} \cdot 2900 \cdot 255 \cdot 182.5 \cdot 295 - \frac{1}{3} \cdot 720 \cdot 255^2 \cdot 295 \right] + \frac{1}{182600} \left[ \frac{1}{3} \cdot 720 \cdot 20 \cdot 255^2 + \frac{1}{9} \cdot 2900 \cdot 255 \cdot 182.5^2 - \frac{1}{36} \cdot 2900 \cdot 182.5^3 - \frac{1}{9} \cdot 720 \cdot 255^3 + \frac{1}{36} \cdot 720 \cdot 255^3 \right] = f(X),$$

oder

$$\underline{135.3 X - 25850 = f(x)},$$

demnach für Rahmen I:  $135.3 X_1 - 25850 = f_1(X_1)$ ,  
für Rahmen II:  $135.3 X_2 - 25850 = f_2(X_2)$ .

Die vom Bordbalken herrührenden Funktionen  $f_1'(X_1, X_2)$  und  $f_2'(X_1, X_2)$  erhalten wir gemäß den auf Grund von Abb. 28 abgeleiteten Gleichungen mit Berücksichtigung von  $l = 5 \cdot 158 = 790$  cm.

Die Gleichung I Seite 24 ergibt hiemit:

$$\delta_1 = f_1'(X_1, X_2) = \frac{790^3}{125000} \cdot [0.00315 X_1 + 0.00219 X_2] = 12.4 X_1 + 8.64 X_2 = \delta_1,$$

und Gleichung II liefert:

$$\delta_2 = f_2'(X_1, X_2) = \frac{790^3}{125000} [0.01015 X_1 + 0.00643 X_2]$$

$$\delta_2 = 41.4 X_1 = 25.3 X_2.$$

Zur Berechnung von  $X_1$  und  $X_2$  haben wir also nach Gleichung a) ad 3 die beiden Gleichungen:

$$135.3 X_1 - 25850 - 12.4 X_1 - 8.64 X_2 = 0$$

$$\text{und} \quad 135.3 X_2 - 25850 - 41.4 X_1 - 25.3 X_2 = 0,$$

$$\text{oder} \quad 122.9 X_1 - 8.64 X_2 = 25850 - 41.4 X_1 + 110 X_2 = 25850,$$

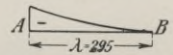
deren gemeinsame Auflösung die statisch unbekanntenen Kräfte

$$X_1 = \frac{25850(110 + 8.64)}{122.9 \cdot 110 - 41.4 \cdot 8.64} = 233 \text{ kg},$$

$$\text{und} \quad X_2 = \frac{25850(122.9 + 41.4)}{122.9 \cdot 110 - 41.4 \cdot 8.64} = 324 \text{ kg}$$

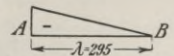
ergibt. Für den Rahmenstab  $A-B$  läßt sich nun die vorabgeleitete Momentengleichung für  $M_1$  wie folgt zugliedern und dann leicht graphisch darstellen.

Das erste von  $q_1 - g_1$  herrührende Glied stellt eine Parabel dar, bei  $A$  ergibt dies:  $-\frac{1.72}{2} \cdot 295^2 = -74800$  kgcm.



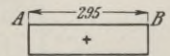
Das zweite Glied jener Gleichung  $M_1$  ergibt eine dreieckige Momentenfläche bei  $A$ :

$$-1200 \cdot 295 = -354000 \text{ kgcm.}$$



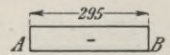
Drittes konstantes Glied:

$$+2900 \cdot 60.8 = +176200 \text{ kgcm.}$$



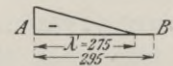
Viertes konstantes Glied:

$$-720 \cdot 85 = -61000 \text{ kgcm.}$$

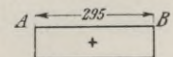


Fünftes Glied (von  $S$ ): Dreieckfläche bis

$$\lambda' = 275 \text{ cm, bei } A: -150 \cdot 275 = -41200 \text{ kgcm.}$$



Sechstes konstantes Glied: bei Rahmen I von  $X_1$ , bei Rahmen II von  $X_2$ . (I)  $+225 \cdot 233 = +59300$  kgcm, (II)  $+255 \cdot 324 = +82500$  kgcm.



Durch Summierung ergab sich der in den Abb. 37 bis 44 dargestellte Momentenverlauf, welcher für die Rahmen I und II nahezu derselbe ist. Es ergaben sich:

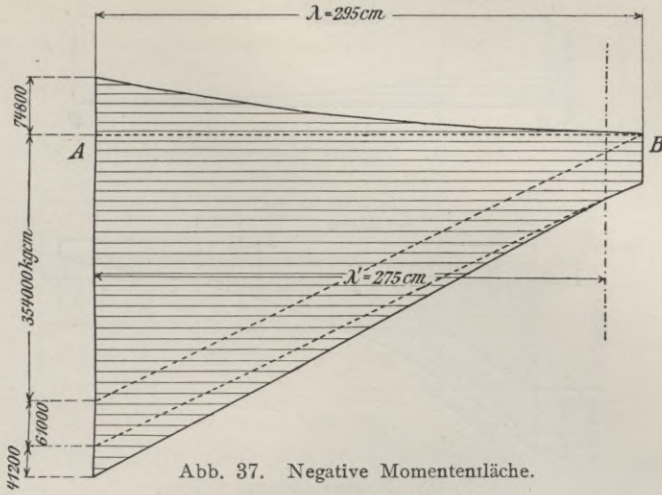


Abb. 37. Negative Momentenfläche.

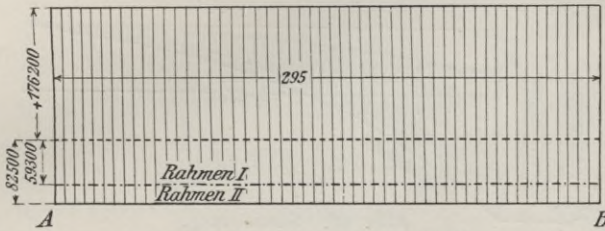


Abb. 38. Positive Momentenfläche.

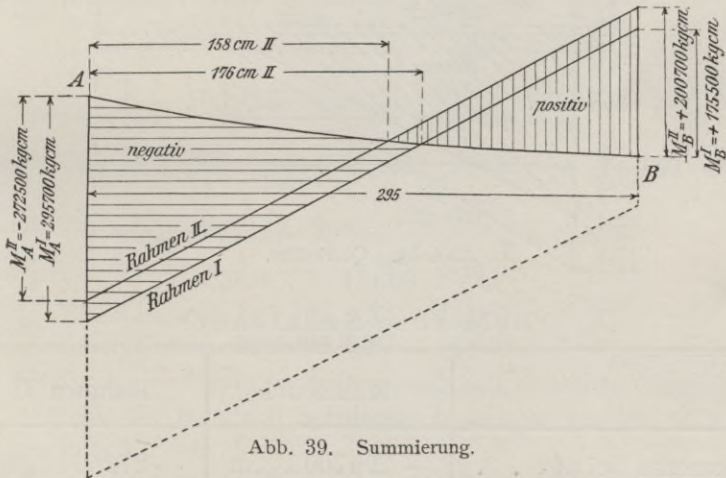


Abb. 39. Summierung.

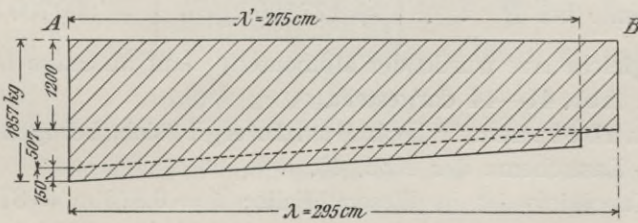


Abb. 40. Querkräfte.

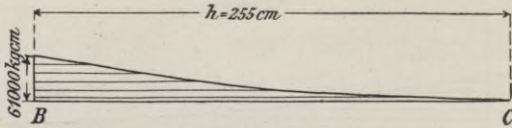


Abb. 41. Negative Momentenfläche.

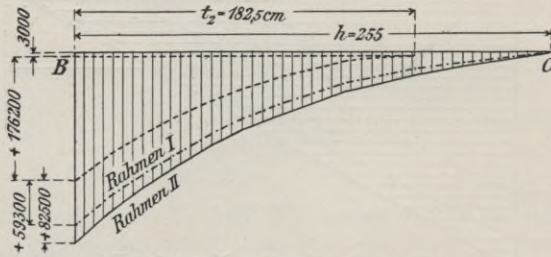


Abb. 42. Positive Momentenfläche.

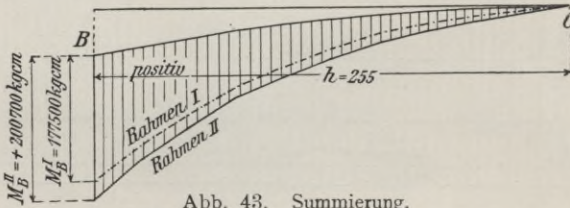


Abb. 43. Summierung.

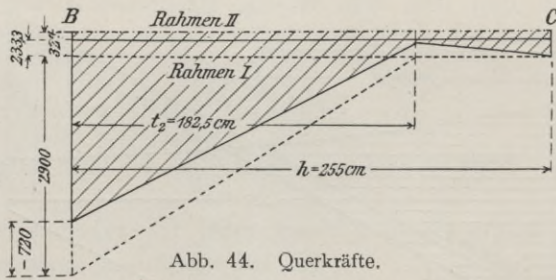


Abb. 44. Querkräfte.

Belastete Schalande:

	Rahmen I	Rahmen II
Momente bei A . .	— 295 700 kgcm	— 272 500 kgcm
Momente bei B . .	+ 177 500 kgcm	+ 200 700 kgcm

Auf gleiche Art wurde der Momentenverlauf im Stabe  $B-C$  ermittelt und in den Abb. 41—44 dargestellt.

Bei unbeladener Schalande ergibt sich, bezogen auf die Stabachsen, das Lastschema der Abb. 45.

Die Tauchtiefe ist in diesem Falle:  $t' = 0.875 \text{ m} = 87.5 \text{ cm}$ ; daher  $w_b = 875 \text{ kg/m}^2$ ,  $g = 168 \text{ kg/m}^2$ ,  $w_b - g = 875 - 168 = 707 \text{ kg}$ ,  $s = 40 \text{ kg/m}^2$ ,

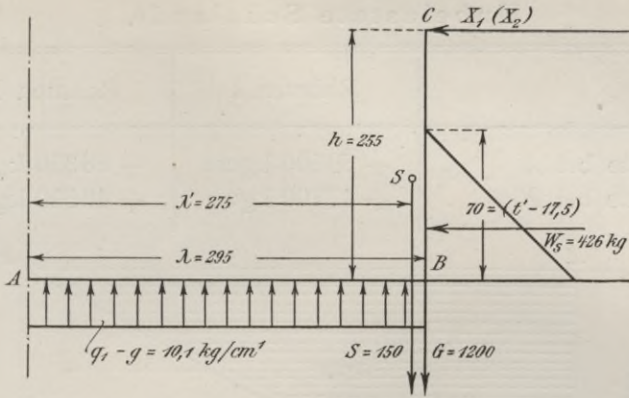


Abb. 45.

$q_1 = 1.1 \cdot 1.18 \cdot (707 - 40) = 1160 \text{ kg}$ ;  $g_1 = 150$ ,  $q_1 - g_1 = 1160 - 150 = 1010 \text{ kg/m}^2 = 10.1 \text{ kg/cm}^2$ .  $W_s = 1.1 \cdot 1.58 \cdot 700 \cdot \frac{0.7}{2} = 426 \text{ kg}$ ,  $G = 1200 \text{ kg}$ ,  $S = 150 \text{ kg}$ .

Momente zu Abb. 45.

$$\underline{A-B}: M_1 = \frac{10.1 \cdot (295 - x)^2}{2} - 1200 (295 - x) + 426 \cdot 23.3 - 150 (275 - x) \cdot 255 X.$$

$$\underline{B-E}: M_2 = 426 \cdot \frac{(70 - y)^2}{3 \cdot 70} + 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} + X (255 - y).$$

$$\underline{E-C}: M_2' = 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} + X (225 - y).$$

Die Funktion  $f(X)$  lautet hier:

$$135.3 X + \frac{1}{182600} \left[ \frac{1}{6} \cdot 10.1 \cdot 255 \cdot 295^3 - \frac{1}{2} \cdot 1200 \cdot 255 \cdot 295^2 + \frac{1}{2} \cdot 150 \cdot 255 \cdot 295^2 - 150 \cdot 255 \cdot 275 \cdot 295 + \frac{1}{3} \cdot 426 \cdot 255 \cdot 70 \cdot 295 + \frac{1}{3} \cdot 150 \cdot 20 \cdot 255^2 + \frac{1}{9} \cdot 426 \cdot 255 \cdot 70^2 - \frac{426 \cdot 70^3}{36} \right] = f(X),$$

oder  $135.3 X - 15600 = f(X),$

für Rahmen (I):  $135.3 X_1 - 15600 = f_1(X_1),$

für Rahmen (II):  $135.3 X_2 - 15600 = f_2(X_2).$

Als  $f'(X_1, X_2) =$  Funktion gelten natürlich dieselben Gleichungen für  $\delta_1$  und  $\delta_2$  wie für die beladene Schalende berechnet wurde. Wir erhalten somit in gleicher Art wie dort:

$$122.9 X_1 - 8.64 X_2 = 15600 \text{ und } -41.4 X_1 + 160.6 X_2 = 15600,$$

woraus sich  $\left\{ \begin{array}{l} X_1 = \frac{15600 (160.6 + 8.64)}{122.9 \cdot 160.6 - 41.4 \cdot 8.64} = 136.5 \text{ kg und} \\ X_2 = \frac{15600 (122.9 + 41.4)}{122.9 \cdot 160.6 - 41.4 \cdot 8.64} = 132.2 \text{ kg} \end{array} \right.$

berechnen. Die Momentengleichungen konnten nun zahlenmäßig ausgedrückt werden, dieselben wurden in der früher angegebenen Weise zergliedert und in den Abbildungen 46—51 dargestellt. Es resultierten:

Unbelastete Schalande.

	Rahmen I	Rahmen II
Momente bei A . . .	+ 89500 kgcm	+ 88350 kgcm
Momente bei B . . .	+ 47700 kgcm	+ 46550 kgcm

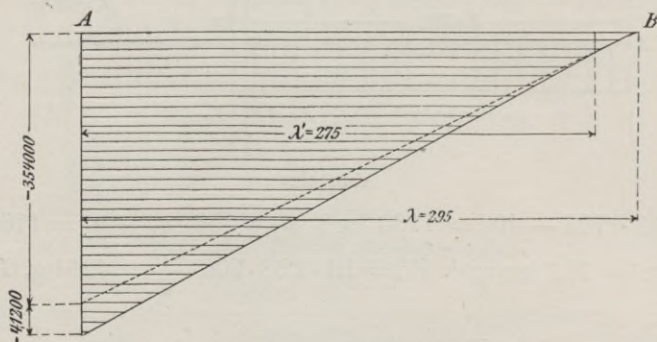


Abb. 46. Negative Momentenfläche.

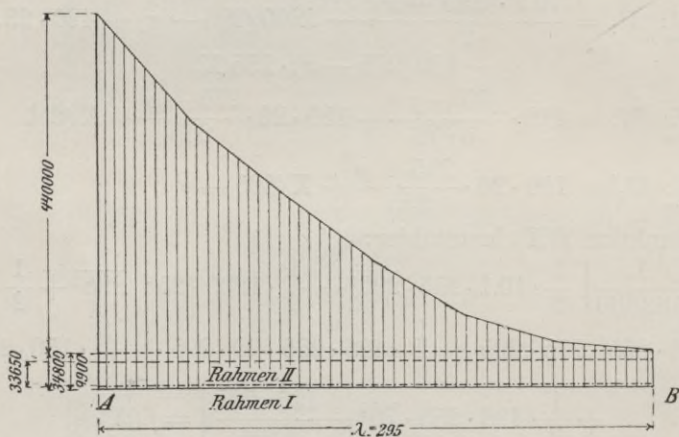


Abb. 47. Positive Momentenfläche.

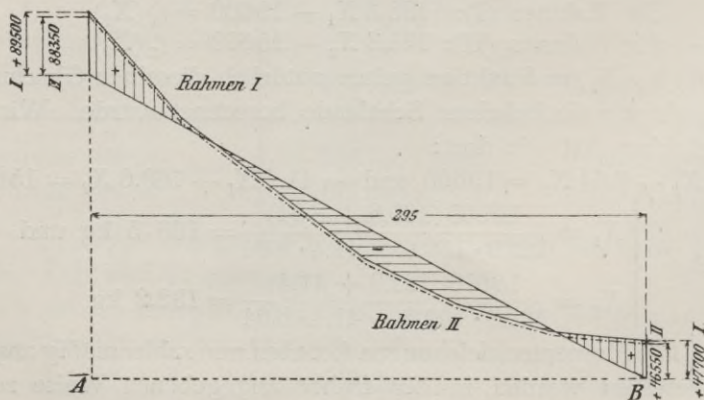


Abb. 48. Summierung.

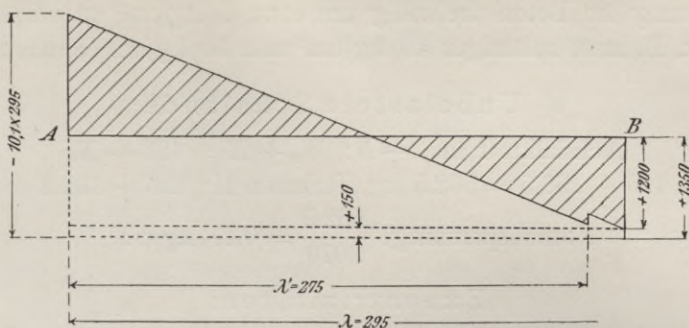


Abb. 49. Querkräfte.

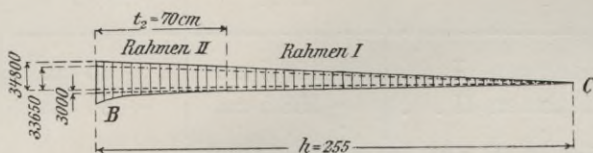


Abb. 50. Positive Momentenfläche und Summierung.

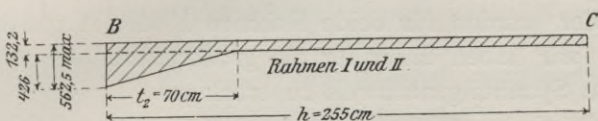


Abb. 51. Querkräfte.

### 7. Dimensionierung der offenen Rahmen.

Die Achsialkräfte und Exzentrizitäten in den Gliedern  $A-B$  der Rahmen I, II sind:

a) Beladene Schalende:

$$W_s + X - P_s = 2900 - 720 + X = 2180 + X.$$

Rahmen I:  $2180 + 233 = 2413$  kg, Rahmen II:  $2180 + 324 = 2504$  kg.

Exzentrizitäten.

	in A	in B
Rahmen I . . .	- 122.5 cm	+ 73.5 cm
Rahmen II . . .	- 109 cm	+ 83 cm

Ohne Rücksicht auf die Biegung würde der durch Abb. 35 dargestellte Querschnitt im Maximum auf

$$\sigma = \frac{2504 \text{ kg}}{2070 \text{ cm}^2} = 1.2 \text{ kg/cm}^2$$

beansprucht.

Wegen der großen Exzentrizitäten ist aber die Momentenwirkung überwiegend. Für solche Fälle schlägt Professor J. Melan vor, die Spannungsberechnung wie für „reine Biegung“ vorzunehmen und dabei die zulässige

Randspannung im Beton freiwillig um etwa  $5 \text{ kg/cm}^2$  zu ermäßigen, so daß man z. B. statt zulässiger  $40 \text{ kg/cm}^2$  nur  $35 \text{ kg/cm}^2$  anstrebt.

b) Unbelastete Schalande:

Achskialkraft in  $A-B$ :  $W_s + X = 426 + X$ .

Rahmen I:  $426 + 136.5 = 562.5 \text{ kg}$ , Rahmen II:  $426 + 132.2 = 558.2 \text{ kg}$ .

Normalspannung:  $\frac{562.5}{2070} = 0.27 \text{ kg/cm}^2$ .

Exzentrizitäten:

	in A	in B
Rahmen I . .	+ 158.5 cm	+ 85 cm
Rahmen II . .	+ 158.5 cm	+ 84 cm

Die Glieder  $B-C$  sind in beiden Fällen a) und b) auf „reine Biegung“ in Anspruch genommen.

Die Glieder werden für beide Rahmen I oder II gleich armiert und dimensioniert, wir haben daher für die größeren der erhaltenen Momente (I oder II) den Spannungsnachweis zu erbringen.

Bei  $A$  tritt ein negatives Moment  $-M_{\max(I)} = -295700 \text{ kgcm}$ , bei  $B$  ein positives Moment  $+M_{\max(II)} = +200700 \text{ kgcm}$  auf (vergl. Tabelle der Momente für die belastete Schalande). Die Lagen der Zugzonen in den Querschnitten sind wie ad 1 beschrieben durch die Vorzeichen bestimmt.

Laut Tabelle der Momente für die unbelastete Schalande ist in  $A$  ein positives Moment von der Größe  $+M_{\max} = +89500 \text{ kgcm}$  zu erwarten.

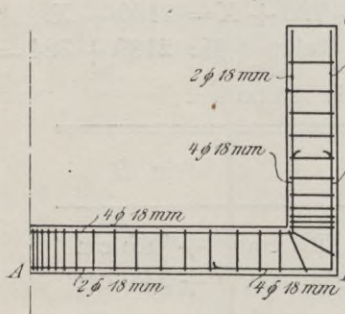


Abb. 52.

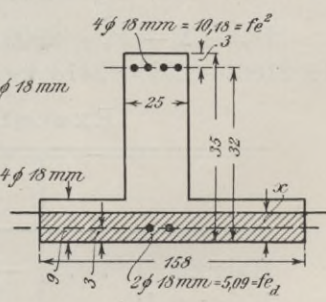


Abb. 53.

Die Anordnung der Armatur ist aus Abb. 52 zu entnehmen. Für den negativen Biegungssinn in  $A$  gilt Abb. 53. Für denselben erhalten wir aus

$$158 \frac{x^2}{2} + 15 \cdot 5.09(x - 3) = 15 \cdot 10.18(31 - x) \text{ oder } x^2 + 2.9x - 62.8 = 0,$$

$$x = -1.45 \pm \sqrt{1.45^2 + 62.8} = 6.6 \text{ cm},$$



demnach 
$$J = \frac{158 \cdot 6.6^3}{3} + 15 \cdot 509 \cdot 3.6^2 + 15 \cdot 10.18 \cdot 24.4^2,$$

$$J = 107140 \text{ cm}^4$$

und 
$$\sigma_b = \frac{295700}{107140} \cdot 6,6 = 18.2 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_e = \frac{295700}{107140} \cdot 15 \cdot 24.4 = 1000 \text{ kg/cm}^2.$$

Für den positiven Biegungssinn in *A* gilt Abb. 54.

$$x = -15 \cdot \frac{15.27}{25} + \sqrt{9.15^2 + \frac{30}{25} (10.18 \cdot 3) + 5.09 \cdot 32} = x = 8.55 \text{ cm},$$

$$J = \frac{25 \cdot 8.55^3}{3} + 15 \cdot 10.18 \cdot 5.55^2 + 15 \cdot 5.09 \cdot 23.45^2$$

$$J = 51900 \text{ cm}^4 \text{ und}$$

$$\sigma_b = \frac{89500}{51900} \cdot 8.55 = 14.7 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_e = \frac{89500}{51900} \cdot 15 \cdot 23.45 = 606 \text{ kg/cm}^2.$$

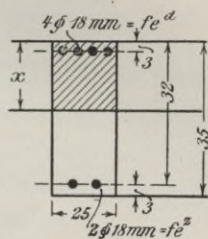


Abb. 54.

Dem Querschnitt in *B* kommt nur positiver Biegungssinn zu. Nach Abb. 55 ist:

$$x = \frac{-2 \cdot 15 \cdot 10.18}{25} + \sqrt{12.2^2 + \frac{30}{25} \cdot 10.18 \cdot 35} = x = 11.8 \text{ cm},$$

$$J = \frac{25 \cdot 11.8^3}{3} + 15 \cdot 10.18 (8.8^2 + 20.2^2) = J = 87700 \text{ cm}^4,$$

$$\sigma_b = \frac{200700}{87700} \cdot 11.8 = 27 \text{ kg/cm}^2,$$

$$\sigma_e = \frac{200700}{87700} \cdot 15 \cdot 20.2 = 690 \text{ kg/cm}^2.$$

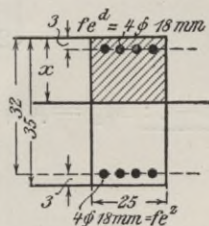


Abb. 55.

Die Bügel wurden nach dem in Abb. 40, 44, 49, 51 skizzierten Verlauf der Querkräfte angeordnet.

Für den Bordbalken gibt der Fall a (beladene Schalende) die größten Biegemomente. Wir müssen uns hier auf die Berechnung dieser Momente beschränken, und können die Dimensionierung erst dann vornehmen, wenn wir auch die gemäß des Abschnittes „Berechnung des Längsverbandes bei den Schiffstypen mit transponiertem Auftrieb“ angegebene Berechnung durchgeführt haben (Achskräfte im Bordbalken). Mit den Ergebnissen der im früheren durchgeführten Untersuchung der Durchbiegung des Bordbalkens nach Abb. 28 erhalten wir für  $l = 790 \text{ cm}$

$$\mu_1 = \mu_2 = -\frac{790}{125} [28 \cdot 233 + 22 \cdot 324] = -86200 \text{ kgcm}$$

als größtes negatives, und in Bordbalkenmitte

$$+ M_{\max} = -86200 + \frac{557 \cdot 790}{2} - 233 \cdot \frac{3 \cdot 790}{10} - \frac{324 \cdot 790}{10} = +53100 \text{ kgcm}$$

als größtes positives Moment.

Wir wenden uns nun der (Abb. 29) Seite 25 skizzierten Berechnung des geschlossenen Rahmens zu. Die Kraft  $A = 2R = 2(X_1 + X_2)$  ist für die beladene Schalende  $A = 2(233 + 324) = 1114$  kg. Die abgeleiteten Momentengleichungen sind hier (Abb. 56):

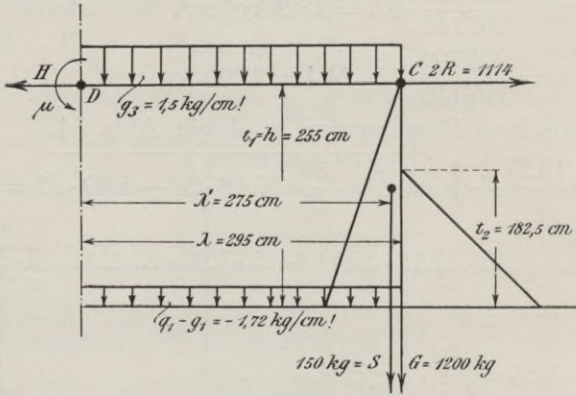


Abb. 56.

$$\underline{A-B}: M_1 = \mu + 255 H - \frac{1.72 (295 - x)^2}{2} - 1200 (295 - x) + 2900 \cdot 60.8 - 720 \cdot 85 - 150 (275 - x) - 255 \cdot 1114 + 1.5 \cdot \frac{295^2}{2} - 1.5 \cdot 295 (295 - x);$$

$$\underline{B-E}: M_2 = \mu + H (255 - y) + 2900 \frac{(182.5 - y)^2}{3 \cdot 182.5} - 720 \frac{(255 - y)^2}{3 \cdot 255} + 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} - 1114 (255 - y) + 1.5 \cdot \frac{295^2}{2};$$

$$\underline{E-C}: M_2' = \mu + H (255 - y) - 720 \frac{(255 - y)^2}{3 \cdot 255} + 150 \cdot 20 \cdot \frac{255 - y}{255} - 1114 (255 - y) + 1.5 \cdot \frac{295^2}{2};$$

$$\underline{C-D}: M_3 = \mu + \frac{1.5 + \eta^2}{2}.$$

Der obere Querbalken  $C-D$  hat nach Abb. 57 ein Trägheitsmoment von

$$J_3 = \frac{50 \cdot 10^3}{12} + 500 \cdot 9.8^3 + \frac{25}{3} (4.7^3 + 20.3^3) = J_3 = 122360 \text{ cm}^4.$$

Demnach sind die Verhältnisse:

$$\frac{J_3}{J_1} = \frac{J_3}{J_2} = i = \frac{122360}{182600} = 0.67.$$

Aus diesen Gleichungen erhalten wir die zur Berechnung von  $\mu$  und  $H$  nötigen Gleichungen:

$$\left. \begin{aligned} 663 \mu + 70600 H - 80090000 &= \theta \text{ und} \\ 71972 \mu + 16561500 H - 2186600000 &= \theta, \end{aligned} \right\}$$

$$\left\{ \begin{aligned} F &= 50 \cdot 10 + 25^2 = 1125 \text{ cm}^2, \\ \text{Schwerlage} \frac{500 \cdot 5 + 625 \cdot 22.5}{1125} &= x = 14.7 \text{ cm von } 0 - 0', \end{aligned} \right.$$

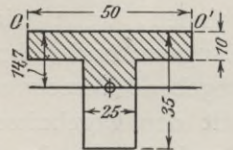


Abb. 57.

daraus berechnen sich die statisch unbekanntnen Größen zu

$$\begin{cases} \mu = -36600 \text{ kgcm und} \\ H = 1485 \text{ kg.} \end{cases}$$

Die Momentengleichungen lauten daher:

A—B:  $M_1 = 2299x - 0.86x^2 - 362900$ , für  $x = \theta$  wird  $\underline{M_1^A = -362900 \text{ kgcm};}$

B—E:  $M_2 = 240700 - 1887.7y + 4.36y^2$ , für  $y = \theta$  wird  $\underline{M_2^B = +240700 \text{ kgcm};}$

E—C:  $M_2' = 64700 + 97.25y - 0.94y^2$ , für  $y = 255$  wird  $\underline{M_2^C = +28400 \text{ kgcm};}$

C—D:  $M_3 = -36600 + 0.75 \cdot \eta^2$ , für  $\eta = \lambda = 295$  cm wird  $\underline{M_3^C = +28400 \text{ kgcm.}}$

Mit Hilfe dieses Momentenverlaufes kann nun die Dimensionierung vorgenommen werden, wobei zu beachten ist, daß das Glied C—D auf achsialem Zug mit Biegung, und das Glied A—B auf Druck mit Biegung beansprucht ist (der Momentenverlauf ist Abb. 58 dargestellt).

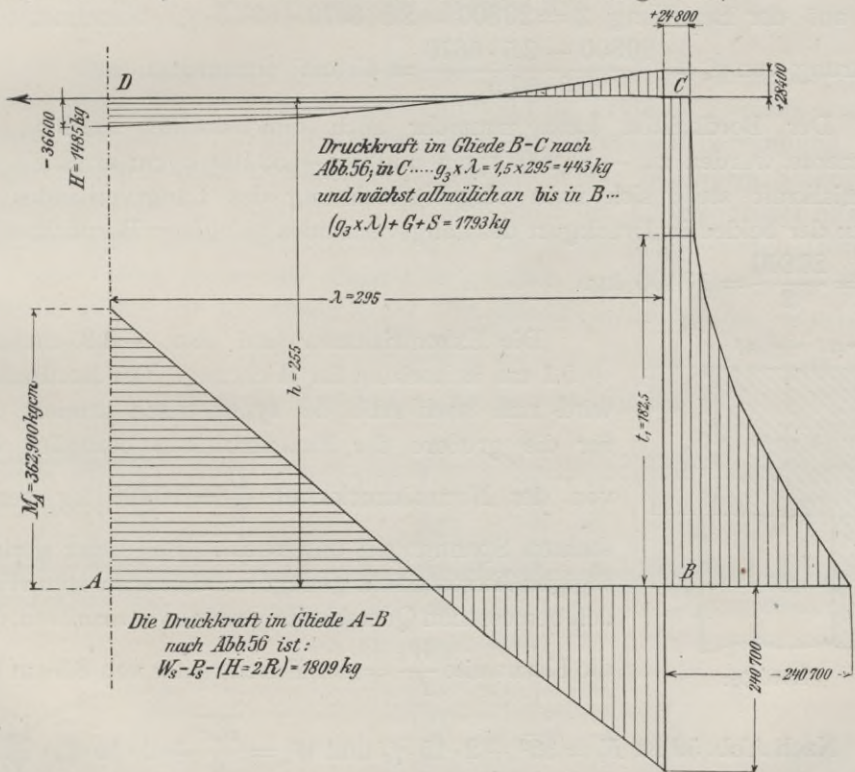


Abb. 58. Momentenverlauf im geschlossenen Rahmen bei beladener Schalende.

Wir können nunmehr die Berechnung bezüglich des Längsverbandes durchführen. Wir erhalten in bezug auf Abb. 31  $Q_1 = Q_3 = 23075 \text{ kg}$  auf  $L_1 = 4.60 \text{ m}$  verteilt. Das größte Bieugungsmoment für den Querverband tritt in  $N_2$  auf:  $M_{\max} = 23075 \cdot 230 = 5300000 \text{ kgcm}$ . Der Abstand der

Gurte (Bord- und Kielbalken) beträgt  $h = 255$  cm, demnach wird  $Z = D \frac{5300000}{255} = 20800$  kg erhalten. Ohne Mitwirkung des Betons erfordert der Kielbalken eine Armatur von  $\frac{20800}{1000} = 20.8$  cm; die Betonfläche desselben darf aber nicht willkürlich gewählt werden, sondern so, daß bei Mitwirkung des Betons dessen unbekannte Querschnittsfläche  $= F_b$  sei, wobei dieses  $F_b$  laut der folgenden Erwägung berechnet wird.

Die Zugspannung im Beton bei Berücksichtigung eines Elastizitätsverhältnisses (laut den österreichischen Vorschriften)  $n_1 = 37.5 = \frac{2100000}{56000}$  verbleibe in zulässiger Grenze, etwa  $\sigma_b = 2.5$  kg/cm, da ansonsten die Wasserdichtigkeit gefährdet wäre. Es muß also auch  $Z = 20800$  kg  $= 2.5 (F_b + 37.5 f_e) = 2.5 (F_b + 37.5 \cdot 20.8)$  sein, woraus  $F_b = \frac{18850}{2.5} = 7550$  cm<sup>2</sup> gefunden wird. Die vorhandene Querschnittsfläche von Kielrippe und Bodenplatte beträgt nun  $(40 \cdot 25 + 630 \cdot 9) = 6670$  cm<sup>2</sup>, weshalb die aus der Beziehung  $Z = 20800 = 2.5 (6670 + 37.5 \cdot f_e)$  berechnete Bewehrung von  $f_e = \frac{20800 - 2.5 \cdot 6670}{2.5 \cdot 37.5} = 45$  cm<sup>2</sup> anzuordnen ist.

Der Bordbalken kann nunmehr auch dimensioniert werden, die Momente wurden zu  $-86200$  kgcm und zu  $+53100$  kgcm ermittelt, die Achsialkraft stellt sich nach obiger Rechnung des Längsverbandes für jeden der beiden im Druckgurt des Längsverbandes gelegenen Bordbalken zu  $\frac{D}{2} = \frac{20800}{2} = 10400$  kg.

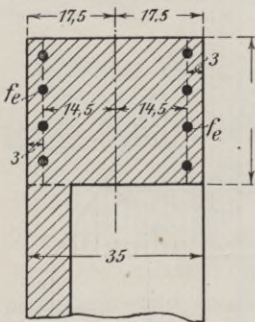


Abb. 59.

Die Exzentrizitäten sind also  $-8.3$  cm und  $+5.1$  cm in horizontaler Richtung. Der Bordbalken wird nun nach Abb. 59 symmetrisch armiert und für die größere der Exzentrizitäten bezüglich der von der Normaldruckkraft  $\frac{D}{2} = 10400$  kg verursachten Spannungen untersucht. Bei dieser geringfügigen Exzentrizität genügt es, den ansonsten reichlich bemessenen Querschnitt gerade so zu armieren, daß die Kernweite  $\frac{W_i}{F_i} =$  der Exzentrizität von  $8.3$  cm sei.

Nach Abb. 59 ist  $F_i = 35^2 + 2 \cdot 15 \cdot f_e$  und  $W_i = \frac{35^3}{6} + 2 \cdot 15 \cdot f_e \cdot \frac{14.5^2}{17.5}$ ,

demnach muß  $\frac{\frac{35^3}{6} + 30 \cdot \frac{14.5^2}{17.5} \cdot f_e}{35^2 + 30 \cdot f_e} = 8.3$  cm sein. Hieraus rechnet sich das entsprechende  $f_e$  zu  $f_e = \frac{3020}{111} = 27.2$  cm<sup>2</sup>.

Bei dieser Armatur von  $27.2 \text{ cm}^2$  pro Bordbalken können im ganzen Verlaufe derselben keine Zugspannungen auftreten, da sich die Normalkraft im ungünstigsten Falle der Kerngrenze nähert.

Die Dimensionierung des Kiels und der Bordbalken nach den vorstehenden Rechnungen wurden wie folgt vorgenommen. Der Kiel wurde mit 8 Eisen von  $30 \text{ mm}$  Durchmesser =  $56.55 \text{ cm}^2$  Querschnitt statt der notwendigen  $45 \text{ cm}^2$  bewehrt. Diese 8 Rundeisen wurden durch den Vor- bzw. Hinterstewen geführt, je vier von diesen Eisen dienen als Bewehrung der Bordbalken mit einem Eisenquerschnitte von je  $28.27 \text{ cm}^2$  statt der notwendigen  $27.2 \text{ cm}^2$ .

Wie wichtig die Ausführung und die richtige Berechnung eben des Längsverbandes ist, erhellt z. B. aus dem Umstande, daß in Frankfurt a. M. ein derartiger Kohlenbunker in Eisenbeton hergestellt worden ist, welcher nach Fertigstellung probeweise mit einer Sandladung versehen wurde, wobei das Schiff in 2 Teile zerbrach.

Die Ladung war nur auf der Hälfte des Schiffes untergebracht.

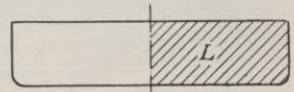


Abb. 60.

Ob diese Anordnung so getroffen war, daß nur bei  $L$  der Laderaum sich befindet (Abb. 60), oder ob dies gerade nur für die Probe so gemacht wurde, ist dem Verfasser unbekannt, jedenfalls wurde dort der Berechnung des Längsverbandes keine Bedeutung beigelegt. Wenn bei einem Schiffe so eine Ladeanordnung möglich ist, so muß auch der Längsverband hierfür gerechnet sein. Bei unserer Schalände ist durch die angeordneten Decken auf Vorder- und Hinterschiff dieser Fall gänzlich ausgeschlossen. Die Abb. 61 bis 68 geben alle Einzelheiten der vorbesprochenen Schalände von  $150 \text{ t}$  Tragfähigkeit.

Abb. 61 bis 68: Schalände für  $150 \text{ t}$  Tragfähigkeit.

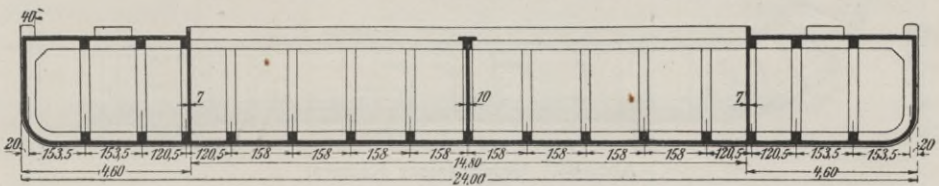


Abb. 61. Längenschnitt.

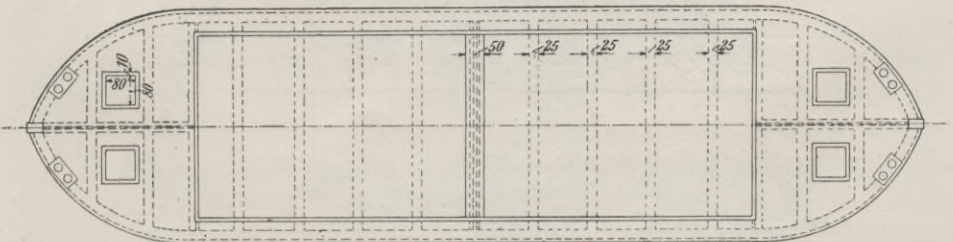


Abb. 62. Grundriß.

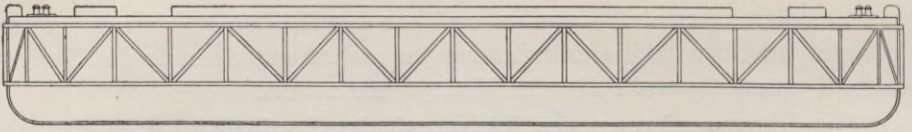


Abb. 63. Ansicht.

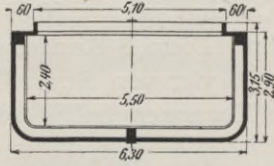


Abb. 64. Querschnitt.

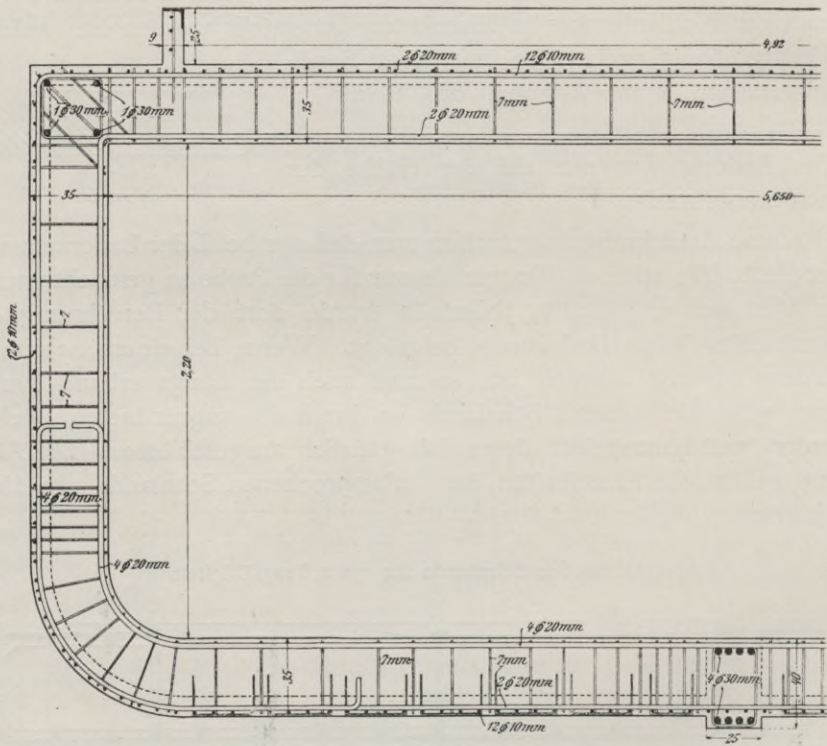


Abb. 65. Geschlossener Rahmen.

*Detail der Schiffstreue*

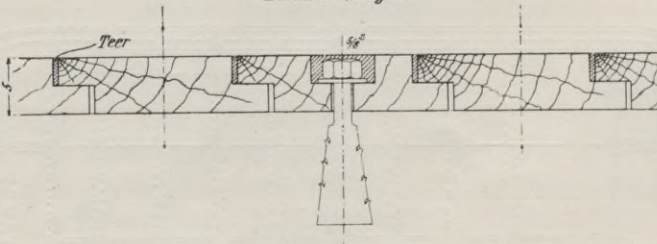


Abb. 66.

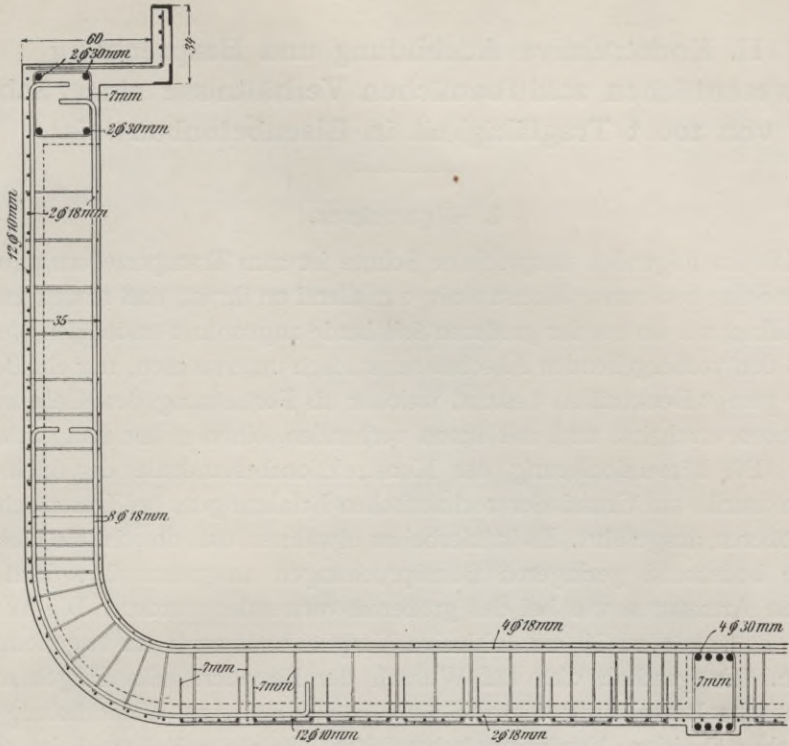


Abb. 67. Offener Rahmen.

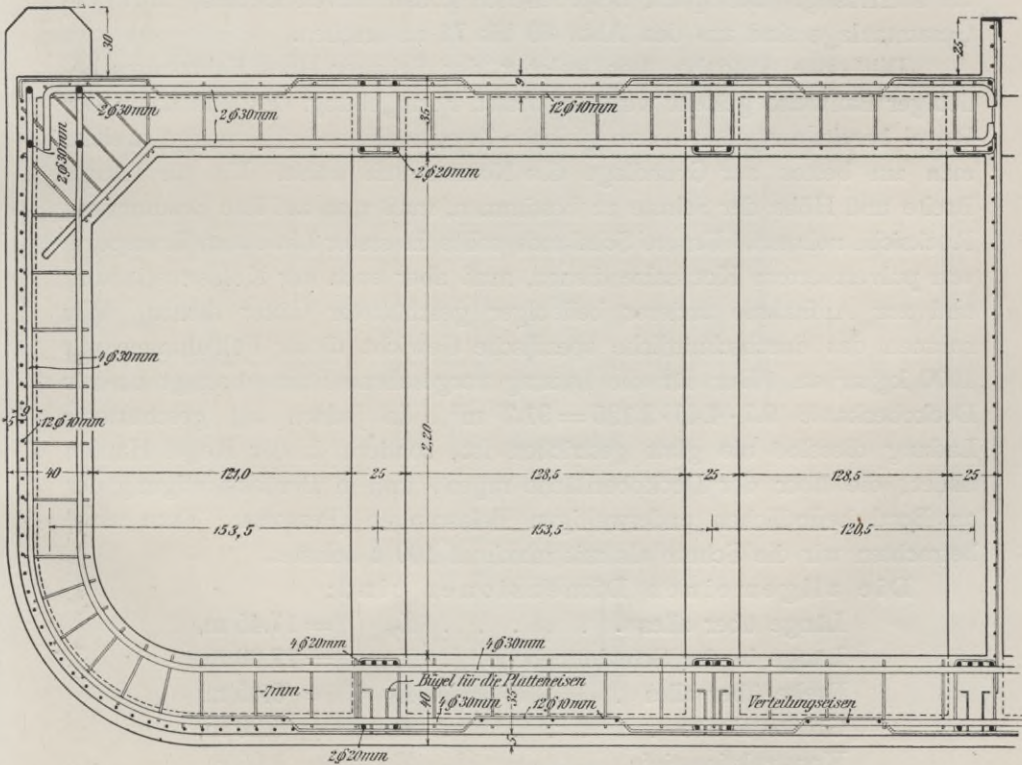


Abb. 68. Längsschnitt durch das Vorderschiff.

## II. Konstruktive Ausbildung und Besprechung der wesentlichen schiffbaulichen Verhältnisse einer Schute von 100 t Tragfähigkeit in Eisenbetonbauweise.

### 1. Allgemeines.

Die im folgenden besprochene Schute ist zum Transporte von pulverisiertem Salze bestimmt. Konstruktiv auffallend an ihr ist, daß anstatt zweier Bordbalken, wie sie bei der größeren Schalande angeordnet erscheinen, welche wir in den vorhergehenden Abschnitten statisch untersuchten, nur ein Bord-, besser gesagt Deckbalken besteht, welcher als Fortsetzung des Kiels, sowie der Steven erscheint, und, mit ihnen verbunden, einen steifen Längsrahmen bildet. Die Dimensionierung der Konstruktionsbestandteile der kleineren Schute wurde auf Grund der rechnerischen Erfahrungen, bei Untersuchung der größeren, ausgeführt. Es ist hierbei zu erwähnen, daß, obwohl die kleinere Schute bedeutend geringeren Beanspruchungen ausgesetzt ist, doch die gleichen Armaturen wie bei der größeren verwendet wurden. Die Wandstärke ist sogar zu 10 cm inklusive Verputz statt zu 9 cm angenommen worden. Es geschah dies auf Wunsch der Besteller. Ein Eingehen auf die statische Berechnung dieser Schute würde nur eine Wiederholung des im vorhergehenden Abschnitte behandelten Themas sein, erscheint somit als überflüssig. Die später besprochenen konstruktiven Details, sowie die Gesamtanlage sind aus den Abb. 69 bis 72 zu ersehen.

Die erste Aufgabe, vor welcher der Erbauer eines Fahrzeuges beliebiger Bauweise gestellt wird, ist dessen Formgebung. Es sind da in der Regel bereits ausgeführte dem gleichen Zwecke dienende Fahrzeuge, welche man am besten zur Grundlage des Neuentwurfs wählt. Um die Länge, Breite und Höhe der Schute zu bestimmen, muß man auf ihre Bestimmung Rücksicht nehmen. Unsere Schalande sollte in erster Linie zum Transporte von pulverisiertem Kochsalze dienen, muß aber auch zur Kohlenverladung und zur Aufnahme anderer beliebiger geschütteter Güter dienen. Wir nahmen das durchschnittliche spezifische Gewicht dieser Fülladungen mit  $1000 \text{ kg/m}^3$  an. Der für die Ladung vorgesehene Raum beträgt bis zur Deckoberkante  $9.7 \cdot 4.45 \cdot 2.125 = 91.7 \text{ m}^3$ , da jedoch bei geschütteter Ladung dieselbe nie glatt gestrichen ist, sondern in der Regel Haufen bildet, die über der Deckoberfläche ragen, und in Berücksichtigung der an Bord befindlichen anderweitigen Belastungen (Personen, Taue usw.) betrachten wir die Schute als mit maximal 100 t belastet.

Die allgemeinen Dimensionen sind:

Länge über alles . . . . .	$L_a$	= 17.45 m,
Länge in der Schwimmebene. . .	$L$	= 17.00 m,
Breite über alles . . . . .	$B_a$	= 5.45 m,
Größte Breite . . . . .	$B$	= 5.20 m,
Konstruktionstiefe. . . . .	$T$	= 1.00 m,



Abb. 69 bis 72. Schalande für 100 t Tragfähigkeit.

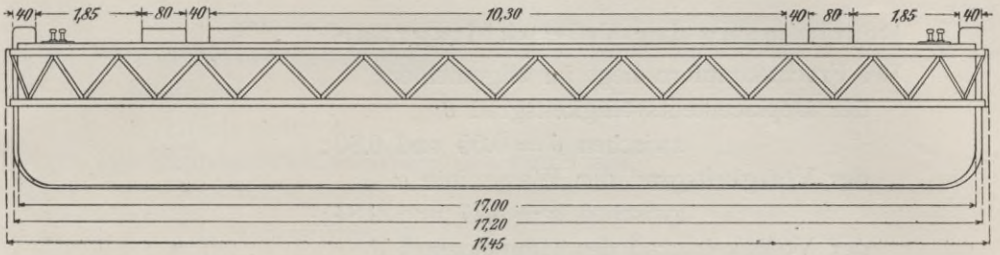


Abb. 69. Ansicht.

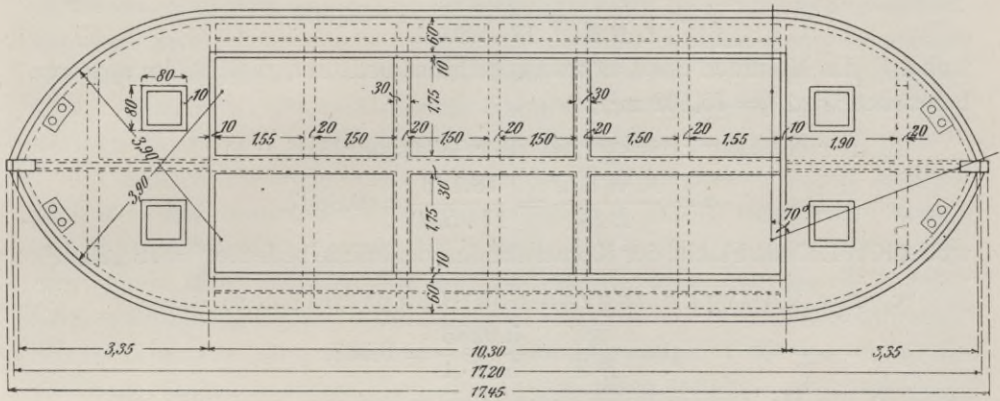


Abb. 70. Grundriß.

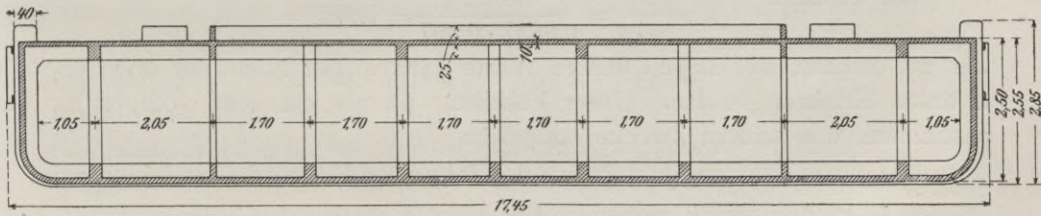


Abb. 71. Längenschnitt.

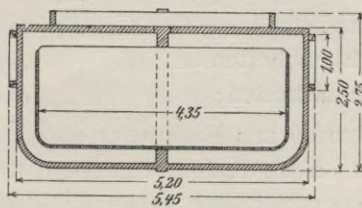


Abb. 72. Querschnitt.

Tiefgang . . . . .	$T_{g(a, v)} = 1.05$ m,
Seitenhöhe . . . . .	$H = 2.75$ m,
Freibord . . . . .	$F_b = 1.50$ m.

Bestimmung der Völligkeitsgrade.

Bei Frachtdampfern liegt im allgemeinen:

- der Displacementsvölligkeitsgrad  $\delta$   
zwischen  $\delta = 0.55$  und  $0.80$ ;
- der Völligkeitsgrad der Wasserlinie  $\alpha$   
zwischen  $\alpha = 0.77$  und  $0.84$ ;
- der Völligkeitsgrad des Hauptspantes  $\beta$   
zwischen  $\beta = 0.90$  und  $0.98$ .

a) der Displacementsvölligkeitsgrad:

$$\delta = \frac{V}{L B T} = \frac{75.142}{17 \cdot 5.20 \cdot 1} = 0.8502,$$

wobei  $V$  das Volumen des Unterwasserschiffes bedeutet, welches im späteren berechnet wird ( $= 75.142$  m<sup>3</sup>);

b) der Völligkeitsgrad der Wasserlinie:

$$\alpha = \frac{\text{KWL} \square}{L B} = \frac{78.123}{17 \cdot 5.20} = 0.8837,$$

wobei  $\text{KWL} \square$  die Fläche der Konstruktionswasserlinie bedeutet ( $= 78.123$  m<sup>2</sup>);

c) der Völligkeitsgrad des Hauptspantes:

$$\beta = \frac{\otimes}{B T} = \frac{5.0283}{5.20 \cdot 1} = 0.967,$$

wobei  $\otimes$  die Hauptspantfläche unter Wasser bedeutet ( $= 5.0283$  m<sup>2</sup>).

Diese Völligkeitsgrade stehen zueinander im Verhältnisse. Im allgemeinen Schiffbau ist:  $\delta = \alpha \cdot \beta \cdot k$ , wobei  $k$  zwischen  $0.86$  und  $0.9$  liegt.

Wir erhalten

$$k = \frac{\delta}{\alpha \cdot \beta} = \frac{0.8502}{0.8837 \cdot 0.967} = 0.995,$$

wie zu ersehen ist, liegen unsere Werte ganz in der Nähe der oben erwähnten Erfahrungswerte. Unser Fahrzeug ist als ein sehr völliges zu bezeichnen, was seinem Zwecke entspricht.

Das ganze Fahrzeug besteht aus den folgenden Konstruktionselementen:

1. Platten aus Eisenbeton:

- a) Wand- oder Bordplatten,
- b) Boden- oder Sohlplatten,
- c) Deckplatten,
- d) Schottenplatten,
  - $\alpha$ ) Längsschotten,
  - $\beta$ ) Querschotten;

2. Spanten (Rahmen) aus Eisenbeton:

- a) Spanten, offene Rahmen bildend,
- b) Spanten, geschlossene Rahmen bildend,
- c) hölzerne Zwischenspanten;

3. Balken aus Eisenbeton:

- a) Kielbalken,
- b) Vor- und Hintersteven,
- c) Bordbalken, zusammen einen Längsverband bildend;

4. hölzerner Ladekasten;

5. Bitten;

6. Holzbewehrung.

Die Plattenstärke setzt sich zusammen aus:

- a) Betonstärke,
- b) Zementverputz,
- c) Anstrich.

Was die Bewehrung anbelangt, sei auf die im vorhergehenden Kapitel allgemein und speziell durchgeführte Rechnung eines größeren Prahms verwiesen. Die Armierung wurde in diesem Falle ganz analog angeordnet. Es seien zwei Unterschiede angeführt. Erstens wurden Zwischenspannten aus Holz eingeschaltet, wodurch die Dimensionierung der Platten günstiger wird; zweitens wurde, wie bereits erwähnt, der Längsverband mit einem einzigen Deckträger statt mittels zweier Bordbalken ausgestaltet.

Um leicht die entsprechende Form des Schiffkörpers zu finden, zeichnet man sich am besten einen Konstruktionsspannt in der Schiffsmittle heraus und eine Wasserlinie, sowie den Schnitt durch die Längssymmetrieachse. Aus diesen drei Schnitten läßt sich konstruktiv ohne weiteres die Schiffsförm ermitteln. Es sei erwähnt, daß im allgemeinen zwar das Schiff symmetrisch ist zur Längsachse, in unserem besonderen Falle jedoch ist das Fahrzeug auch zu seiner Querachse symmetrisch gebaut. Hat man konstruktiv die Schiffsförm ermitteln und dieselbe in dem Spanntenriß und durch die Wasserlinien festgelegt, so muß man zur Gewichtsbererchnung des Fahrzeuges schreiten. Bevor wir auf dieselbe eingehen, wollen wir eine genaue Beschreibung der Schute geben (siehe Abb. 69 bis 72).

Die Gesamtwandstärken sind 10 cm, die Spannten haben eine Höhe von 25 cm + 10 cm (Wandstärke), und eine Breite von 20 cm, der Kiel hat eine Gesamthöhe von 40 cm und steht um 5 cm über Außenkante der Sohlplatte vor, seine Breite ist ebenfalls 20 cm. Vor- und Hintersteven, welche die gleichen Außenmaße wie der Kiel besitzen und dessen Fortsetzung bilden, stehen 10 cm über Außenkante Bordplatte vor, derart, daß beim Übergange des Kiels in die Steven der dieselben bildende Balken allmählich um 5 cm mehr außer Bordwand tritt. Die Deckplatten und deren Aufbüge haben ebenfalls eine Gesamtstärke von 10 cm. Die Deckplatte besteht aus der Platte, welche die wasserdichten Abteilungen vorne, und achtern ganz überdeckt und weiteres aus einer 60 cm breiten Deckplatte längsseits des Schiffes und zweier 30 cm breiten Platten, welche über den rahmenbildenden Spannten angeordnet sind und zur bequemen Bedienung des Prahmes dienen.

Durch die Spannten wird das Schiff der Länge nach in 10 Teile geteilt. Diese Spannten sind, wie bereits erwähnt, verschiedenerlei Kon-

struktion. 4 Spanten bilden vollkommen steife geschlossene Rahmen. 3 Spanten haben die normale Konstruktion (offene Rahmen) und 2 Spanten wurden durch die Querschottenwände gebildet, welche zwischen dem 1. und 3., sowie zwischen dem 7. und 9. Spant eingebaut sind. Diese Querschotten sind 10 cm stark, und ihre gekreuzte Eisenbewehrung ist fest mit den Bordwandungen und der Deckplatte verhängt. Durch diese Wände wird der Prahm der Länge nach in drei wasserdicht voneinander getrennte Abteilungen geteilt. Vom Vor- bzw. Hintersteven aus bis zu diesen Querschotten sind ebenfalls 10 cm starke Eisenbetonwandungen (Längschotten) eingebaut, deren Bewehrung sowohl im Kiel und im Steven als auch im Decklängsträger und in die Querschottenwände verhängt sind. Wir erzielen durch diese Maßnahme vorne und achtern je 2 große voneinander sowohl als auch vom Laderaume wasserdicht getrennte Kammern; diese Kammern sind so groß, daß im Falle des Leckwerdens des Prahms, wenn sowohl der ganze Laderaum als auch eine der 4 Kammern vollläuft, der Prahm noch schwimmt, also eine sehr große Sicherheit gegen Unglücksfälle bietet. Diese 4 Kammern sind durch Öffnungen im Deck zugänglich, welche durch Riffelblechdeckel geschlossen werden. Wie schon erwähnt, sind Vor- und Hintersteven in Deckhöhe durch einen Längsträger miteinander verbunden, der auch eine 30 cm breite Platte trägt. Dieser Träger, welcher in Verbindung mit dem Kiel den Längsverband des Schiffes bildet, ist 25 + 10 cm hoch und 20 cm breit. Da es erfahrungsgemäß angezeigt ist, den Beton vor Stößen, insbesondere vor häufig wiederholten Stößen zu schützen, da der Prahm eventuell auch für Kohlenladungen dienen soll und beim Verladen der Kohle oft ziemlich große Stücke aus erheblicher Höhe in denselben fallen, so entschlossen wir uns, einen hölzernen Ladekasten vorzusehen. Dieser Ladekasten ist nach Art der Schiffsböden ausgeführt und wird geteert; da die Entfernung der Eisenbetonspanten etwas groß ist, so schalteten wir zwischen je 2 Spanten einen hölzernen Spant ein von 12,5 · 12,5 cm Stärke, welcher Spant aber in keiner Weise mit der Tragkonstruktion fest verbunden ist, er wird nur gegen die Deckplatte verkeilt. Auf diese hölzernen und auf die Betonspanten wird nun der Holzboden, bestehend aus zweizölligen Pitchpinebrettern befestigt. Diese Ausführungsweise hat überdies den Vorteil, daß zwischen der Holzverkleidung und der Betonplatte ein Zwischenraum von 25 cm bleibt. Im Falle des Leckwerdens wird nicht gleich der ganze Laderaum überschwemmt, sondern, wenigstens für den Anfang, nur der Raum zwischen einigen Spanten gefüllt werden, da infolge ihrer Verspundung auch der Ladekasten als Schiff (wenigstens in etwas) wirkt. Die Holzverkleidung hat noch den großen Vorteil vor der seitens der Firma C. Gabellini benützten doppelten Betonwände, daß sie die Stoßwirkung der einfallenden Güter ganz lähmt, und im Falle ein Teil der Holzverkleidung schadhafte wird, er viel leichter und billiger zu ersetzen ist als ein Teil der Eisenbetonwand. Die Holzverkleidung ist auch sehr angezeigt für den Transport von Reis und Getreidearten.

Am Deck werden vier kleine Doppelbitten befestigt, um die beim Manövrieren nötigen Taue zu fixieren. Da die Prahme von Schleppern gezogen werden, an Kais, Dampfern usw. anlegen müssen, und, wie gesagt, Stöße gegen die Betonkonstruktion möglichst vermieden werden sollen, so wurde um den ganzen Prahm herum eine 1 m hohe fachwerkartige Holzbewehrung ausgeführt (siehe Abb. 69). Die Längshölzer haben 12.5 · 12.5 cm, die Diagonalen 8.5 · 12.5 cm Stärke und wurde in unserem Falle Karamanieholz (türkische Fichte) vorgesehen, die dreimal geteert wurde, zweimal heiß mit vegetabilischem Teer und einmal kalt mit mineralischem Teer (Goudron), dieses so behandelte Holz widersteht erfahrungsmäßig in ganz vortrefflicher Weise dem wechselnden Einflusse des Seewassers und der Luft als auch den Angriffen des Bohrwurmes.

## 2. Die Gewichtsrechnung.

Als Grundlage für alle später folgenden Berechnungen dient die genaue Kenntnis der Schiffsgewichte.

Die spezifischen Gewichte der Materialien waren laut vorgenommener Proben:

a) Eisenbetonkonstruktionen inklusive Verputz und Anstrich . . . . .	2400 kg/m <sup>3</sup> ,
b) Holz . . . . .	800 „
c) Seewasser . . . . .	1015 „

Die Gewichtsrechnung wurde laut umstehender Tabelle durchgeführt. Es wurde bei Aufstellung der Gewichtstabelle ganz genau Rücksicht genommen auf die Zeichnung, auf sämtliche Abbügel usw. Eine so genaue Aufstellung ist z. B. bei der statischen Berechnung unnötig. Es ergibt sich ein Totalgewicht des leeren Prahmes von 76269.384 kg inklusive des Ladekastens und der Holzbewehrung. Bei einem spezifischen Gewichte des Seewassers von  $\rho = 1015 \text{ kg/m}^3$  entspricht dies eine Wasser-

verdrängung von  $\frac{76269.384}{1015} = 75.142 \text{ m}^3$ .

Um die Konstruktionswasserlinie zu bestimmen, geht man zuerst, wie unten folgen wird, rein rechnerisch vor und kontrolliert die Berechnung durch die Zeichnung. Es muß bekanntlich das verdrängte Wasservolumen das gleiche Gewicht haben wie der Schwimmkörper.

Wir teilen die Rechnung in zwei Teile. Erstens die Berechnung des Prahmvolumens bis zum Beginne des Spantenabbuges, also bis 65 cm über Oberkante Kiel, und zweitens die Berechnung des Volumens oberhalb dieser Wasserlinie. Es ist klar, daß die Schute mehr als 65 cm tauchen wird, wovon man sich durch eine ganz überschlägige Rechnung überzeugen kann.

Displacementsrechnung bis zur Wasserlinie WL<sub>65</sub> (65 cm über Kieloberkante).

$$\begin{aligned}
 \text{Kiel } 15.7 \cdot 0.2 \cdot 0.05 & \dots \dots \dots = 0.157 \text{ m}^3, \\
 \text{„ } 2 \cdot 0.6875 \cdot \frac{3.14}{2} \cdot 0.005 \cdot 0.2 & \dots \dots \dots = 0.022 \text{ „} \\
 \text{Mittelschiff } 9.7 \cdot \left[ \left( \frac{0.65^2 \cdot 3.14}{4} \right) + (3.90 \cdot 0.65) \right] & \dots \dots \dots = 27.807 \text{ „} \\
 \text{Vorne und Achtern } 4 \cdot \left( \frac{0.65^2 \cdot 3.14}{4} \right) \cdot \left( \frac{3.575 \cdot 70^0 \cdot 3.14}{180} \right) & \dots \dots \dots = 5.620 \text{ „} \\
 \text{„ „ „ } 0.65 \cdot 4 \left( \frac{3.575 \cdot 70^0 \cdot 3.14}{360} - \frac{1.3}{2} \cdot 3.3 \right) & \dots \dots \dots = 14.131 \text{ „}
 \end{aligned}$$

Wasserverdrängung bis WL<sub>65</sub> = 47.737 m<sup>3</sup>.

Nr.	Bezeichnung	Anzahl	Länge m	Breite m	Stärke m	Ge- wicht pro m <sup>3</sup> kg	Einzel- gewichte kg	Total- gewichte kg	Schwerpunktsabstände von Außenkante K	Momente der Total- gewichte in Bezug auf die untere Achse kg/m	Bemerkungen
1	gerade Wände	2	9.7	2.792	0.1	2400	6499.776	12999.552	1.25	17499.44	
2	Bodenplatte	1	15.7	3.90	0.1	„	14695.200	14695.2	0.05	734.76	
3	gebogene Wände	4	4.701	2.792	„	„	3150.048	12600.192	1.25	15750.24	
4	Querschotten	2	5.0	2.50	„	„	2716.320	5432.640	1.15	6247.536	} die Abrundung = 0.182 m <sup>3</sup>
5	Längsschotten	2	3.1	1.80	„	„	1339.2	2678.40	0.90	2410.56	
6	Spant (1, 9)	2	2.5	0.25	0.2	„	300.0	600.0	0.125	75.00	horizontal unten
„	„	2	3.5	„	„	„	420.0	840.0	1.525	1281.00	vertikale
„	„	2	1.334	„	„	„	160.08	320.16	0.325	104.05	Abbüge
7	Spant (3, 5, 7)	3	3.70	„	„	„	444.0	1332.0	0.125	166.50	horizontal unten
„	„	3	3.50	„	„	„	420.0	1260.0	1.525	1921.50	vertikale
„	„	3	1.334	„	„	„	160.08	480.24	0.325	156.078	Abbüge
8	Spant (4, 6)	2	3.70	„	„	„	444.0	888.0	0.125	111.00	horizontal unten
„	„	2	3.50	„	„	„	420.0	840.0	1.525	1281.00	vertikale
„	„	2	1.334	„	„	„	160.08	320.16	0.325	104.05	Abbüge
„	„	2	4.30	„	„	„	516.0	1032.0	2.275	2347.80	horizontal oben
9	Spantplatte	2	3.50	0.3	0.1	„	252.0	504.0	2.450	1234.80	
10	Deckträger	1	16.4	0.2	0.25	„	1968.0	196.80	2.275	4477.20	
11	Deckplatte	1	9.70	0.3	0.1	„	698.40	698.40	2.450	1711.08	
12	gerader Kiel	1	15.7	0.4	0.2	„	3014.40	3014.40	0.15	452.16	
„	abgebogener Kiel	2	1.02	„	„	„	195.84	391.68	0.325	127.296	
13	Steven	2	2.13	„	„	„	408.96	817.92	1.60	1308.672	Vor- u. Hinterst.
14	Deckplatte	2	6.25	„	0.1	„	1500.0	3000.0	2.45	7350.00	vorne u. achtern
15	kleine Platte	2	10	0.6	„	„	1440.0	2880.0	2.45	7056.00	
16	Aufbüge	2	10	0.25	„	„	600.0	1200.0	2.60	3120.00	
17	Aufbüge der Deckplatten	2	3.75	0.25	„	„	225	450	2.60	1170.00	
18	Bitfen	4	—	—	—	—	20	80	2.60	208.00	
19	Holzbewehrung	38.2	14	0.125	0.08	800	11.2	427.84	1.90	812.896	} diagon. Längsh.
„	„	„	2	„	0.125	„	25.00	955.00	„	1814.50	
20	Querriegel	8	3.7	0.25	0.125	„	92.5	740.00	0.125	92.500	} horizont. ver- tikale, Abbüge
„	„	„	3.5	„	„	„	87.5	700.00	1.525	1067.500	
„	„	„	1.334	„	„	„	33.350	266.80	0.325	86.710	
21	vertikale Holzverkleidung	2	10	2.692	0.025	„	538.4	1076.80	1.150	1615.20	
22	horizont. Holzverkleidung	1	10	3.90	0.025	„	780.0	780.00	0.3625	282.750	

Summen der Totalgewichte und Momente  $\Sigma$  76269.384 |  $\Sigma$  84177.778

Es sollen im ganzen verdrängt werden  $75.1425 \text{ m}^3$ , bleiben also noch zu verdrängen  $75.1425 - 47.737 = 27.4055 \text{ m}^3$ . Die Flächen der Wasserlinien über  $WL_{65}$  sind alle gleich und betragen:

$$9.7 \cdot 5.2 \dots \dots \dots = 50.440 \text{ m}^2,$$

$$\frac{3.9^2 \cdot 3.14 \cdot 70^0 \cdot 4}{360} - \frac{4 \cdot 1.3 \cdot 3.65}{2} \dots \dots = 27.683 \text{ ,,}$$


---


$$78.123 \text{ m}^2.$$

$27.4055 : 78.123 = 0.355 \text{ m}$  ist daher die Höhe, um welche der Prahm noch eintauchen wird. Wir fänden daher die KWL genau mit  $0.65 + 0.355 = 1.005 \text{ m}$  über Oberkante Kiel. Wir nehmen aber genau  $1.00 \text{ m}$  über Oberkante Kiel unsere Konstruktionswasserlinie an (zur Vereinfachung der Rechnung) und führen die Rechnung nochmals mittels der Spantenskala durch. Aus der Konstruktionszeichnung Abb. 70, 71 ersieht man den Ort der verschiedenen Spanten, für die wir die Flächenberechnung durchgeführt haben, und welche Spanten auch im Spantenriß Abb. 73 verzeichnet sind.

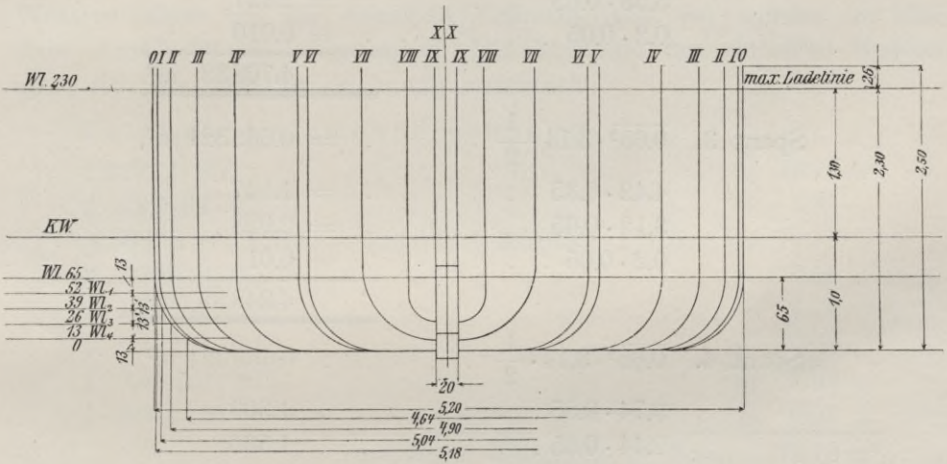


Abb. 73. Spantenriß.

### 3. Berechnung der Spantenflächen.

Es ist hervorzuheben, daß die Spantenskala (Abb. 74) zwischen den zwei Spanten  $\theta$  einen geraden Verlauf haben wird, da ja alle Spanten in diesem Intervalle die gleiche Fläche besitzen.

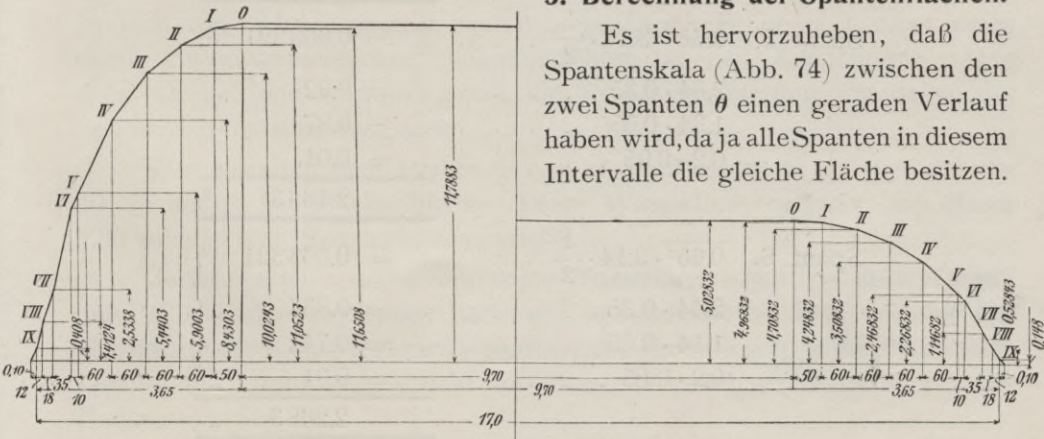


Abb. 74. Spantenskala für volles und leeres Schiff.

Spant 0.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	5.2 · 0.35	. . . . .	=	1.820    ,,
	3.9 · 0.65	. . . . .	=	2.535    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.010    ,,
				<hr/> <hr/>
				5.028 321 m <sup>2</sup> .
Spant 1.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	5.14 · 0.35	. . . . .	=	1.799    ,,
	3.84 · 0.65	. . . . .	=	2.406    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.010    ,,
				<hr/> <hr/>
				4.968 321 m <sup>2</sup> .
Spant 2.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	4.88 · 0.35	. . . . .	=	1.7080    ,,
	3.58 · 0.65	. . . . .	=	2.327    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.010    ,,
				<hr/> <hr/>
				4.708 32 m <sup>2</sup> .
Spant 3.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	4.42 · 0.35	. . . . .	=	1.547    ,,
	3.12 · 0.65	. . . . .	=	2.028    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.01    ,,
				<hr/> <hr/>
				4.248 32 m <sup>2</sup> .
Spant 4.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	3.74 · 0.35	. . . . .	=	1.309    ,,
	2.44 · 0.65	. . . . .	=	1.586    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.01    ,,
				<hr/> <hr/>
				3.568 3 m <sup>2</sup> .
Spant 5.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	2.64 · 0.35	. . . . .	=	0.924    ,,
	1.34 · 0.55	. . . . .	=	0.871    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.01    ,,
				<hr/> <hr/>
				2.468 3 m <sup>2</sup> .
Spant 6.	$\overline{0.65^2} \cdot 3.14 \cdot \frac{1}{2}$	. . . . .	=	0.663 321 m <sup>2</sup> ,
	2.44 · 0.35	. . . . .	=	0.854    ,,
	1.14 · 0.65	. . . . .	=	0.741    ,,
	0.2 · 0.05	. . . . .	=	0.01    ,,
				<hr/> <hr/>
				2.268 3    ,,



Spant 7.	0.663321 — 2 · 0.65 · 0.06	= 0.585321 m <sup>2</sup> ,
	1.09 · 0.35 . . . . .	= 0.3815 „
	0.20 · 0.65 . . . . .	= 0.13 „
		0.02 „
		1.1168 „

Spant 8.	0.24 <sup>2</sup> · 3.14 · $\frac{1}{2}$ . . . . .	= 0.0904 m <sup>2</sup> ,
	0.68 · 0.5 . . . . .	= 0.34 „
	0.20 · 0.39 . . . . .	= 0.078 „
		0.02 „
		0.5284 m <sup>2</sup> .

Spant 9.	0.2 · 0.74 . . . . .	= 0.148 m <sup>2</sup> .
----------	----------------------	--------------------------

Da die Abstände der Spanten sehr kleine sind, so können wir, ohne irgendwie beachtenswerte Fehler zu begehen, mittels der Trapezregel den Flächeninhalt der Spantenskala bestimmen, der gleich dem verdrängten Wasservolumen ist: die einzelnen Ordinate (Abb. 74) wurden im Maßstabe 1 m<sup>2</sup> = 20 mm aufgetragen. Die Abstände der einzelnen Spanten unter sich sind aus der Zeichnung ersichtlich.

Folgt die Volumenberechnung:

5.02832 · 9.7 . . . . .	= 48.76 m <sup>3</sup> ,
2 · 4.99832 · 0.5 . . . . .	= 4.98 „
(4.83832 + 4.47832 + 3.90832 + 3.01833) · 2 · 0.6 . . . . .	= 19.48 „
2 · 2.36833 · 0.1 . . . . .	= 0.46 „
2 · 1.69257 · 0.35 . . . . .	= 1.18 „
2 · 0.82263 · 0.18 . . . . .	= 0.21 „
2 · 0.33822 · 0.12 . . . . .	= 0.08 „
1 · 0.074 · 0.1 . . . . .	= 0.01 „

verdrängte Wassermenge Summa 75.16 m<sup>3</sup>,

vom spezifischen Gewicht von 1015 kg/m<sup>3</sup> ergibt 75.16 · 1015 = 76287.4 kg statt des vorher errechneten Gewichtes von 76269.4 kg. Die Differenz ist bloß von 18 kg, also eine zu vernachlässigende Differenz, hervorgerufen durch die unvermeidlichen Ablesungsfehler bei den Zeichnungen. Man sieht daraus, wie überaus genau die Rechnungsergebnisse mit denen der Spantenkurven übereinstimmen.

Wir gestatten dem Prahm, bis zu einer Wassertiefe zu tauchen, die 20 cm unter Deckfläche bleibt. Diese Wasserlinie befindet sich daher 1.30 m über der Konstruktionswasserlinie.

Berechnen wir uns die verdrängte Wassermenge für diese neue Wasserlinie (WL<sub>230</sub> der maximalen Ladung), so wird uns die Differenz der Displacemente für Konstruktionswasserlinie und für Wasserlinie der maximalen Ladung in Tonnen ausgedrückt, die maximale erlaubte Tragfähigkeit des Prahms ergeben.

Die Berechnung der Spantflächen ergibt sich wie folgt:

Spant 0.	5.0283 + 5.2 · 1.3 . . .	= 11.7883 m <sup>2</sup> ,
„ 1.	4.9683 + 5.14 · 1.3 . . .	= 11.6503 „
„ 2.	4.7083 + 4.88 · 1.3 . . .	= 11.0523 „
„ 3.	4.2483 + 4.42 · 1.3 . . .	= 10.0243 „
„ 4.	3.5683 + 3.74 · 1.3 . . .	= 8.4303 „
„ 5.	2.4683 + 2.64 · 1.3 . . .	= 5.9003 „
„ 6.	2.2683 + 2.44 · 1.3 . . .	= 5.4403 „
„ 7.	1.1168 + 1.09 · 1.3 . . .	= 2.5338 „
„ 8.	0.5284 + 0.68 · 1.3 . . .	= 1.4124 „
„ 9.	0.148 + 0.20 · 1.3 . . .	= 0.4080 „

daraus folgt das verdrängte Volumen bezw. die Fläche der Spantenskala für die Wasserlinie (WL<sub>230</sub>) der maximalen Ladung.

Mit Hilfe der Trapezregel:

11.7883 · 9.7 . . . . .	= 114.3465 m <sup>3</sup> ,
11.7193 · 0.5 · 2 . . . . .	= 11.7193 „
(11.3513 + 10.5383 + 9.2273 + 7.1653) · 2 · 0.6 . . . . .	= 45.9386 „
5.6703 · 0.1 · 2 . . . . .	= 1.1340 „
3.98705 · 0.35 · 2 . . . . .	= 2.7919 „
1.9731 · 0.18 · 2 . . . . .	= 0.7103 „
0.9102 · 0.12 · 2 . . . . .	= 0.2184 „
0.204 · 0.1 · 2 . . . . .	= 0.0408 „

verdrängte Wassermenge 176.8998 m<sup>3</sup>.

Es ergibt sich daher die durch die maximale Ladung verdrängte Wassermenge mit  $176.8998 - 75.16 = 101.7398$  m<sup>3</sup>, oder mit dem spezifischen Gewichte des Seewassers = 1015 kg/m<sup>3</sup> multipliziert: die maximale Tragfähigkeit =  $101.74 = 1015 = 103.266$  t.

Es erscheint daher unsere Aufgabe, einen Prahm für 100 t Tragfähigkeit zu erbauen als gelöst.

Die 3.266 t Spielraum sind nötig in Anbetracht der unvorhergesehenen Lasten, wie eingedrungenes Wasser, Mannschaft, Taue usw. Auch kann die Ladung nie so haarscharf eingefüllt werden wie theoretisch ermittelt.

Für die Bedürfnisse der Praxis erscheinen weitere schiffbauliche Berechnungen für unseren speziellen Fall eines Prahms als überflüssig. Wir wollen jedoch zur Übung und, um zu zeigen, wie man die im Anhang angeführten allgemeinen schiffbaulichen Gesetze in die Praxis überführt, einige schiffbauliche wichtige Angaben, wie z. B. die Schwerpunktslage, die Wasserlinienskala, die Spantintegralkurve, das Breitenträgheitsmoment usw. ermitteln. Es sei hinzugefügt, daß im allgemeinen aus Eisenbeton eben nur die allereinfachsten Formen ausgeführt werden, wo detaillierte schiffbauliche Berechnungen nicht vonnöten sind. Mit Hilfe jedoch der im Anhang ausgeführten Sätze, die einen Auszug der wichtigsten schiffbaulichen Regeln bilden, kann sich jedermann mit Leichtigkeit alle erwünschten Angaben errechnen.

Es folgen nun

#### 4. Die Schwerpunktsberechnungen.

Da der Prahm sowohl in bezug auf die Längs- als auch auf die Querachse symmetrisch gebaut ist, so ist die Lage des Systemschwerpunktes sowohl der Länge als auch der Breite nach gegeben. Er liegt in der Schnittlinie der beiden Symmetrieachsen. Es erübrigt daher nur noch die Lage des Systemschwerpunktes der Höhe nach zu finden. Wir verweisen auf den dießbezüglichen Abschnitt des Anhanges und erwähnen nur, daß unsere Horizontalebene durch Oberkante Kiel (Außenhaut) geht.

Die Rechnung läßt sich sofort analytisch durchführen, in der Tabelle sind die Schwerpunktsabstände aller Einzelgewichte von der Horizontalebene gegeben, diese Entfernungen sind alle aus den Zeichnungen zu entnehmen. Wenn wir die Summe aller Momente der Einzelkräfte in bezug auf die Horizontalebene bilden und diese Summe durch die Summe der Kräfte teilen, erhalten wir den gewünschten Abstand ( $x$ ):

$$\left. \begin{aligned} \Sigma M &= 84177.778 \text{ kgm} \\ \Sigma P &= 76269.384 \text{ kg} \end{aligned} \right\} \text{ laut Tabelle,}$$

daraus

$$x = \frac{84177.778}{76269.384} = 1.104 \text{ m}$$

über Oberkante Kiel für den leeren Prahm.

#### 5. Bestimmung der Wasserlinienskala.

Aus dem Anhang ist das Allgemeine über die Wasserlinienskala zu ersehen. Es ist ersichtlich, daß der Verlauf der Wasserlinienskala, von Deck angefangen bis 0,65 m über Oberkante Kiel, einen geraden Verlauf haben wird, da alle über 0,65 m gelegenen Wasserlinien gleiche Flächen haben. Die unteren 65 cm haben wir uns in 5 gleiche Teile von je 13 cm Höhe geteilt und den Wasserlinienriß ermittelt (siehe Abb. 75).

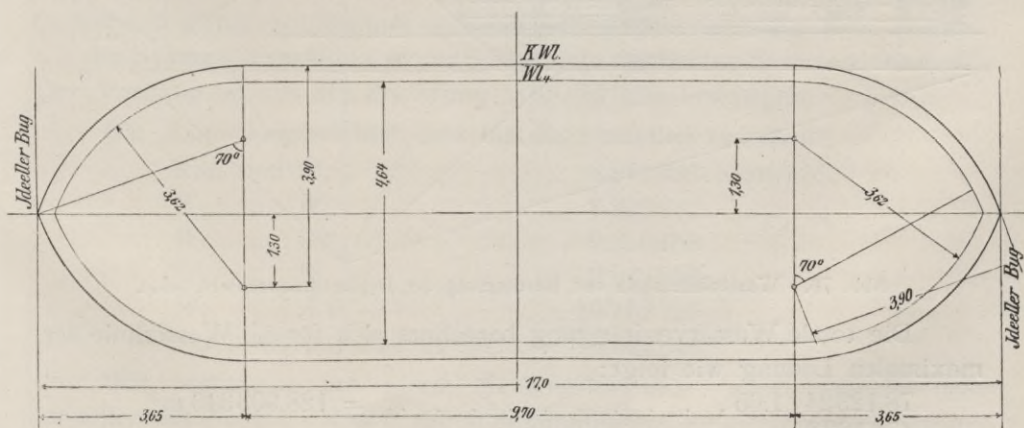


Abb. 75. Wasserlinienriß.

Bezeichnen wir die einzelnen Wasserlinien wie folgt und berechnen wir uns ihre Flächen:

KWL:	5.2 · 9.7 . . . . .	= 50.40	m <sup>2</sup> ,
	$\frac{3.9^2 \cdot 3.14 \cdot 70 \cdot 4}{360} - 3.65 \cdot \frac{1.3 \cdot 4}{2}$	= 27.68324	„
	<u>2.444</u> <u>2.6</u>		
		<u>78.12324</u>	m <sup>2</sup> .
W <sub>1</sub> :	5.18 · 9.7 . . . . .	= 50.2460	m <sup>2</sup> ,
	$\frac{3.89^2 \cdot 2.444 - 2.6 \cdot 3.64}{2}$	= 27.5189	„
		<u>77.7649</u>	m <sup>2</sup> .
W <sub>2</sub> :	5.04 · 9.7 . . . . .	= 48.8880	m <sup>2</sup> ,
	$\frac{3.82^2 \cdot 2.444 - 2.6 \cdot 3.57}{2}$	= 26.3818	„
		<u>75.2698</u>	m <sup>2</sup> .
W <sub>3</sub> :	4.90 · 9.7 . . . . .	= 47.530	m <sup>2</sup> ,
	$\frac{3.75^2 \cdot 2.444 - 2.6 \cdot 3.50}{2}$	= 25.6688	„
		<u>73.1988</u>	m <sup>2</sup> .
W <sub>4</sub> :	4.64 · 9.7 . . . . .	= 45.008	m <sup>2</sup> ,
	$\frac{3.62^2 \cdot 2.444 - 2.6 \cdot 3.87}{2}$	= 26.2652	„
		<u>71.2732</u>	m <sup>2</sup> .

Wir tragen diese Flächen als Ordinaten einer Kurve, im Maßstabe 1 m<sup>2</sup> = 1.00 mm auf (siehe Abb. 76).

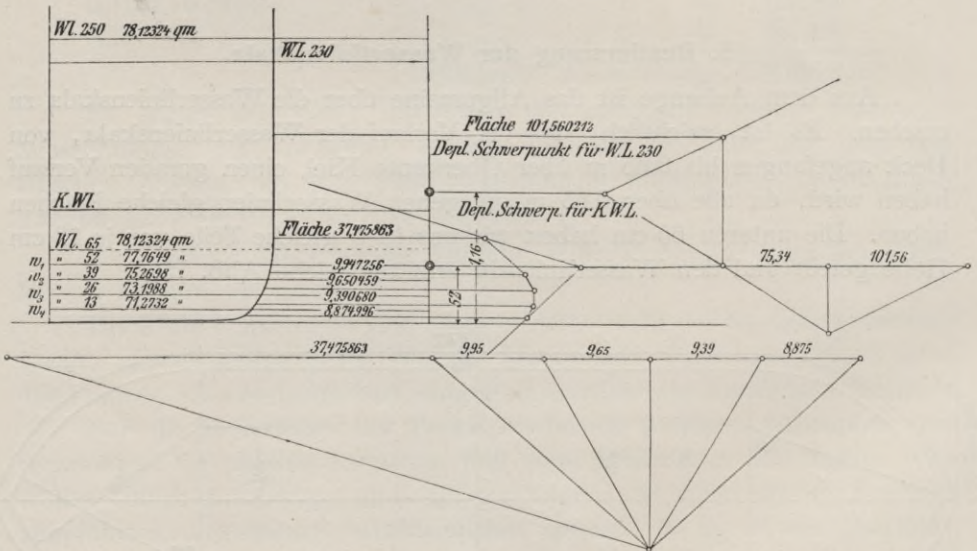


Abb. 76. Wasserlinienskala und Bestimmung der Deplacementsschwerpunkte.

Die totale Wasserverdrängung berechnet sich für die Wasserlinie der maximalen Ladung wie folgt:

$$\begin{aligned}
 & 78.12324 \cdot 1.65 \dots\dots\dots = 128.903346 \text{ m}^3, \\
 & \left( \frac{78.12324}{2} + 77.7649 + 75.2689 + 73.1988 + \right. \\
 & \left. + \frac{71.2732}{2} \right) \cdot 0.13 \dots\dots\dots = 39.121124 \text{ „} \\
 & \text{Totale Wasserverdrängung} = \underline{\underline{168.02447 \text{ m}^3 \text{ bis } W_4}}.
 \end{aligned}$$

In der letzten Lamelle wird die Ordinate abgelesen mit  $68.3 \text{ m}^2$  in der Lamellenmitte, mit  $0.13$  multipliziert, ergibt eine Wasserverdrängung von  $8.879 \text{ m}^3$ . Es ergibt sich daher für die maximale Ladung eine Gesamtwasserverdrängung von

$$168.02447 + 8.879 = \underline{176.9035 \text{ m}^3},$$

welches Resultat bis auf  $0.0037 \text{ m}^3$  mit dem aus der Spantenskala errechneten Deplazement von  $176.8998 \text{ m}^3$  übereinstimmt.

Dieselbe Berechnung für den leeren Prahm, d. h. bis zur KWL durchgeführt, ergibt

$$176.9035 - 78.12324 \cdot 1.3 = 176.9 - 101.6 = 75.3 \text{ m}^3$$

anstatt der durch die Spantenskala ermittelten  $75.16 \text{ m}^3$ , diese kleine Differenz von  $0.14 \text{ m}^3$  resultiert aus der bei der Rechnung vernachlässigten Verdrängung des  $5 \text{ cm}$  über Außenkant hervorragenden Kiels.

## 6. Bestimmung des Deplacementsschwerpunktes.

(Abb. 76.)

Die Bestimmung des Deplacementsschwerpunktes der Höhe nach über Oberkante Kiel geschieht graphisch. Man teilt die Wasserlinienskala in Lamellen, bestimmt den Schwerpunkt jeder einzelnen Lamelle und denkt sich in jedem derselben die entsprechende Fläche als Kraft wirkend. Man zeichnet zu diesen parallelen Kräften den entsprechenden Kräftezug und mit einer beliebigen Poldistanz den zugehörigen Seilzug. Wenn man diesen Vorgang für beliebige Wasserlinien durchführt und dabei die Kräfte als horizontal wirkend annimmt, so ergibt der Schnitt der jeweiligen Kräfte resultierenden mit der Abszissenachse (Tiefgang) bereits die wirkliche Lage des Deplacementsschwerpunktes der Höhe nach. Der Länge und der Breite nach ist seine Lage bereits dadurch bestimmt, daß das Fahrzeug sowohl in bezug auf die Mittschiffebene als auch zur Querebene durch Schiffsmittle symmetrisch gebaut ist. Er liegt ebenso wie der Systemschwerpunkt in der Schnittlinie der beiden Symmetrieebenen. Der Vorgang ist aus der Zeichnung Abb. 76 klar ersichtlich.

Die „Lamellengewichte“ sind für die Lamellen zwischen

Kiel und $W_4$ . . . . .	8.874996	Einheiten,
$W_4$ „ $W_3$ . . . . .	9.390680	„
$W_3$ „ $W_2$ . . . . .	9.650459	„
$W_2$ „ $W_1$ . . . . .	9.947256	„
$W_1$ „ KWL . . . . .	10.132729	„
Für je $20 \text{ cm}$ über KWL . . . . .	15.624648	„

Wir bestimmen uns zuerst die Resultierende der Einzelkräfte der Lamellen unterhalb der KWL, durch Zusammensetzung dieser resultierenden Kraft mit der resultierenden der Lamellenkräfte zwischen der KWL und der gewünschten Ladelinie erhalten wir jene Schlußresultierende, deren Schnitt mit der Abszissenachse den Ort des Deplacementsschwerpunktes für die fragliche Wasserlinie ergibt.

Tragen wir uns auf dem Tiefgang als Abszisse für die verschiedenen Wasserlinien an deren Ort die entsprechende Distanz des Deplacementschwerpunktes von Oberkante Kiel als Ordinaten auf, so gibt uns die

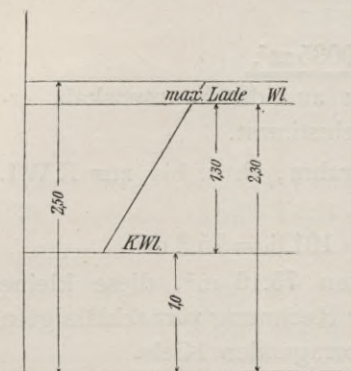


Abb. 77.

Verbindungsline der so erhaltenen Punkte eine Kurve, welche uns ein anschauliches Bild der Lage des Deplacementsschwerpunktes liefert (Abb. 77). Wir wählen diese Kurve statt der im Anhang erwähnten „Kurve der Deplacementsschwerpunkte“, da die Kurve der wirklichen Lagen der Deplacementsschwerpunkte eine lotrechte Gerade wäre, die uns nichts sagen würde, außer man trüge auf ihr die Deplacementsschwerpunkte auf und schriebe dazu, zu welchem Tiefgang sie gehören.

Wie aus Abb. 76 ersichtlich ist, ist die Höhe des Deplacementschwerpunktes für die KWL = 0.52 m über Kiel, und für die maximale Ladelinie  $W_{230} = 1.16$  m über Kiel. Da der Verlauf der vorerwähnten Kurve im Intervalle von der KWL zur  $W_{230}$  eine gerade ist, was infolge der gleichbleibenden Form der Wasserlinien oberhalb der KWL ganz natürlich ist, kann für jede beliebige Wasserlinie der Höhe  $z$  über der KWL die Höhe des Deplacementsschwerpunktes durch geradlinige Interpolation zwischen den Werten 0.52 m und 1.16 m gefunden werden.

Es besteht das Verhältnis  $z : y = d : D$ , wobei

$y$  die Distanz der KWL von der maximalen Ladelinie,

$d$  die Höhe des Deplacementsschwerpunktes der neuen Wasserlinie über dem der KWL und

$D$  die Höhe des Deplacementsschwerpunktes der maximalen Ladelinie über dem der KWL

bedeutet. In unserem Falle wäre:

$$y = 2.30 - 1.00 = 1.30 \text{ m,}$$

$$D = 1.16 - 0.52 = 0.64 \text{ m, daraus}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} d = \frac{0.64}{1.30} Z \dots \dots \text{für } Z = 20 \text{ cm, z. B. ist} \\ d = 0.4923 \cdot Z, \qquad \qquad d = 0.09846 \text{ m,} \end{array} \right.$$

d. h. für die Wasserlinie  $W_{120}$  ist die Entfernung des Deplacementsschwerpunktes von Oberkante Kiel gleich

$$(\text{KWL}) \dots 0.52 + 0.09846 = 0.62 \text{ m usw.}$$

für beliebige Wasserlinien zu ermitteln. Es ist zu erwähnen, daß in unserem Falle auch die Kurve der Wasserlinienschwerpunkte mit der Symmetrieachse zusammenfällt.

### 7. Die Spantintegalkurven.

(Abb. 78.)

Wesen und Entstehung der Spantintegalkurven sind aus dem An- hange ersichtlich.

Das Charakteristikon der Spantintegalkurven für unseren Prahm ist, daß alle Kurven im Verlaufe von der Wasserlinie ( $W_{65}$ ) 65 cm über Kiel bis zur maximalen Ladelinie ( $W_{230}$ ) gerade sind, da eben, angefangen von der besagten Wasserlinie ( $W_{65}$ ), für jeden Spant der Zuwachs an Fläche für gleiche Wasserlinienintervalle gleich bleibt.

Der Verlauf der Kurven von  $W_{65}$  an nach abwärts nähert sich stark einer geraden, ist aber unwichtig. Mittels der Spantintegalkurven kann man für jede Lage des Prahms, sowohl für die Vierkant als auch für geneigte Lagen, sofort die Deplacementsrechnung durchführen.

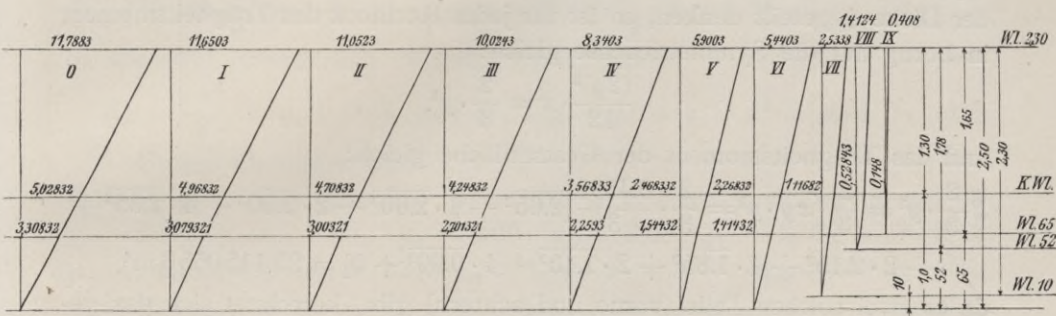


Abb. 78. Spantintegalkurven.

Neigt sich z. B. der Prahm um die Querachse, so braucht man nur vom jeweiligen Schnitte der Schwimmlinie mit den Abszissen der Spant- integalkurven eine Senkrechte auf die Abszisse zu errichten, so bildet diese Senkrechte schon die Abschlußlinie für die Fläche der verdrängten Flüssigkeitsmenge an Ort des betreffenden Spantes.

Der Verlauf der Spantintegalkurven für die verschiedenen Spanten ist aus Abb. 78 ersichtlich.

Im folgenden seien nun die Längen- und Breitenträgheitsmomente der Konstruktionswasserlinie aufgestellt. Von einer Aufstellung der Träg- heitsmomente für andere Wasserlinien können wir absehen, da das Schiff von der K.W.L. angefangen lauter kongruente Wasserlinien besitzt.

### 8. Das Breitenträgheitsmoment der Konstruktionswasserlinie

ist das Trägheitsmoment der K.W.L., bezogen auf ihre Längsachse.

Dieses Trägheitsmoment setzt sich zusammen aus den Trägheits- momenten:

- a) von zwei Rechtecken, bezogen auf ihre Grundlinien;
- b) von 4 durch Kreiskurven begrenzte Flächen, bezogen auf die Längsachse des Prahmes.

Das Trägheitsmoment ad a) ist

$$J_1 = \frac{2}{3} \cdot 9.7 \cdot 2.6^2 = 113.6581 \text{ m}^4.$$

Das Trägheitsmoment ad b) berechnet sich wie folgt:

Wir teilen uns den von Kreiskurven begrenzten Schiffskörper in 8 gleiche Teile, wobei wir den Steven vernachlässigen und dafür annehmen, daß die Kreislinie bis zur Symmetrieachse reiche. Die Ordinate in den Teilungspunkten sind sodann die folgenden:  $y_0 = 2.65$ ;  $y_1 = 2.60$ ;  $y_2 = 2.50$ ;  $y_3 = 2.35$ ;  $y_4 = 2.15$ ;  $y_5 = 1.85$ ;  $y_6 = 1.45$ ;  $y_7 = 0.90$ ;  $y_8 = 0$ ; die Entfernung der einzelnen Ordinaten ist gleich  $x$ :

$$x = \sqrt{3.9^2 - 1.5^2} - \frac{3.676}{8} = 0.4595 \text{ m} = x.$$

Wir wenden zur Berechnung des Trägheitsmomentes die Simpsonregel an, denn wenn wir uns die Fläche in lauter ganz dünne Lamellen der Dicke  $x$  geteilt denken, so ist für jedes Rechteck das Trägheitsmoment in bezug auf die Symmetrieachse gleich:

$$\frac{(2y)^3}{12} \cdot x = \frac{2}{3} \cdot y^3,$$

und das Trägheitsmoment der Gesamtfläche gleich:

$$\Sigma \frac{2}{3} \cdot y^3 = \frac{2}{3} \cdot \overline{xy} \cdot y^2 = \frac{2}{3} \cdot \frac{0.4595}{3} [2.65^3 + 4 \cdot 2.60^3 + 2 \cdot 2.50^3 + 4 \cdot 2.35^3 + 2 \cdot 2.15^3 + 4 \cdot 1.85^3 + 2 \cdot 1.45^3 + 4 \cdot 0.90^3 + 0] = 23.1150556 \text{ m}^4,$$

da es zwei solcher Teile (vorne und achtern) gibt, berechnet sich das gesamte Breitenträgheitsmoment der KWL mit:

$$2 \cdot 23.1150556 + 113.6581 = \underline{\underline{159.88821120 \text{ m}^4}}.$$

### 9. Das Längenträgheitsmoment der Konstruktionswasserlinie

wird auf eine durch unseren Spant IX (den sog. Nullspant) gehende Achse bezogen, wir nehmen an, daß diese Achse durch den Schnittpunkt der vorerwähnten Kreislinien, dem „ideellen Bug“ gehe. Wir teilen uns die Gesamtschiffslänge in 34 Teile, jeder zu 0.5014 m Länge und gehen abermals nach der Simpsonregel vor.

Der allgemeine Ausdruck für das Längenträgheitsmoment wird wie folgt entwickelt:

Der Ausdruck für die Simpsonregel, für durch 2 teilbare Anzahl von Teilflächen ist:

$$F = \frac{x}{3} (y_0 + 4y_1 + 2y_2 + 4y_3 + 2y_4 + 4y_5 + \dots + y_n),$$

der Abstand des Schwerpunktes dieser so ausgedrückten Fläche vom Anfangspunkte (ideeller Bug, Spant IX) wird sein:

$$a = \frac{\frac{x^2}{3} (0y_0 + 1.4y_1 + 2.2y_2 + 3.4y_3 + \dots + ny_n)}{\frac{x}{3} (y_0 + 4y_1 + 2y_2 + 4y_3 + \dots + y_n)} \dots 1.$$



Dieser Ausdruck entsteht, indem man sich die Ordinaten  $y$  als Belastungen eines Balkens vorstellt, der die Schiffslänge zur Spannweite hat. Es ergibt sich dann der Schwerpunktsabstand, als Quotient aus der Summe der Momente der Simpsonsummanten, dividiert durch die Summe der Kräfte. Um das Längenträgheitsmoment der Fläche zu erhalten, braucht also nur jede einzelne Lamelle mit dem Quadrate des Abstandes multipliziert zu werden, wie vorher für das Moment (Zähler der Gleichung 1) jeder mit dem Abstände selbst multipliziert wurde. Es ist also das Trägheitsmoment gleich Summe der Momente mal der Schwerpunktsabstände, entstehend aus dem Zähler der Gleichung 1, wenn man in diesem Ausdrucke die Hebelarme  $x, 2x, 3x$  usw. ins Quadrat erhebt.

Es ergibt sich also das Längenträgheitsmoment, bezogen auf den ideellen Bug:

$$J_L' = 0^2 \cdot x^2 \cdot \frac{x}{3} \cdot y_0 + 1^2 \cdot x^2 \cdot \frac{x}{3} \cdot 4y_1 + 2^2 \cdot x^2 \cdot \frac{x}{3} \cdot 2y_2 + 3^2 \cdot x^2 \cdot \frac{x}{3} \cdot 4y_3 + \dots$$

da wir zwei symmetrische Flächen haben, also:

$$J_L = \frac{2x^3}{3} (0^2 \cdot y_0 + 1^2 \cdot 4 \cdot y_1 + 2^2 \cdot 2 \cdot y_2 + 3^2 \cdot 4 \cdot y_3 + 4^2 \cdot 2 \cdot y_4 + \dots)$$

Unsere Ordinaten sind:

$y_0 = 0; y_1 = 1.00; y_2 = 1.55; y_3 = 1.95; y_4 = 2.23; y_5 = 2.42; y_6 = 2.53;$   
 $y_7 = 2.58; y_8 = \dots \text{bis}; y_{26} = 2.60; y_{27} = 2.58; y_{28} = 2.53; y_{29} = 2.42;$   
 $y_{30} = 2.23; y_{31} = 1.95; y_{32} = 1.55; y_{33} = 1.00; y_{34} = 0.00 \text{ m.}$

$$J_L = \frac{2}{3} \cdot 0.5014^3 \cdot (4 \cdot 1 + 8 \cdot 1.55 + 36 \cdot 1.95 + 32 \cdot 2.23 + 100 \cdot 2.42 + 72 \cdot 2.53 + 196 \cdot 2.58 + 2.60 [128 + 324 + 200 + 484 + 288 + 676 + 392 + 500 + 512 + 1156 + 648 + 1444 + 800 + 1764 + 968 + 2116 + 1152 + 2500 + 1352] + 729 \cdot 4 \cdot 2.58 + 784 \cdot 2 \cdot 2.53 + 841 \cdot 4 \cdot 2.42 + 900 \cdot 2 \cdot 2.23 + 961 \cdot 4 \cdot 1.95 + 1024 \cdot 2 \cdot 1.55 + 1089 \cdot 4 \cdot 1.00 + 0.0) = 0.08403 \cdot (85007.9).$$

$$J_L = 7143.213837 \text{ m}^4.$$

### 10. Berechnung des Raum- und Lasten-Maßstabes.

Wie aus den Ausführungen im Anhange erhellt, sind der Raum- bzw. Lastenmaßstab, Kurven mit dem Tiefgange als Abszissen, deren Ordinaten so viel Längeneinheiten besitzen, wie der Schiffskörper bis zu den entsprechenden Ordinaten als Schwimmbene, Raum- bzw. Auftrittseinheiten hat (s. Abb. 79). Aus dem Raummaßstab berechnet man sich den Lasten-

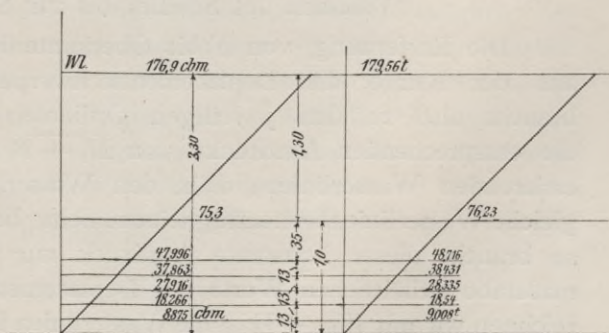


Abb. 79. Raum- und Lastenmaßstab.

maßstab, indem man jede einzelne Ordinate mit 1015 kg multipliziert. — Der Raummaßstab wurde im folgenden Maßstabe aufgetragen:  $1 \text{ m}^3 = 1/2 \text{ mm}$ , und der Tiefgang mit  $1 \text{ m} = 4 \text{ mm}$ , der Lastenmaßstab mit  $1 \text{ t} = 1/2 \text{ mm}$ .

### 11. Berechnung der Kurven der Anfangsbreiten-Metazentren.

(Abb. 80.)

Siehe Allgemeines im Anhang.

Diese Kurve wird erhalten, wenn wir auf den Tiefgang als Abszisse in den entsprechenden Wasserlinien die Entfernung der Anfangsmetazentren für diese Wasserlinien von Oberkante Kiel auftragen und die so erhaltenen Punkte verbinden.

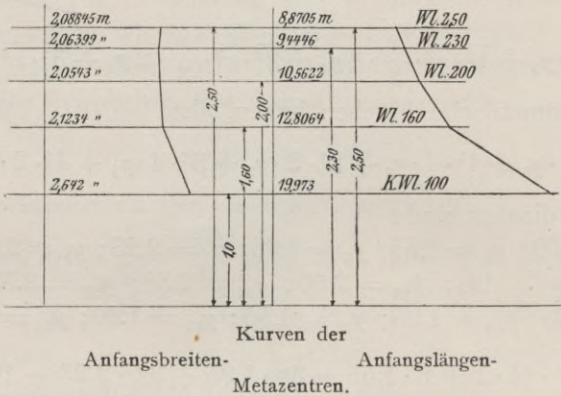


Abb. 80.

Für jede Wasserlinie (jedes Displacement) ist nach Anhang das Glied der Formstabilität  $\overline{M}_b \cdot F$  des Ausdruckes der metazentrischen Höhe  $\overline{M}_b - \overline{G} = \overline{M}_b - \overline{F} - \overline{F} - \overline{G}$ , wobei bekanntlich

$\overline{M}_b$  das Metazentrum,

$\overline{G}$  der Systemschwerpunkt,

$\overline{F}$  der Displacementsschwerpunkt ist, gleich

$$\overline{M}_b - \overline{F} =$$

Breitenträgheitsmoment der Schwimmebene, bezogen auf die Längsachse  
Volumen des Schiffes bis zur Schwimmebene.

Die Entfernung von  $\overline{F}$  bis Oberkante Kiel ist für jede Wasserlinie aus der Kurve der Displacementsschwerpunkte zu entnehmen, man braucht also zu den jeweiligen Ordinaten der besagten Kurve bloß die entsprechenden Ausdrücke von  $\overline{M}_b - \overline{F}$  zu addieren. Da alle interessierenden Wasserlinien, d. h. den Wasserlinien über KWL ( $WL_{100}$ ) gleiche Wasserlinienbreitenträgheitsmomente besitzen ( $J_B = 159.8882112 \text{ m}^4$ ), so braucht dieser konstante Ausdruck nur durch die aus dem Raummaßstabe erhältlichen Werte der Displacements dividiert zu werden. Bezeichnen wir mit  $W_{100} - W_{250}$  die Wasserlinien in den Distanzen 100—250 cm oberhalb Oberkante Kiel, so seien die entsprechenden Volumina  $V_{100}$  bis  $V_{250}$ :

für  $W_{100}$  ist  $V_{100} = 75.339254 \text{ m}^3$ ,  
 „  $W_{160}$  ist  $V_{160} = 122.213198$  „  
 „  $W_{200}$  ist  $V_{200} = 153.362494$  „  
 „  $W_{230}$  ist  $V_{230} = 176.900000$  „  
 „  $W_{250}$  ist  $V_{250} = 192.524114$  „

daraus  $\frac{J_B}{V_{100}} = 2.122 \text{ m}; \quad \frac{J_B}{V_{160}} = 1.308 \text{ m};$   
 $\frac{J_B}{V_{200}} = 1.042 \text{ m}; \quad \frac{J_B}{V_{230}} = 0.904 \text{ m};$   
 $\frac{J_B}{V_{250}} = 0.830 \text{ m}.$

Nach vorhergegangener Ableitung erhalten wir die Distanzen der jeweiligen Deplacementsschwerpunkte über Oberkante Kiel nach der Gleichung:  $\text{Ob. K.} - \bar{F} = 0.52 + 0.4923 \cdot x$ ,

wobei  $x$  von  $\theta$  bis 1.50 m wächst, je nach der Distanz der betreffenden Wasserlinie von der KWL. Die Distanzen der Anfangsbreitenmetazentren von Ob. K. ( $\text{Ob. K.} - \bar{M}_b$ ) für die Wasserlinien (KWL — WL<sub>250</sub>) berechnen sich also wie folgt; für

WL<sub>100</sub> = KWL ..  $\text{Ob. K.} - \bar{M}_B = 2.122 + 0.52 + 0.4923 \cdot 0 = 2.642 \text{ m},$   
 WL<sub>160</sub> . . . . . „ „ =  $1.308 + 0.52 + 0.4923 \cdot 0.6 = 2.1234 \text{ m},$   
 WL<sub>200</sub> . . . . . „ „ =  $1.042 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.0 = 2.0543 \text{ m},$   
 WL<sub>230</sub> . . . . . „ „ =  $0.904 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.3 = 2.06399 \text{ m},$   
 WL<sub>250</sub> . . . . . „ „ =  $0.830 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.5 = 2.08845 \text{ m}.$

**12. Berechnung der Kurven der Anfangslängen-Metazentren.**

(Abb. 80.)

Siehe Allgemeines im Anhang.

Es gilt in entsprechender Abänderung das nämliche, was für die Kurve der Anfangsbreitenmetazentren gesagt wurde, auch für die Längenmetazentren. Das Glied der Formstabilität in der Gleichung der metazentrischen Höhe ist  $\frac{\bar{M}_L - \bar{F}}{V} =$

$\frac{\text{Längenträgheitsmoment der Schwimmebene, bezogen auf die Querachse}}{\text{Volumen des Schiffes bis zur Schwimmebene.}}$

Wir haben das Längenträgheitsmoment bezüglich des ideellen Buges bereits ausgerechnet. Um das Längenträgheitsmoment bezüglich der Querachse zu erhalten, welche auch gleichzeitig die Schwerpunktsachse ist, muß von dem Ausdrucke des vorhin errechneten Längenträgheitsmomentes bezüglich des ideellen Buges, der Ausdruck  $a^2 F$  abgezogen werden, worin  $a$  die Distanz des Schwerpunktes der Wasserlinie vom ideellen Buge bedeutet und  $F$  die Wasserlinienfläche ist.

$a = 17.05 \cdot \frac{1}{2} = 8.525 \text{ m},$   
 $a^2 = 72.675625 \text{ m}^2,$   
 $F = 78.12324 \text{ m}^2,$   
 $a^2 F = 78.12324 \cdot 72.675625 = 5687.65529403 \text{ m}^4.$

Es ist daher das gesuchte  $J_L' = J_L - a^2 F$   
 $= 7143.213837 - 5677.655294 = \underline{1465.558543 \text{ m}^4}$ .

Der Ausdruck  $\overline{M_L - F} = \frac{J_L'}{V}$ , wieder wie vorhin für die Wasserlinien  $WL_{100} - WL_{250}$  bestimmt, ergibt:

Für $WL_{100}$	. . .	$\frac{J_L'}{V_{100}} = 19.453 \text{ m,}$
„ $WL_{160}$	. . .	$\frac{J_L'}{V_{160}} = 11.992 \text{ m,}$
„ $WL_{200}$	. . .	$\frac{J_L'}{V_{200}} = 9.550 \text{ m,}$
„ $WL_{230}$	. . .	$\frac{J_L'}{V_{230}} = 8.285 \text{ m,}$
„ $WL_{250}$	. . .	$\frac{J_L'}{V_{250}} = 7.612 \text{ m,}$

daraus die Entfernungen der Anfangslängenmetazentren von Oberkante Kiel, wie früher:

KWL	. .	Ob. K. — $\overline{M_L} = 19.453 + 0.52 + 0.4923 \cdot 0.0 = 19.973 \text{ m,}$
$WL_{160}$	. .	„ „ = $11.902 + 0.52 + 0.4923 \cdot 0.6 = 12.8064 \text{ m,}$
$WL_{200}$	. .	„ „ = $9.550 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.0 = 10.5622 \text{ m,}$
$WL_{230}$	. .	„ „ = $8.285 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.3 = 9.4445 \text{ m,}$
$WL_{250}$	. .	„ „ = $7.612 + 0.52 + 0.4923 \cdot 1.5 = 8.8705 \text{ m.}$

Bei der Kurve der Anfangsbreitenmetazentren würden die Ordinaten im Maßstabe  $1 \text{ m} = 20 \text{ mm}$ , bei der Kurve der Anfangslängenmetazentren im Maßstabe  $1 \text{ m} = 5 \text{ mm}$  aufgetragen.

Obzwar für die Praxis unnötig, wollen wir doch zur Übung für unseren speziellen Fall den Ausdruck der „Statischen Querstabilität“ für einen bestimmten Krängungswinkel  $\varphi$  bestimmen, ausgedrückt durch das entsprechende Stabilitätsmoment. Über die dynamische Stabilität wollen wir im folgenden nur allgemein erwähnen, wie der Rechnungsvorgang ist, ein Eingehen auf diese Rechnungen, sowie eine Aufstellung der entsprechenden Stabilitätskurven würde zu weitschweifigen Rechnungen Anlaß geben, welche außerhalb des begrenzten Rahmens der vorliegenden Arbeit fallen und die Resultate hätten keinerlei praktischen Zweck für uns.

### 13. Berechnung des Stabilitätsmomentes für einen Krängungswinkel $\varphi = 10^\circ$ .

Wir untersuchen das leere Schiff.

Nach der „Atwoodschen Formel“ ist das Stabilitätsmoment für einen beliebigen Krängungswinkel  $\varphi = St \varphi = D (J J_1 \cdot \frac{v}{V} - \overline{F - G} \sin \varphi)$  in mt. Die Bezeichnungen entsprechend  $v$  ist das Volumen des ein- bzw. austauchenden Keilstückes,  $V$  das verdrängte Volumen,  $D$  das Displacement.  $\overline{F - G}$  eine bekannte Größe für jeden einzelnen Fall.

In unserem Falle sind a priori bekannt:

$$\begin{aligned} D &= 76.3 \text{ t,} \\ V &= 75.3 \text{ m}^3, \\ \overline{F} - \overline{G} &= 1.104 - 0.52 = 0.584 \text{ m,} \\ \varphi &= 10^\circ; \sin \varphi = 0.17365. \end{aligned}$$

Die Gleichung für das Volumen des austauchenden Keilstückes für einen beliebigen  $\varphi$  berechnet sich wie folgt (Abb. 81):

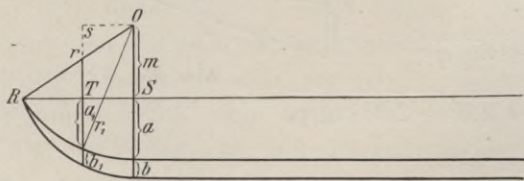


Abb. 81.

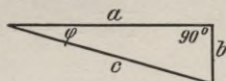


Abb. 82.

Der Vertikalschnitt durch  $o - a - b$  ergibt das rechtwinklige Dreieck  $a - b - c$ ,  $r = 3.90 \text{ m}$ ,  $a = 2.60 \text{ m}$ , daher  $c = \frac{a}{\cos \varphi}$ . (Abb. 82.)

Die Fläche dieses Dreiecks ist:  $f = \frac{ac}{2} \sin \varphi = \frac{a^2}{2} \operatorname{tg} \varphi$ . Wir führen einen parallelen Schnitt durch  $T$ , wobei  $RT = TS$  ist,

$$RS = \sqrt{r^2 - m^2} = 3.676 \text{ m.}$$

$$\frac{RS}{2} = 1.838 \text{ m,}$$

$$rs = \sqrt{r^2 - \frac{RS^2}{4}} = 3.43 \text{ m.}$$

$$a_1 = rs - m = 2.13 \text{ m.}$$

Das umgelegte Dreieck hat folgende Ausmaße (Abb. 83):

$$c_1 = \frac{a_1}{\cos \varphi}; f_1 = \frac{a_1^2}{2} \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

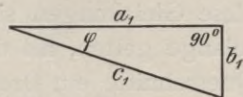


Abb. 83.

Das Volumen der Scheibe ist:

$$\frac{RS}{6} \left( 0 + \frac{a^2}{2} \operatorname{tg} \varphi + 4 \frac{a_1^2}{2} \operatorname{tg} \varphi \right) = \frac{RS}{12} \operatorname{tg} \varphi (a^2 + 4 a_1^2),$$

oder 
$$\frac{3.676}{12} (2.6^2 + 4 \cdot 2.13^2) \cdot \operatorname{tg} \varphi = 7.63 \cdot \operatorname{tg} \varphi,$$

da es zwei solcher Volumina gibt:

$$2 \cdot 7.63 \operatorname{tg} \varphi = 15.26 \cdot \operatorname{tg} \varphi \text{ m}^3.$$

Hierzu kommt das Volumen des prismatischen Keils, welches sich wie folgt ergibt (Abb. 84):

$$d = \frac{2.60}{\cos \varphi}; f = \frac{2.60^2}{2} \cdot \operatorname{tg} \varphi; f = 3.38 \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

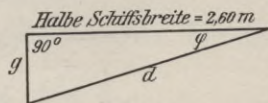


Abb. 84.

Das Volumen ist daher gleich  $3.38 \cdot \operatorname{tg} \varphi \cdot 9.7 = 32.786 \operatorname{tg} \varphi$ , daher

$$v = \operatorname{tg} \varphi (32.786 + 15.26) = 48.046 \cdot \operatorname{tg} \varphi,$$

$$\frac{v}{V} = \frac{48.046}{75.300} \cdot \operatorname{tg} \varphi = 0.638 \cdot \operatorname{tg} \varphi.$$

Für ein beliebiges  $\varphi$  ist  $J - J_1$  gleich (Abb. 85):

$$g = d \sin \varphi = 2.6 \cdot \operatorname{tg} \varphi,$$

$$\frac{g}{2} = 1.30 \cdot \operatorname{tg} \varphi,$$

$$\overline{E-O} = \sqrt{2.6^2 + 1.3^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi},$$

$$\overline{N-O} = \frac{2}{3} \cdot \overline{E-O} = \frac{2}{3} \sqrt{2.6^2 + 2.3^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi},$$

$$\operatorname{tg} \psi = \frac{g}{5.20},$$

$$\operatorname{tg}(\varphi - \psi) = \frac{\operatorname{tg} \varphi - \operatorname{tg} \psi}{1 + \operatorname{tg} \varphi \cdot \operatorname{tg} \psi},$$

$$\operatorname{tg}(\varphi - \psi) = \frac{5.2 \cdot \operatorname{tg} \varphi - g}{5.2 + g \cdot \operatorname{tg} \varphi} = \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2 + \operatorname{tg} \varphi^2} = \frac{\overline{N-O}}{\overline{J-O}},$$

$$\overline{J-O}^2 + \overline{N-J}^2 = \overline{N-O}^2 = \frac{4}{9} (2.6^2 + 1.3^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi),$$

$$\overline{N-J} = \overline{J-O} \cdot \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2 + \operatorname{tg} \varphi^2}; \quad \overline{N-J}^2 = \overline{J-O}^2 \cdot \left( \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2 + \operatorname{tg} \varphi^2} \right)^2,$$

$$\frac{4}{9} \left( \frac{B^2}{4} + \frac{B^2}{16} \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi \right) = \overline{J-O}^2 \cdot \left[ 1 + \left( \frac{\operatorname{tg} \varphi}{2 + \operatorname{tg} \varphi^2} \right)^2 \right]$$

$$\overline{J-O} = \sqrt{\frac{\alpha}{\beta}} \quad \dots \quad J J_1 = 2 \sqrt{\frac{\alpha}{\beta}},$$

diese Gleichungen sind Funktionen des Krängungswinkel  $\varphi$ , und werden solange gelten, als das austauchende bzw. das eintauchende Keilstück im Querschnitte ein Dreieck ist. Die gefundenen Werte brauchen bloß in die Atwoodsche Formel eingesetzt zu werden. Selbst bei größerem Neigungswinkel wird bei unserer Schiffsform kein nennenswerter Fehler begangen, wenn wir auf Grund der oben abgeleiteten Formel arbeiten, da ja die Keilstücke auch unterhalb der Wasserlinie  $W_{65}$  annähernd Dreiecke bleiben. Für  $\varphi = 10^\circ$  eingesetzt:

$$J J_1 = 2 \overline{J-O} = 2 \sqrt{\frac{\alpha}{\beta}},$$

$$\alpha = \frac{4}{9} (2.6^2 + 1.3^2 \cdot \operatorname{tg}^2 \varphi) = \frac{4}{9} (2.6^2 + 1.3^2 \cdot 0.031) = 3.027,$$

$$\beta = 1 + \left( \frac{0.17633}{2 + 0.031} \right)^2 = 1.0074,$$

$$J J_1 = 2 \cdot \sqrt{\frac{3.027}{1.0074}} = 3.467 \text{ m},$$

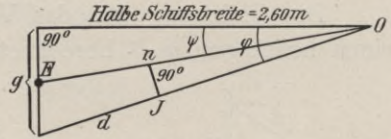


Abb. 85.

$$\overline{F - G} = 0.584 \text{ m,}$$

$$\sin \varphi = 0.17365,$$

$$\frac{v}{V} = 0.638 \cdot \operatorname{tg} \varphi = 0.638 \cdot 0.17633 = 0.1125,$$

$$\overline{F - G} \cdot \sin \varphi = 0.1014 \text{ m,}$$

$$\underline{\underline{St_{10^\circ} = 76.3 (3.467 \cdot 0.1125 - 0.1014) = 22.023232 \text{ m/t.}}}$$

Ebenso könnte man für beliebige andere Winkel vorgehen.

Die Atwoodsche Formel bedingt eine genaue Berechnung des austauchenden Keilstückes und hierauf eine Schwerpunktsbestimmung desselben. Man muß sich vor Augen halten, daß das Schiff bei größeren Neigungen auch nicht annähernd (wie oben angegeben) um den Schnittpunkt der Wasserlinie mit der Schwimmachse pendelt, sondern daß gleichzeitig auch eine Ein- bzw. Austauchung des Schiffes stattfindet.

Der praktische Vorgang zur Ermittlung der Stabilitätsmomente für beliebige Krängungswinkel ist die Methode von Liddel-Middendorf, die sogenannte Planimeter-Methode.

Man zeichnet sich das Schiff und die gekrängte Wasserlinie, die man höher annimmt, als das Schiff voraussichtlich tauchen wird. Hierauf teilt man das Unterwasserschiff in parallele Lamellen, und zwar in zwei aufeinander senkrechte Richtungen, und bestimmt sich für jede der Richtungen eine Displacementskurve. Die richtige Höhe der Displacementskurve erhält man durch Abtragung der bekannten Wasserverdrängung auf den Displacementskurven. Im Schnitte der aufeinander senkrechten Schwerlinien befindet sich der neue Displacementsschwerpunkt (Abb. 86). Das Stabilitätsmoment ist dann gleich dem horizontalen Abstände des Systemschwerpunktes von der neuen Auftriebsrichtung durch den neuen Displacementsschwerpunkt, gleich  $\overline{GH}$ , multipliziert mit dem Displacement  $D$ .

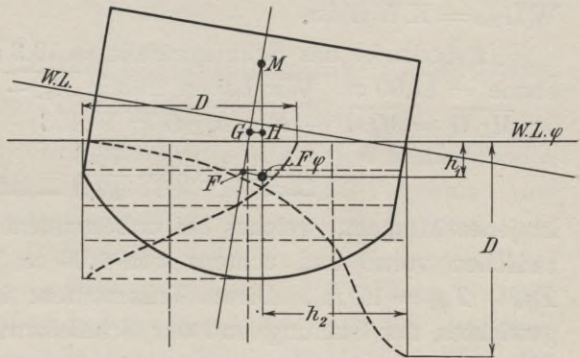


Abb. 86.

Für das gefüllte Schiff ergeben sich ganz analoge Rechnungen, es braucht bloß die neue Lage des Systemschwerpunktes ermittelt zu werden durch Zusammensetzung der Schwerpunkte des leeren Schiffes und denen der Ladung.

#### 14. Das dynamische Stabilitätsmoment

rechnet sich ganz analog dem vorherigen nach der Moseleyschen Formel:

$$St_d = D \left[ \frac{(J \cdot N + J_1 N_1) v}{V} - \overline{F \cdot G} (1 - \cos \varphi) \right]$$

wobei die Bezeichnungen die gleichen sind wie in der Atwoodschen

Formel. Der erste Teil des Klammersausdruckes hängt lediglich von den Schiffsdimensionen, der zweite Teil von der Stauung bzw. der Ladung ab.

Man kann die Resultate auch nach Liddel-Middendorf bekommen und ist die Größe des  $Sta = D \cdot (\overline{F\varphi H} - \overline{FG})$  (siehe Abb. 86).

Um genaue Rechnungen durchzuführen, ist am besten die rechnerische Anwendung, welche auf der Atwoodschen Formel basiert und von Barnes im Jahre 1861 aufgestellt wurde, und sonach von der englischen Admiralität verbessert worden ist.

Eine weitere Methode ist die Integrator-Methode von L. Schultz, mittels welcher man die sogenannten Pantocarènes isoclines (nach Daynard), Kurven der gleichen Neigung bei jeder Wasserverdrängung) und der Isocarènes pantoclines (Kurven für jede Neigung bei gleicher Wasserverdrängung) bestimmt. Der Integrator dient zum Messen von Flächeninhalten, statischen Momenten und Trägheitsmomenten ebener Figuren. Seine Theorie siehe im Anhang.

### 15. Berechnung des Trimmomentes bei leerem Schiffe.

Allgemeines siehe im Anhang.

Das Trimmoment  $M_T$  ist  $M_T = \frac{\overline{M_L G} \cdot P}{L}$ , wobei  $\overline{M_L G}$  die metazentrische Höhe für das Anfangslängenmetazentrum des leeren Schiffes  $WL_{100} = KWL$  ist.

$P$  bedeutet das Schiffsgewicht = 76.3 t,  $L$  die Länge der Schwimmbene = 17.00 m. Wir haben früher  $\overline{M_L F} = 19.453$  m gefunden; nun ist  $\overline{M_L G} = \overline{M_L F} - \overline{FG}$ ,  $\overline{M_L G} = 19.453 - 0.584$ , daher:

$$\underline{M_T} = 18.869 \cdot \frac{76.3}{17.0} = \underline{84.6885 \text{ m/t}}$$

ist jenes Moment, welches bei unbelastetem Schiffe eine Tiefgangdifferenz zwischen vorne und achtern von 1.00 m hervorbringt ( $Tg_a - Tg_v$  oder  $Tg_v - Tg_a = 1.0$  m). Dieses Trimmoment ist eine Funktion des Schiffsgewichtes, der Stauung und der Schiffsform.

Wird z. B. eine Last  $p$  um  $d$  verschoben, so ergibt sich laut Anhang die Trimmung mit  $a + b = \frac{p \cdot d}{M_T}$ , wobei  $a$  und  $b$  die Trimmungen vorne und achtern bedeuten.

Ein Blick auf den Lastenmaßstab genügt, um darzutun, daß von einer umständlichen Leckrechnung in unserem Falle abgesehen werden kann. Die wasserdichten Abteilungen vorne und achtern sind so groß, daß jede Gefahr ausgeschlossen erscheint. An der Hand der im Anhang angegebenen Regeln und mittels der Kurven der Abb. 73 bis 80 kann jedoch diese Rechnung ohne weiteres durchgeführt werden.

Unsere Prahme werden auf Hellingen gebaut, welche aus Holz in ganz einfacher Art ausgeführt sind, so eine Helling wird im folgenden Abschnitte genau besprochen werden.



Es sei erwähnt, daß die Prahme nicht wie gewöhnlich im Schiffsbaue mit dem Heck nach vorwärts von Stapel gelassen werden, sondern mit der Bordwand zuerst ins Wasser gehen. Diese Anordnung ist aus praktischen und ökonomischen Gründen erfolgt, die Hellingbahn kann eine bedeutend kürzere sein, und können auf derselben Helling mehrere Prahme gleichzeitig gebaut resp. ausgebessert werden. Unter diesen Umständen braucht eine Ablaufrechnung nicht vorgenommen zu werden, es ist ohne weiteres klar, daß das Aufschwimmen sehr rasch erfolgt und keinerlei Gefahr für den Ablauf besteht.

Die Prahme werden auf der Helling derart eingerüstet, daß man durch Auskeilung nach erfolgter Ausschalung des Bodens und dessen Verputzung die Prahme auf den Schlitten niederlassen kann, es werden mit Vorteil Keile in der Längsrichtung des Prahmes verwendet. Die Hellingneigung, wie von uns verwendet, war 1 : 7.4.

Das zum Baue verwendete Betonmaterial besteht aus

1 m<sup>3</sup> feinem Schotter,

0.4 m<sup>3</sup> körnigem Sande,

400 kg Portlandzement bei wenig Wasserzusatz, da die Wandungen gepreßt werden.

---

### III. Errichtung eines Kais mittels Eisenbetonschwimmblocken in Port Said.

Der leitende Gedanke bei der Ausführung des unten beschriebenen Baues war derselbe wie bei den Kais von Zeebrügge, Valparaiso und Rotterdam. Diese Bauweise bildete jedoch ein Novum für Ägypten, und wurde dieselbe, nachdem sie sich bestens beim zu besprechenden Baue bewährt hatte, bei einem größeren (100 m langem und 8 m breitem) Molo von der Alexandriner Hafenverwaltung vorgeschrieben, und hat sich diese Ausführung auch hier hervorragend gut bewährt. Es sei erwähnt, daß bei Ausführung des Port Saider Kais uns nur allerprimitivste Hilfsmittel zu Gebote standen und das Arbeiterpersonal größtenteils gänzlich ungeschult war.

Es handelte sich um die Errichtung eines 48 m langen Kais im Kanal 12 des Port Saider Hafens auf der asiatischen Seite des Suezkanals für die „Port-Said-Salt-Association“. Die Wassertiefe im Kanal 12 ist bei Flut 3.50 m, bei Ebbe 2.70 m.

Der erste Gedanke war, den Kai aus künstlichen Blöcken zu erbauen, die fertig versetzt wurden; da jedoch die Kosten für das Ausleihen der nötigen Schwimmkrane zu hohe waren, wurde der Gedanke fallen gelassen, und wir entschlossen uns, einen Versuch mit Schwimmblocken vorzunehmen.

Wir gaben unseren Blöcken die nachfolgenden Dimensionen (siehe Abb. 87 bis 89): Länge 6 m, Höhe 4 m, Basisbreite 2.70 m, Kronenbreite 1 m, Auskrägung der Bodenplatte auf den Längsseiten je 0.35 m.

Die Seitenwände erhielten Stärken von 10 cm, die Bodenplatte von 15 cm; ferner wurden zwei Querschotten von je 6 cm Stärke angeordnet. Die Wandbewehrung ist die folgende, wagerecht:

im ersten Meter von oben:	10	Rundeisen	von	7	mm,
„ zweiten „	15	„	„	7	„
„ dritten „	13	„	„	8	„
„ vierten „	15	„	„	8	„

senkrecht: pro lfd. m 10 Rundeisen von 7 mm.

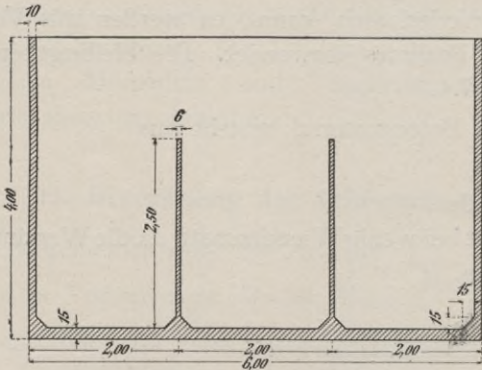


Abb. 87. Längsschnitt.

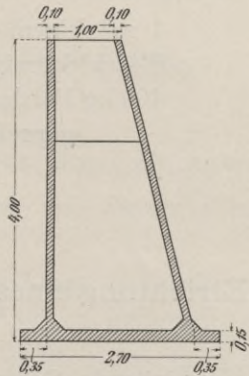


Abb. 89. Querschnitt.

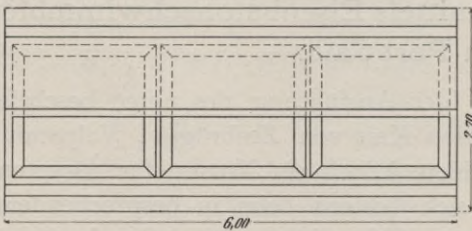


Abb. 88. Daraufrsicht.

Die Bodenplatte ist kreuzweise mit je 10 Rundeisen von 8 mm pro Richtung und Meter bewehrt. Die Querschotten sind mit einem Netz von 8 Rundeisen von 7 mm pro Meter bewehrt.

Man muß sich vor Augen halten, daß die Schwimmblöcke nur ganz kurze Zeit als Schwimmkörper dienen. Denn kaum vom Stapel, werden sie an Ort gebracht und ausgefüllt. Es ist daher ganz überflüssig, sehr genaue Berechnung der Eisenbetonwandungen durchzuführen, und es genügt, nach den bekannten Methoden sich davon zu überzeugen, daß der Wasserdruck kein zu großer für die Wandstärken ist. Beim Ausfüllen des Blockes wirkt ja dem Wasserdruck bereits das Ausfüllungsmaterial entgegen. Es ist jedoch zweierlei genau zu berechnen:

1. die Standfestigkeit jedes Blockes gegen Erd- und Wasserdruck nach Ausfüllung,
2. die Stabilität des Schwimmkörpers.

Die erstere Untersuchung wird graphisch nach den bekannten Methoden der Erddrucktheorie (siehe Abb. 90) geführt. Die zweite Untersuchung ist ganz einfach bei Schwimmblöcken rechteckigen Quer-

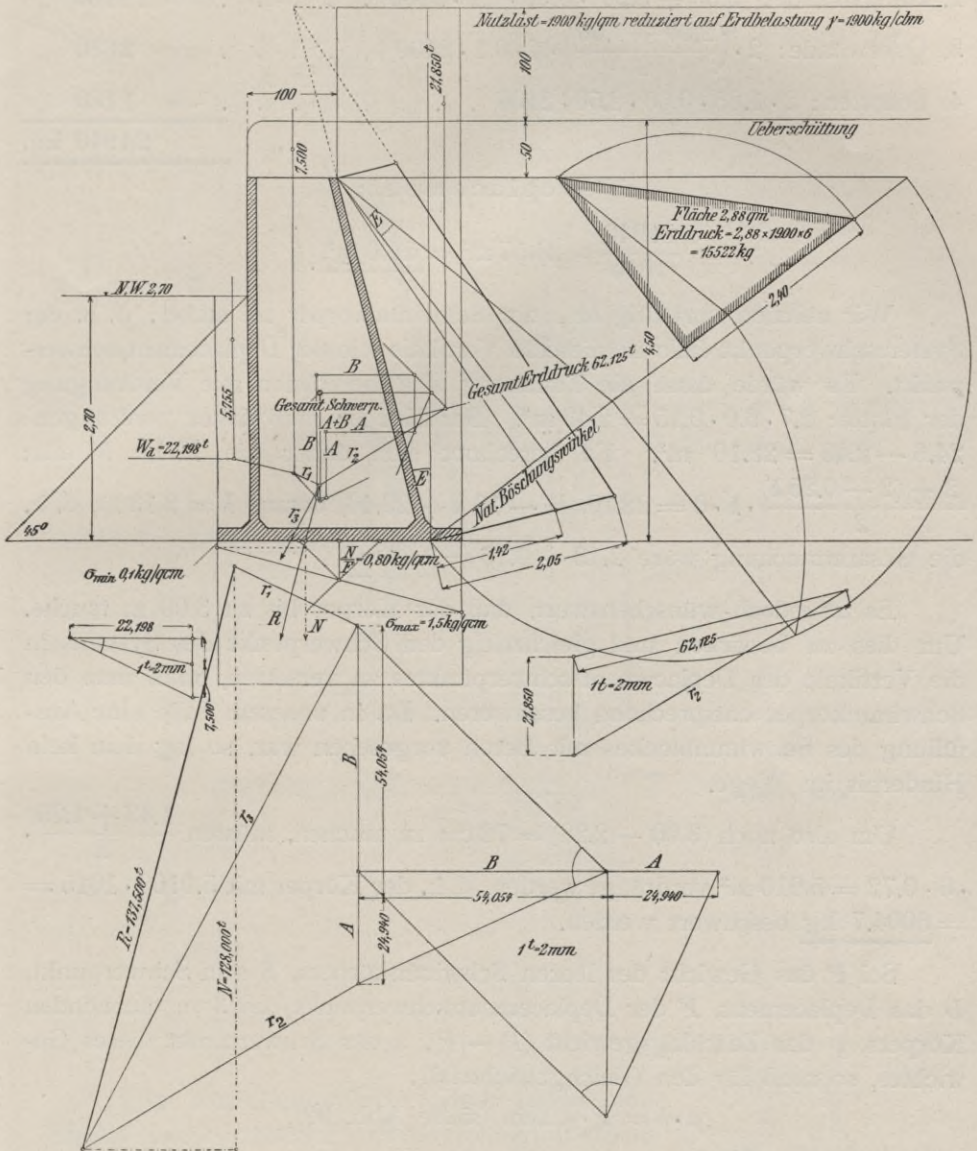


Abb. 90.

schnittes (die praktischer Weise immer so angenommen werden sollten) und nicht viel komplizierter bei solchen trapezförmigen Querschnittes (wir waren auf Wunsch des Bauherrn gezwungen, die Trapezform zu wählen).

Der Vorgang ist der folgende:

a) Gewichts Berechnung:

1. Bodenplatte: $2.70 \cdot 6.00 \cdot 0.15 \cdot 2400$ . . . . .	= 9720 kg,
2. Längswände: $(3.85 + 3.90) \cdot 6.00 \cdot 0.1 \cdot 2400$ . . . . .	= 11160 „
3. Querwände: $2 \cdot \left(\frac{2.00 + 1.00}{2}\right) \cdot 4 \cdot 0.1 \cdot 2400$ . . . . .	= 2880 „
4. Schotten: $2 \cdot 1.65 \cdot 0.06 \cdot 2.50 \cdot 2400$ . . . . .	= 1180 „
	24940 kg.

b) Displacement:

$$\frac{24940}{1015} = 24.57 \text{ m}^3 = \underline{24.6 \text{ m}^3}.$$

Wir nehmen vorläufig an, der Schwimmkörper sei stabil, d. h. der Systemschwerpunkt falle in dieselbe Vertikale wie der Displacementsschwerpunkt. Es würde dann die Tauchung sich berechnen mit Verdrängung der Platte:  $2.7 \cdot 6.0 \cdot 0.15 = 2.43 \text{ m}^3$ . Der Körper muß daher verdrängen:  $24.6 - 2.43 = 22.10 \text{ m}^3$ . Es berechnet sich daher die Höhe  $h$  aus:  $\frac{2 + (2 - 0.25 h)}{2} \cdot h \cdot 6 = 22.10$ ,  $h^2 - 16 h + 29.46$ , daraus  $h = 2.13 \text{ m}$ , d. h. die Gesamtauchung wäre  $2.13 + 0.15 = \underline{2.28 \text{ m}}$ .

Es ist jedoch wünschenswert, daß der Körper bis zu 3.00 m tauche. Um dies zu bewirken und gleichzeitig den Schwerpunkt des Systems in die Vertikale des Displacementsschwerpunktes zu versetzen, muß man den Schwimmkörper entsprechend beschweren. Da in unserem Falle eine Ausfüllung des Schwimmblockes mit Beton vorgesehen war, so lag dem kein Hindernis im Wege.

Um also noch  $(3.00 - 2.28) = 0.72 \text{ m}$  zu tauchen, müssen  $\frac{1.43 + 1.25}{2} \cdot 6 \cdot 0.72 = 5.916 \text{ m}^3$  verdrängt werden, d. h. der Körper mit  $5.9160 \cdot 1015 = \underline{6004.7 \text{ kg}}$  beschwert werden.

Sei  $P$  das Gewicht des leeren Schwimmkörpers,  $S$  sein Schwerpunkt,  $D$  das Displacement,  $F$  der Displacementsschwerpunkt des 3 m tauchenden Körpers,  $p$  das Zuschlagsgewicht ( $D - P$ ),  $s$  der Schwerpunkt dieses Gewichtes, so muß für den Gleichgewichtsfall:

$$p \cdot b = P \cdot a \text{ sein (siehe Abb. 92),}$$

wobei  $m$  und  $n$  graphisch ermittelt werden (Abb. 91):

$$b = \frac{P}{p} (n - m),$$

$$x = m - \frac{P}{p} (n - m) \quad . . . \text{ Abb. 92.}$$

Der Füllungskörper eines spezifischen Gewichtes  $\gamma$  muß daher seinen Schwerpunkt im Abstände  $x$  von der Innenwand haben. Er wird daher

prismatisch mit der Basis  $2x$  ausgeführt. Seine Höhe bestimmt sich wie folgt:

$$2x \cdot \gamma \cdot 6 \cdot h = p, \text{ daraus } h = \frac{p}{12 \cdot \gamma \cdot x}.$$

Aus der Abb. 91 entnehmen wir

$$\begin{aligned} m &= 0.82 \text{ m}, n = 0.86 \text{ m}, \text{ daher bei } P = 24940 \text{ kg,} \\ p &= 6005 \text{ kg, . . . . } x = 0.654 \text{ m, } \left\{ \text{und} \right. \\ \text{bei } \gamma &= 1800 \text{ kg, . . . . } h = 0.425 \text{ m. } \left. \right\} \end{aligned}$$

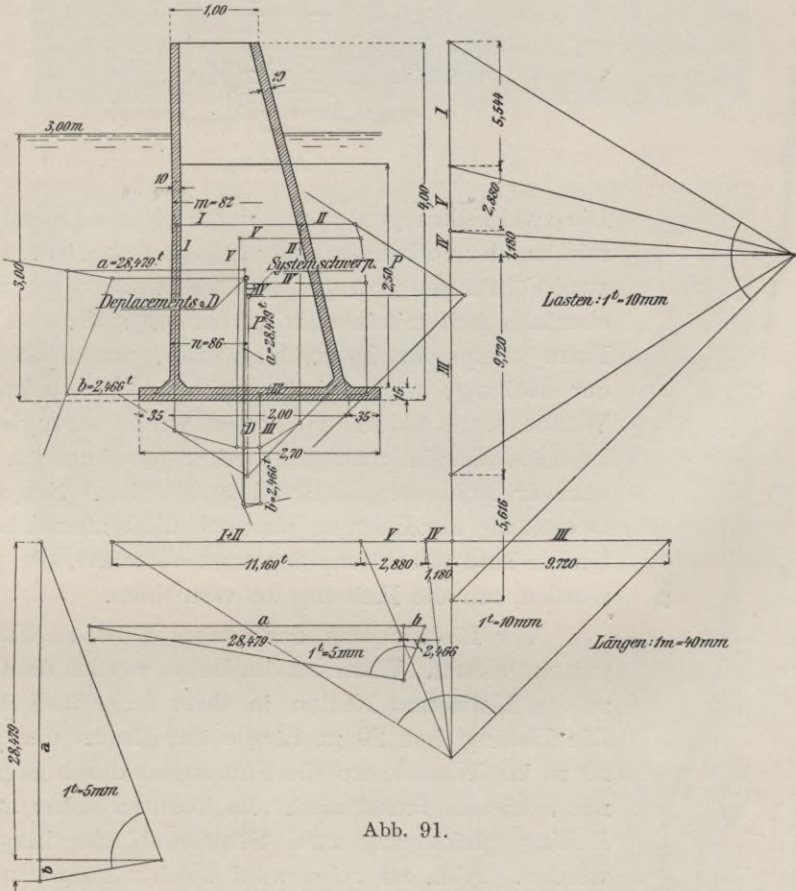


Abb. 91.

Der Ausfüllungskörper erhält daher eine Breite von  $2x = 1.308 \text{ m}$  und die Höhe  $h = 0.425 \text{ m}$ . Bei dieser Ausfüllung muß der Schwimmkörper stabil schwimmen und genau  $3 \text{ m}$  tauchen. Er wiegt daher, wenn er vom Stapel geht,

$$24940 + 6005 = \underline{30.945 \text{ t.}}$$

Als Baumaterial für die Eisenbetonkonstruktion verwendeten wir harten Schlägel-  
schotter und Grubensand mit 300 kg Portland-

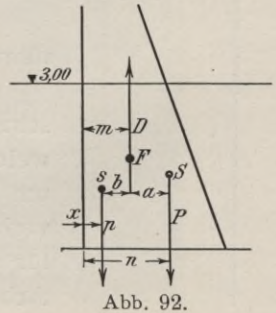


Abb. 92.

zement pro m<sup>3</sup> Beton. Der Ausfüllungsbeton besteht aus einer Mischung von 1 m<sup>3</sup> Kalkschotter, 0,45 m<sup>3</sup> Sand und 120 kg Portlandzement. Die Schwimmblöcke wurden auf einer Helling gebaut. Die Herstellungsart dieser Helling ist sehr einfach gewesen (Abb. 93). Zwei Holzführungen, die in einer Neigung von 1:7,4 in einem Achsenabstande von 1,65 m angeordnet und durch Holzklötze unterstützt werden.

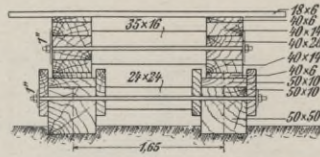


Abb. 94.

Die zwei Führungen waren durch eiserne Querstangen miteinander verbunden und versteift (Abb. 94). In den zwei Führungen bewegen sich die zwei Gleiter, welche ebenfalls steif miteinander verbunden sind, und deren Form entsprechend gewählt wurde, um die Neigung der Helling, welche beim Schalen der senkrechten Wände etwas hinderlich ist, ein wenig auszugleichen. In Abb. 95 sieht man den Gleiter schwimmend, nachdem er sich vom Blocke losgelöst hat. Sowohl die Oberfläche der Führung als auch die Unterflächen der Gleiter sind mit Pitchpineplatten versehen, die poliert wurden, um die Reibung zu vermeiden.

Vor Einbringung der Gleiter wird die Führung gut eingefettet. Während des Baues werden die Gleiter mittels Keile und Ketten in ihrer Lage festgehalten. Die Helling hat 20 m Länge am Lande und reicht 20 m ins Wasser, wo die Führungen durch Belastung mit Schienen fixiert sind. Es konnten daher auf der Helling gleichzeitig zwei Schwimmblöcke hergestellt werden. Abb. 96 zeigt zwei solcher Blöcke auf der Helling.

Aus nebenstehendem Lichtbilde ist auch die Ausführung der Helling recht deutlich sichtbar.

Auf den Gleitern wird unmittelbar die Bodenschalung aufgebracht (Abb. 97 und Abb. 98), auf welche eine doppelte Packpapierlage aufgelegt wird, um das Festkleben der Bodenschalung am Blocke zu verhindern. Die Schalung für die Wandungen wurde für zwei Blöcke vorbereitet und diente für die ganze Arbeit.

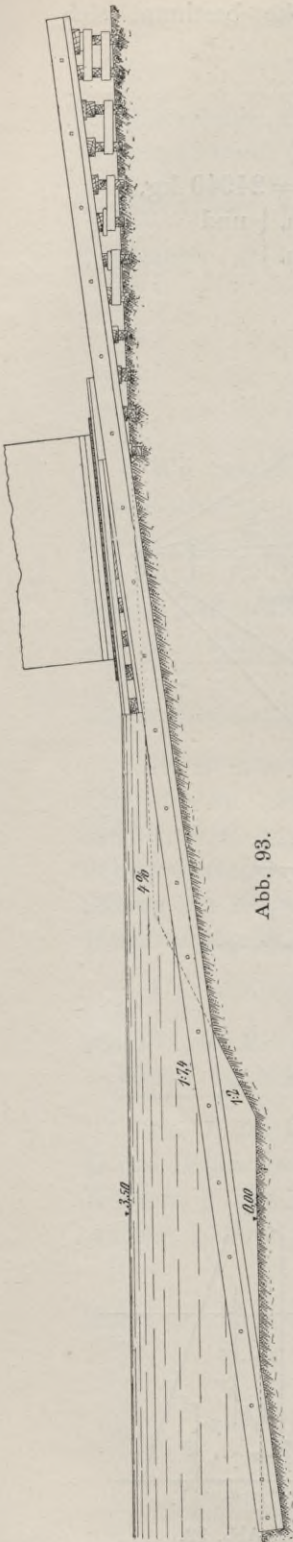


Abb. 93.

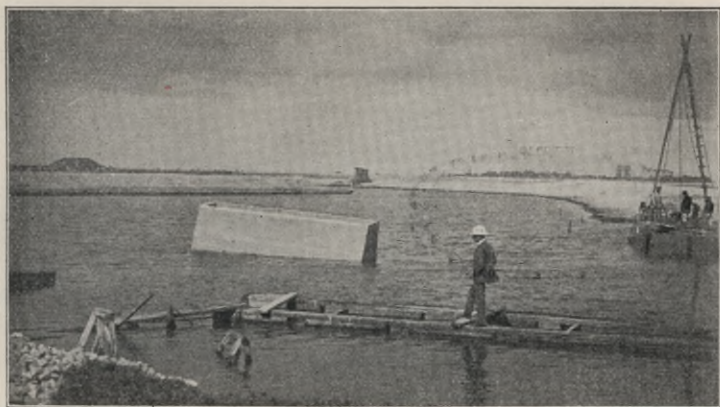


Abb. 95.

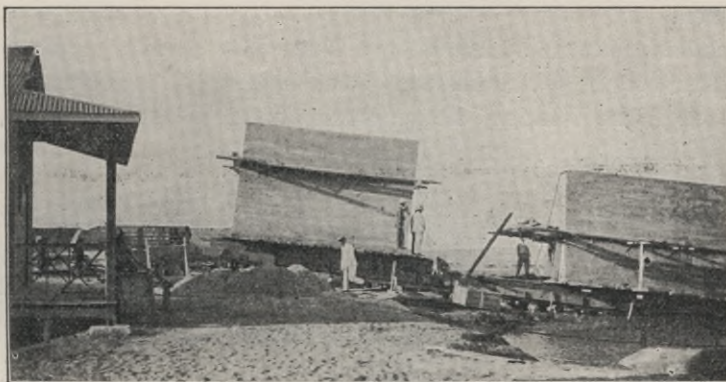


Abb. 96.

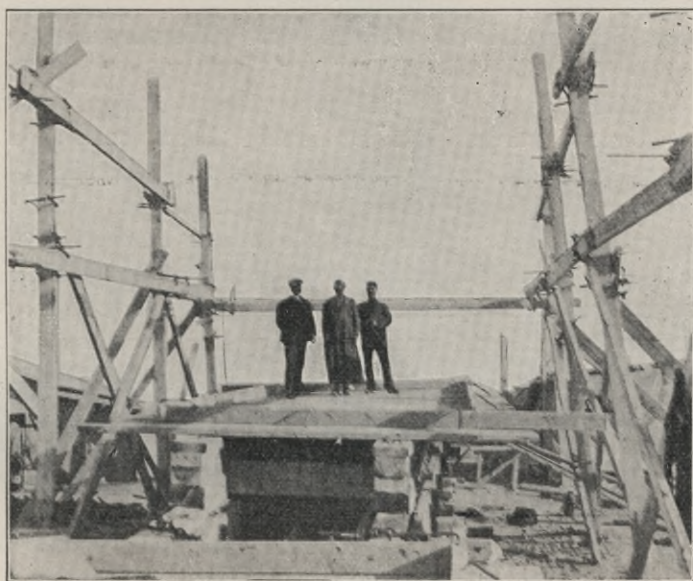


Abb. 97.

Sämtliche Ecken der Blöcke sind durch durchgehende Bewehrungen gesichert, derart, daß alle Teile des Blockes untereinander verhängt sind.

Da wir voraussahen, daß nach dem Stapellauf durch das Loslösen der Gleiter und der Bodenschalung vom Blocke unbedingt Schwankungen des Blockes um die Längsachse vorkommen würden, so wurde von uns bei dem Stapellauf des ersten Blockes ein Auslegergerüst in der Höhe der Konstruktionswasserlinie vorgesehen, um jedenfalls das Gleichgewicht wieder herzustellen.

Aus Abb. 99 ist der Augenblick des ins Wassergehens des so ausgerüsteten ersten Blockes zu sehen. Es ergab sich, daß diese Vorsichtsmaßregel überflüssig ist, da die Stabilität eine genügende war, um ohne jedes Auslagegerüst von Stapel zu laufen.

Abb. 100 zeigt den Stapellauf eines solchen unausgerüsteten Blockes. Wir ließen unsere Schwimmblöcke ins Wasser, ohne die Bodenschalung zu entfernen.

Nachdem man die Ketten und Keile der Gleiter entfernt und die Bahn gesäubert hatte, genügten zwei Drehungen an zwei wagerecht wirkende englische Winden, die zentrisch auf die Gleiter drückten, um den Block ins Gleiten zu bringen. Die Geschwindigkeit betrug 30 bis 50 cm in der Sekunde. Nachdem die Blöcke infolge ihrer lebendigen Kraft ca. 50 m weit geschwommen waren, neigten sie sich zur Seite und ließen sowohl die Gleiter als auch die Bodenschalung frei.

Es sei hier ausdrücklich erwähnt, daß die in unserem speziellen Falle gewählte Anordnung der Helling, und zwar insbesondere das Bauen auf den vorher eingebrachten Gleitern nicht immer ratsam sein wird. Sobald das Gewicht des zu bauenden Schwimmblockes größer wird (über 50 t etwa), wird es bereits angezeigt sein, der Helling eine andere Gestalt zu geben. Es sei im folgenden die Anordnung beschrieben, wie sie beim Bau der Alexandriner Schwimmblöcke seitens der Hafenverwaltung verwendet wurde.

Die Vorbahn wurde im geeigneten Niveau gelegt, welches durch Aushub gewonnen wurde. Die eigentliche Bahn bestand aus starken Querschwellen in ca. 70 cm Achsdistanz, welche genau im gewünschten Niveau lagen. Zu beiden Seiten der Bahn waren Mauerklötze aufgeführt, welche niedriger lagen, als die später einzubringenden Gleiter (Oberkante). Auf diese Mauerklötze werden starke Längskeile geschoben. Auf diesen Längskeilen und einer gewöhnlichen Gerüstung, welche auf den Schwellen sich stützte, wurde die Schalung ausgeführt und deren Boden auf den Längskeilen verkeilt. Es ist ohne weiteres klar, daß man nach dem Ausgerüsten leicht die Gleiter unter die Caissons schieben konnte, auf welche Gleiter sodann die Caissons durch Lockerung der Längskeile herabgesenkt werden. Diese Ausführungsweise ist unbedingt dort anzuempfehlen, wo die Baudauer der Blöcke eine längere ist, und zwar deswegen, weil eine Schmierung im letzten Augenblicke große Vorteile hat und auch nicht so leicht ein Einbeißen des Holzes stattfinden kann. Wo





Abb. 98.

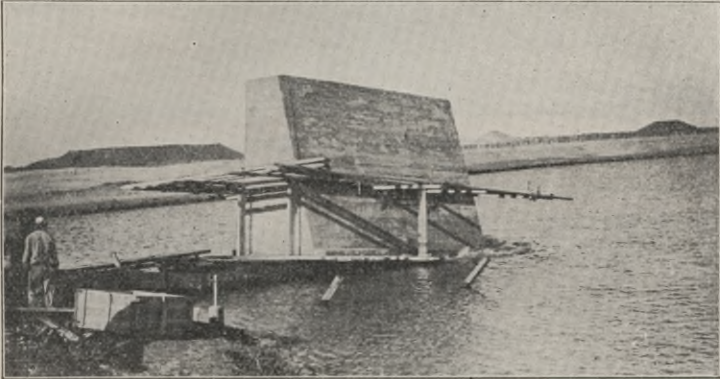


Abb. 99.

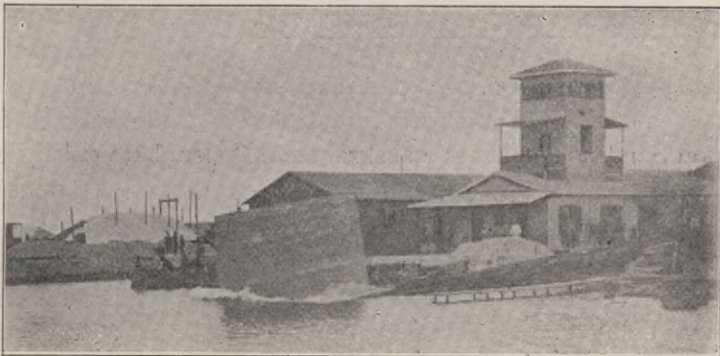


Abb. 100.

es sich um leichte Schwimmkörper handelt, ist die vom Verfasser beobachtete Ausführungsweise eher am Platze. Auch muß im Falle eines Absenkens der Blöcke auf die Gleiter mittels Keile, der Boden des Blockes so gerechnet werden, daß er das Eigengewicht des Blockes auf die gegebene Spannweite ertragen kann.

Durch Unvorsichtigkeit wurde bei einem der Blöcke vergessen, die Betonausfüllung hinzuzufügen und der Block leer vom Stapel gelassen. Durch das Drehpaar zwischen Auftrieb und Eigengewicht, welches durch die Krängung infolge des Loslösens der Gleiter entstand, wurde der Block

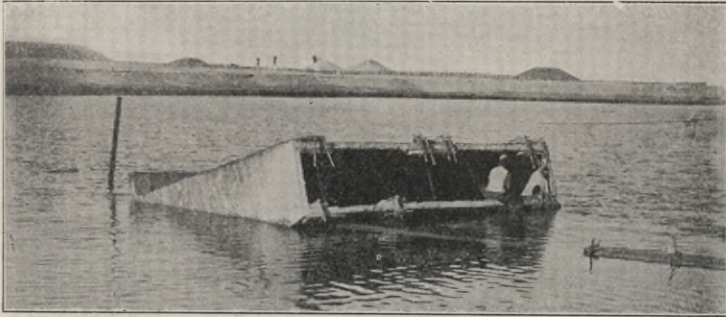


Abb. 101.



Abb. 102.

auf die Seite geworfen (Abb. 101). Der umgelegte Block wurde schwimmend an seinen Versetzungsort gebracht, und durch Auflegen von Schienenbündeln und Sandsäcken auf die auskragende Bodenplatte gelang es, indem man gleichzeitig vorsichtig Wasser einschöpfte, den Schwimmblock aufzurichten und zu versetzen.

Die Schwimmblöcke wurden nach dem Ablafen mittels eines Flaschenzugs an Ort und Stelle gebracht, hierauf durch Schienen belastet (Abb. 102) langsam ausgefüllt und gleichzeitig durch 4 Seile dirigiert, bis sie die richtige Lage einnehmen und hierauf erst zur Gänze gefüllt. Es sei erwähnt, daß die Alexandriner Hafenverwaltung ihre Blöcke bloß mit Sand füllt und nicht mit Füllungsbeton.

Zum Ausrichten und Füllen eines Blockes waren 2 Tage erforderlich. (31.5 m<sup>3</sup> Füllungsbeton).

Es ist erwähnenswert, daß bereits nach 3 Monaten sich dichte Anwüchse von Algen und Seetieren an den Blöcken zeigten, die eine ganz ausgezeichnete Schutzschichte für den Beton bilden.

Die Baudauer des 48 m langen Kais betrug insgesamt 4 Monate. Da man zur Vermeidung größerer Kosten nur mit einem Ablaufgerüst arbeitete und die Schwimmblöcke mindestens 14 Tage zum Abbinden brauchten, konnte unmöglich eine kürzere Bauzeit erzielt werden. Aus der Abb. 98 ist die Gesamtansicht der Helling mit aufgezogenen Gleitern zu ersehen. Aus der Abb. 102 ist auch ein Teil des fertiggestellten und ausgefüllten Kais ersichtlich.

Die Abb. 97 zeigt die Bodenschalung auf den Gleithölzern.

Vor Versetzung der Schwimmblöcke wurde der Boden des Kanals durch Taucher untersucht, eine Steinschüttung eingebracht und dieselbe sorgfältig geebnet.

Die großen Vorteile der Bauweise für Kais in der vorgeschilderten Art, ist eigentlich ohne weiteres einleuchtend.

1. Die Möglichkeit, den Blöcken sehr große Dimensionen zu geben, da man an keine Krane zum Versetzen gebunden ist.
2. Die Möglichkeit, die Blöcke auch in beträchtlicher Entfernung vom Versetzungsorte zu bauen und vom Stapel zu lassen, worauf dieselben mittels Schleppen an Ort gebracht werden, hierdurch größere Bequemlichkeit beim Bau.
3. Die Ausfüllung kann mit Sand erfolgen, der am Versetzungsorte direkt gesaugt wird und in die Blöcke eingefüllt werden kann.
4. Jederzeit leicht mögliche Reparaturen, bei Beschädigung der Wandungen durch Entfernen der Füllung.
5. Möglichkeit ganze Kais an andere Orte zu versetzen, wenn notwendig.
6. Bedeutend größere Sicherheit gegen Setzungen, da die Druckverteilung auf einer großen Basisfläche erfolgt.
7. Der Kostenpunkt.

Es ist auch in Betracht zu ziehen, daß man gegebenenfalls die Blöcke in Trockendocks erzeugen kann.

---

#### IV. Projektierung eines Schwimmtores in Eisenbetonbauweise für das Becken der Erdölschiffe im Hafen von Port Saïd.

Es sollte ein Bassin des Suezkanals, welches für die Aufnahme der Erdölschiffe bestimmt ist, in der Weise abgesperrt werden, daß ein Übergreifen eines im Bassin entstehenden und auf dem Wasser sich fortplanzenden Petroleumfeuers auf andere Hafenteile vermieden werde.

##### 1. Allgemeine Angaben.

Das Profil des Hafenbeckens ist aus unseren Abb. 103 und 104 ersichtlich. Das Flutmaximum ist bei Cote 18.90 (Wassertiefe 10.80 m), das Ebbenminimum bei Cote 17.80 (Wassertiefe 9.70 m) gelegen. Bei Mittelwasser haben wir eine Wassertiefe von 10.000 m. Die Sohlenbreite des Beckens ist 37.000 m. Verlangt wurde:

- a) Eine freie Toröffnung von 50.000 m für den Schiffsverkehr, absperrbar durch ein einflügliges Schwimmtor.
- b) Zugänglichkeit der Schwimmtorwiderlager von beiden Ufern aus mittels Gehstege.
- c) Einteilung des Schwimmtores in wasserdichte Kammern, bei Bedingung, daß bei Vollaufen zweier Kammern das Tor nicht untersinke.
- d) Minimaltauchung von 50 cm des Schwimmtores.

Der Baugrund besteht, bis auf große Tiefe hinab, durchweg aus tonigem Schlamm und mit Sand gemengtem Ton.

##### 2. Beschreibung der Anlage.

Das Schwimmtor stützt sich in geschlossenem Zustande gegen zwei Pfeiler, die in einer Entfernung von 50.000 m (Innenfläche von Innenfläche) sich befinden. Ist das Tor geöffnet, so stützt es sich gegen einen der oben erwähnten Pfeiler, an welchem sich die Drehachse befindet, und gegen einen dritten Pfeiler trapezförmigen Querschnittes (siehe Lageplan Abb. 104). Von diesem dritten Pfeiler aus führt, ebenso wie von den zwei vorerwähnten, ein Gehsteg zum Ufer. Bei Projektierung dieser Pfeiler sowie der Landpfeiler der Gehstege, wurde die Gründungsart mitverwendet, über die im Hefte IX (1907) der Zeitschrift „Beton und Eisen“ berichtet ist (Brücke über den Foyle-Fluß) mit dem Unterschiede, daß infolge des

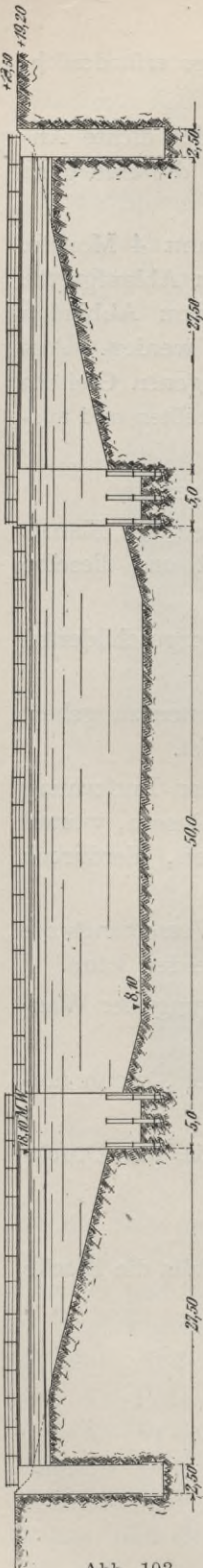


Abb. 103.

schlechten Baugrundes noch zu einer Verankerung mittels Schraubenpfähle gegriffen wurde. Die Gehstege wurden ebenfalls in Eisenbeton vorgesehen unter Berücksichtigung des Auftriebes, da dieselben als fixe Absperrung des Beckens dienen und als Hohlkörper, wie im späteren beschrieben, gedacht waren. Auf den Pfeilern sowohl, als auch auf dem Schwimmtores sind Doppelbitten befestigt. Auf dem Schwimmtores befindet sich überdies eine starke Winde mit Vorgelegen, mittels welcher und einer Tauereikette

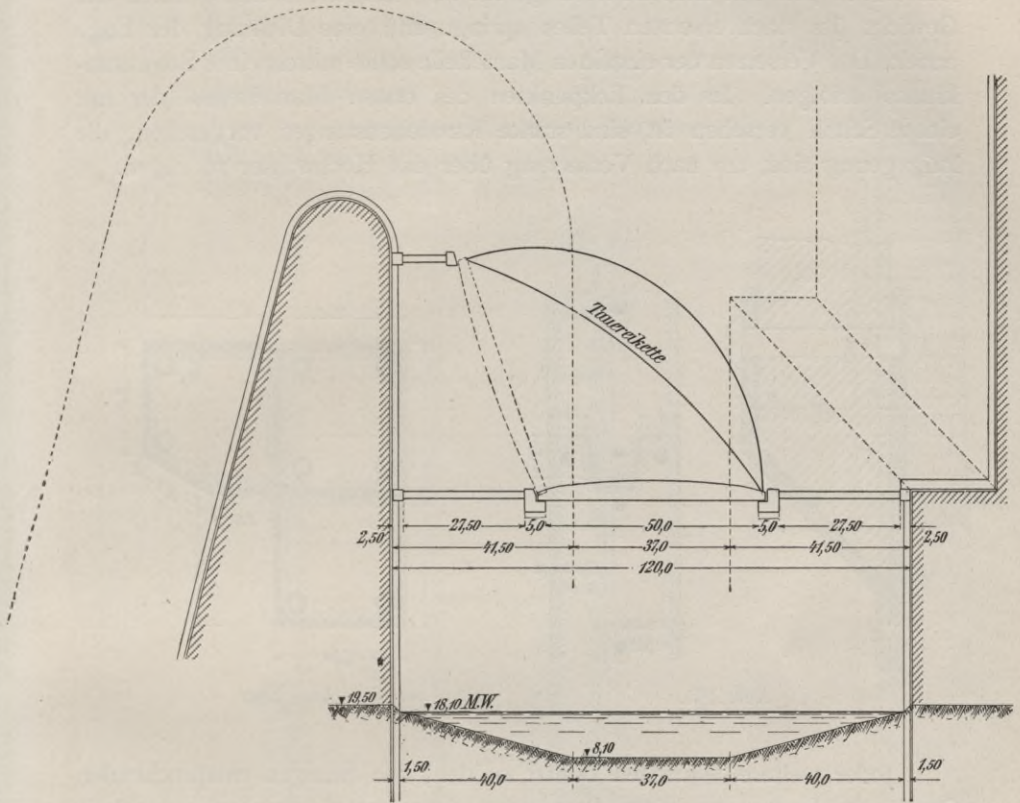


Abb. 104.

das Schwimmtores nach Auslösung einer Sperrvorrichtung um seine Achse gedreht und geöffnet bzw. geschlossen werden kann.

Nachfolgend die Beschreibung der Einzelheiten, deren Berechnung späterhin erwähnt werden wird.

### 3. Pfeiler und Fundierungen.

Die Pfeiler sollten durch Schraubenpfähle verankert werden, und zwar die zwei Mittelpfeiler des geschlossenen Tores je durch deren acht der Stützpfiler des geöffneten Tores durch vier.

Diese Schraubenpfähle sollten bis ca. 4 m unter Sohle des Beckens eingeschraubt werden und mindestens 1 m über die Sohle hervorragen. Über diese Pfähle, die als Führung dienen, sollte ein betoneiserner Mantel

gestellt werden, welcher 10 cm stark und durch Querwände versteift, vorgeschlagen wurde. Dieser Mantel sollte in Teilen von 50 cm bis 1 m Höhe ausgeführt werden (5300—2650 kg Gewicht pro Teil). Der erste, unterste Teilmantel ist mit einer starken Schneide aus Flußeisen bewehrt, jeder folgende Teil greift mittels Feder und Nut in den vorher versetzten ein (Abb. 105). Um eine gute Dichtung zu erzielen, war beabsichtigt, in jede Nute vor dem Versetzen des Teiles, ein cylindrisches Leinensäckchen mit Zementmörtel gefüllt zu verlegen, welches durch das Gewicht des nachversetzten Teiles springt und eine Dichtung der Fuge erzielt. Das Versetzen der einzelnen Mantelteile sollte mittels eines Schwimmkranes erfolgen. In den Eckpunkten des ersten Mantelteiles (der mit einem Schuh versehen ist) sind starke Rundeisenstangen vorgesehen, die lang genug sind, um nach Versetzung über das Hochwasser zu ragen.

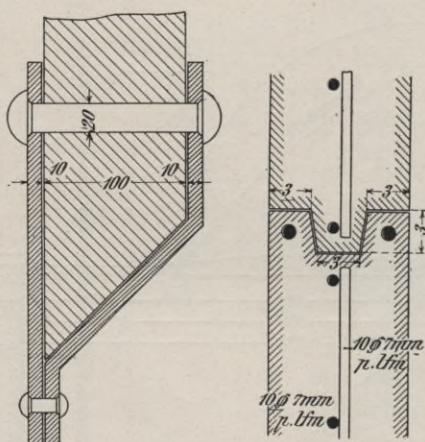


Abb. 105.

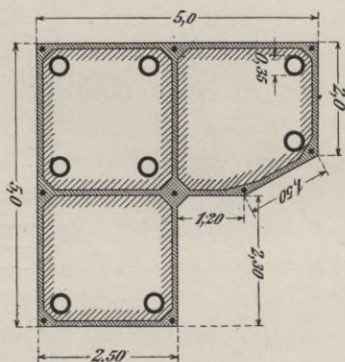


Abb. 106.

Jeder weitere Mantelteil besitzt an den, den Stangen entsprechenden Orten ein Loch, um diese Rundeisen durchlassen zu können, welche gleichzeitig als Führung und als Vertikalbewehrung dienen. (Abb. 106.) Nach Einschraubung der Pfähle und Aufbringung aller Teilkasten eines Pfeilers wird der gesamte Mantel gleichmäßig durch aufgebraachte Gewichte (Schienen usw.) belastet, um eine größere Eindringung in den Grund zu erzielen. Hierauf sollte (ohne Wasserhaltung) der Füllbeton eingebracht werden, welcher erstens zur Versteifung der Schraubenpfähle und zweitens zur Stabilisierung der Gesamtkonstruktion dient. (Abb. 107.)

Die Abmessungen sind wie folgt vorgesehen worden:

a) Schraubenpfähle:

Innendurchmesser . . . . .	290 mm,
Außendurchmesser . . . . .	350 „
Wandstärke . . . . .	30 „
maximaler Schraubendurchmesser . . . . .	1000 „



#### 4. Das Schwimmtor.

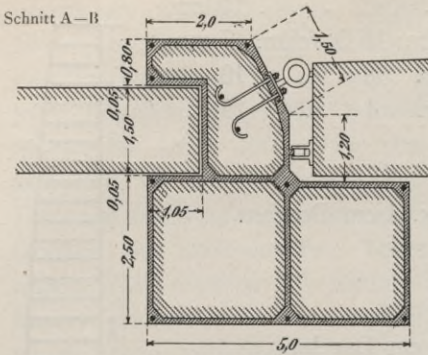


Abb. 109.

Ausmaße:

Lichte Toröffnung . . .	50 000 m,
Gesamtlänge . . . . .	54 000 „
Endbreiten . . . . .	2 000 „
Mittelbreite . . . . .	4 000 „
Querschottendistanz . . .	4 500 „
Torhöhe . . . . .	1 200 „

Nutzlasten:

- a) Bitten,
- b) 1 Winde,
- c) 100 kg/m<sup>2</sup> Zufallslasten.

#### Beschreibung:

Sowohl das Deck, als auch alle übrigen Wandungen bestehen aus 7 cm starken Eisenbetonplatten. Das Schwimmtor wird durch 7 cm starke Querschotten in zwölf wasserdichte Abteilungen geteilt. (Abb. 109.) Die Spanten, welche gleichzeitig Deckträger sind, werden in Achsdistanzen von 75 cm angebracht und haben ohne Berücksichtigung der Platte einen rechteckigen Querschnitt von 10:10 cm, die Deckträger in der Mitte 10:15 cm, da das Deck im Interesse des Wasserabflusses eine Deckbucht von 5 cm

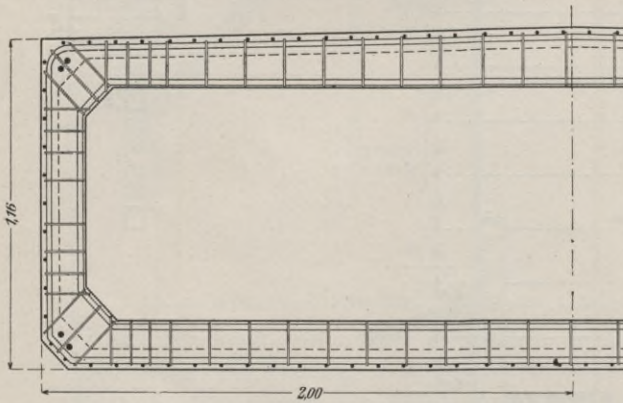


Abb. 110.

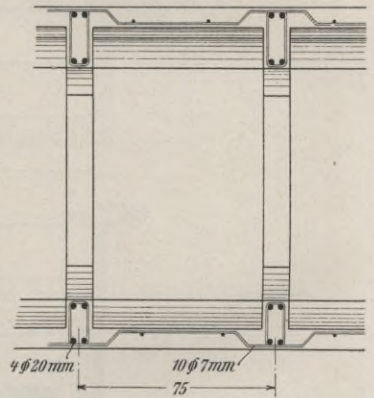


Abb. 111.

erhält. Diese Spanten bilden also steife Rahmen, in welche jeweilig die Schottenwände eingelassen sind. (Abb. 110 und 111.) Von der Ausbildung eines Kieles als solchen wurde abgesehen, da er für die Bewegung um die Achse nicht erforderlich ist und eher schädlich in bezug auf den Wasserwiderstand wirken würde. Um dagegen einen guten Längsverband und eine stärkere Gesamtfestigkeit zu erzielen (in der Längsrichtung), wurden die Längskanten des Schwimmtores mit je zwei 30 cm Eisen bewehrt. Diese 30 cm Durchmesser Eisen sind an den Schwimmtorenden durch vertikale Stangen miteinander verhängt. An allen Kanten sind die Platten verstärkt, insbesondere an den Schwimmtorenden sind starke Verstärkungen



vorgesehen, wegen der Befestigung der Bitten, Winden usw. Jede Kammer des Schwimmtores besitzt ein Mannloch, welches durch einen Riffelblechdeckel absperrbar ist, und ist sie durch eine eiserne Treppe zugänglich. Es ist die Einrichtung getroffen, daß das Schwimmtor von den Pfeilern aus bei jeder Fluthöhe mittels einer eisernen Treppe bequem zugänglich ist. (Abb. 103.) Ein eisernes Geländer umgibt das Tor.

Das Öffnen und Schließen des Tores wird wie folgt bewerkstelligt: An einem der Mittelpfeiler des geschlossenen Tores ist eine fixe Stahlachse befestigt, um welche der Schwimmkörper drehbar ist. Das zur Achse gehörige Lager befindet sich am Schwimmtorende.

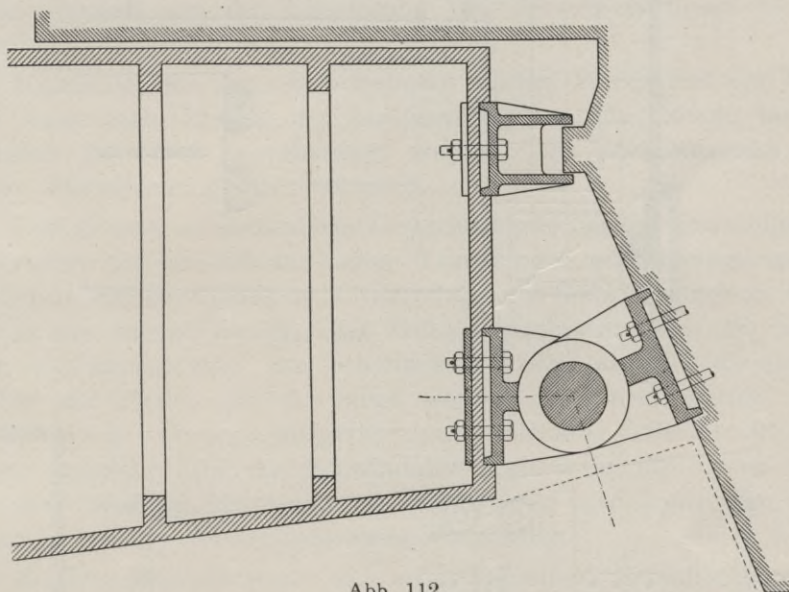


Abb. 112.

Achse und Lager sind derartig eingerichtet, daß der Schwimmer der Ebbe und Flutbewegung anstandslos folgen kann. Sowohl an dem, diesem (achsentragenden) gegenüberliegenden Pfeiler, als auch am Stützpfiler des geöffneten Tores, befindet sich eine einfache Auslösevorrichtung, die gleichzeitig als Führung bei Befolgung der Gezeiten dient. Diese Führung überschreitet um 25 cm sowohl den maximalen als auch den minimalen Wasserstand. Am entsprechenden Schwimmtorende befindet sich die zur Auslösevorrichtung zugehörige Knagge. Sowohl die Drehachsenanordnung, als auch die Details der Auslösevorrichtung sind aus den Abbildungen 112, 113, 114 ersichtlich.

Auf eine Berechnung der Konstruktionsdetails des Eisenbetonschwimmkörpers hier einzugehen, würde eine bloße Wiederholung dessen bedeuten, was wir gelegentlich der Berechnung des Prahmes ausgeführt haben. — Die Plattenberechnung ist die identische, wie im Falle des Prahmes ohne Schiffstreu. Die Rahmenberechnung erfolgte nach den Angaben, die unter ad 3 Geschlossene Rahmen ausgeführt erscheinen. Es sei erwähnt,

daß die Bewehrungen „stark“ überdimensioniert wurden. Der Schwimmkörper ist wie folgt zu bewehren (siehe Abb. 110 u. 111):

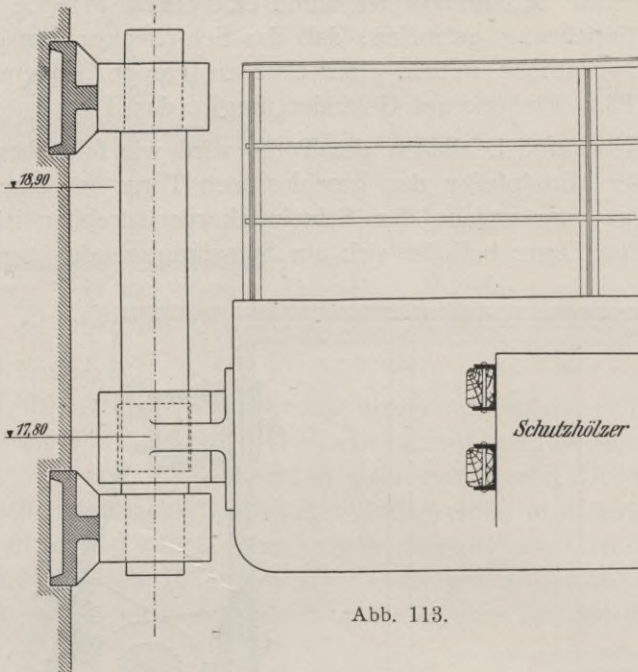


Abb. 113.

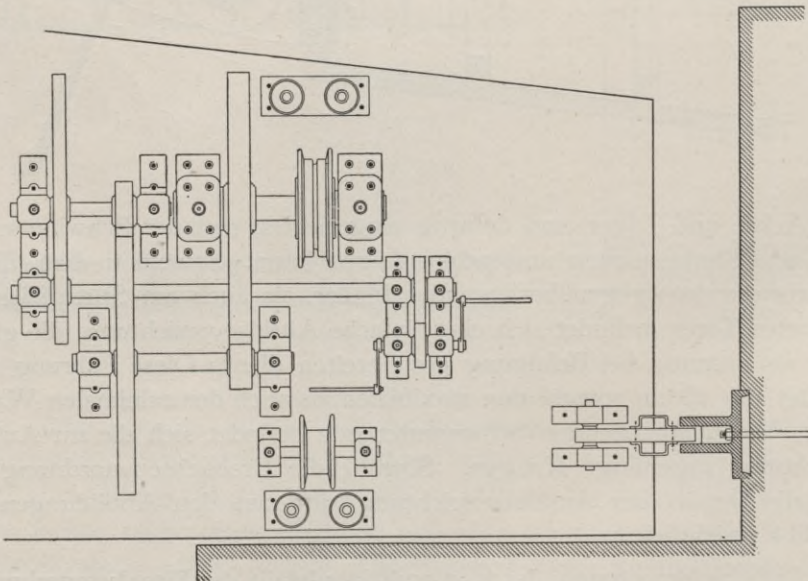


Abb. 114.

Deck- und Bodenplatte: mit je 10 Durchmesser 7 cm Rundeisen pro Meter Plattenbreite, zwischen zwei Rippen 2 Durchmesser 7 cm Verteilungseisen.

Wandplatten: analog oben.

Rahmen: 4 Durchmesser 20 cm Eisen, und zwar immer je zwei im Zug- und zwei im Druckgurte (symmetrische Anordnung). Verhängung dieser Rundeisen untereinander und Eckversteifung mittels Durchmesser 7 cm Bügel (nach Plan).

Längsverband: Bestehend aus 8 Durchmesser 30 cm Eisen wie vorher beschrieben.

Diese so angetroffene Anordnung der Bewehrungen sichert eine sehr gute Druck- und Lastübertragung auch bei eventuellen Stößen.

Um das Tor wirksam gegen solche zu beschützen, sind der ganzen Länge des Decks nach, starke Kanthölzer aufgebracht, welche doppelt geteert werden, um der Einwirkung des Seewassers besser zu widerstehen.

Mittels der am Torende befestigten starken Winde und der Tauereikette kann nach Öffnung der Auslösevorrichtung das Öffnen bzw. das Schließen des Tores bewerkstelligt werden. Die Wirkungsweise ist aus unserer Planzeichnung klar ersichtlich.

Um gewisse unvermeidliche Gewichtsungleichheiten und dadurch hervorgerufene unsymmetrische Lagen (Trimmungen oder Krängungen) auszugleichen und eine tadellose Vierkantlage des Schwimmtores zu erzielen, wird an den entsprechenden Orten Ballast einzubringen sein, am besten in Form von Sandsäcken. Das Schwimmtor sowohl als auch die sichtbaren Flächen der Pfeiler und der Stege werden mit einem glatten, dünnen Zementverputz versehen (ausgeführt von geschulten Arbeitern in Art der Reservoirputze). Um das Schwimmtor noch wasserdichter zu machen, und allzu häufiges Abspumpen zu vermeiden, wird außer dem Zementverputze noch ein Wasserglasanstrich vorgesehen.

Erfahrungsgemäß setzen sich an so behandelte Betonflächen nur sehr wenig Algen und Seetiere an.

## 5. Die Gehstege.

Die Gehstege von den Mittelpfeilern des geschlossenen Tores zu den betreffenden Landpfeilern dienen gleichzeitig als fixe Fortsetzung des Abschlusses des Beckens gegen den offenen Hafen zu. Die Auflagerung dieser Gehstege ist aus Abb. 115 ersichtlich. Bedingung war, daß die Gehstege auch mindestens 50 cm unter Niederwasser reichen, um den Bedingungen des Lastenheftes und der Forderung, ein Über-

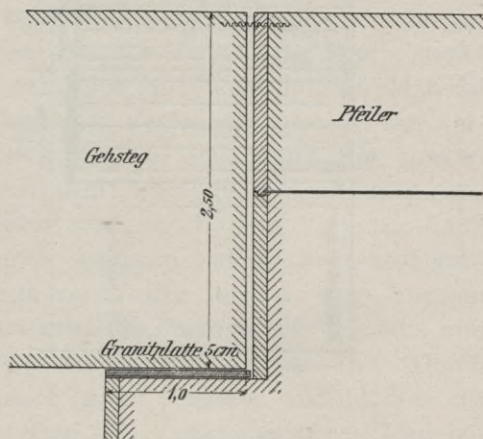
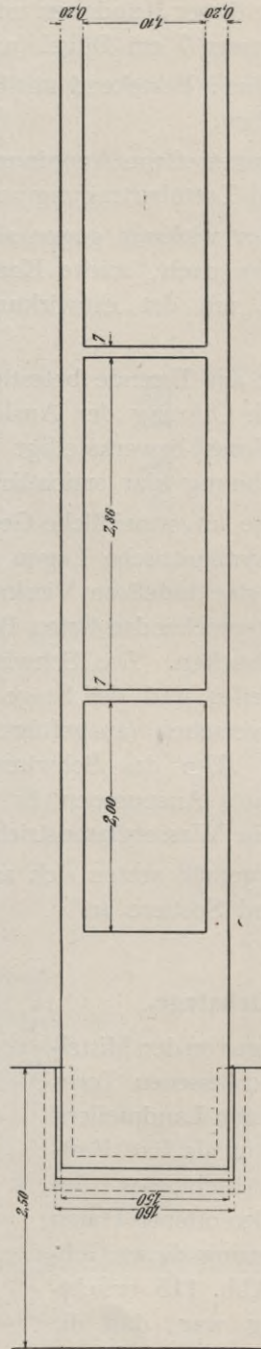
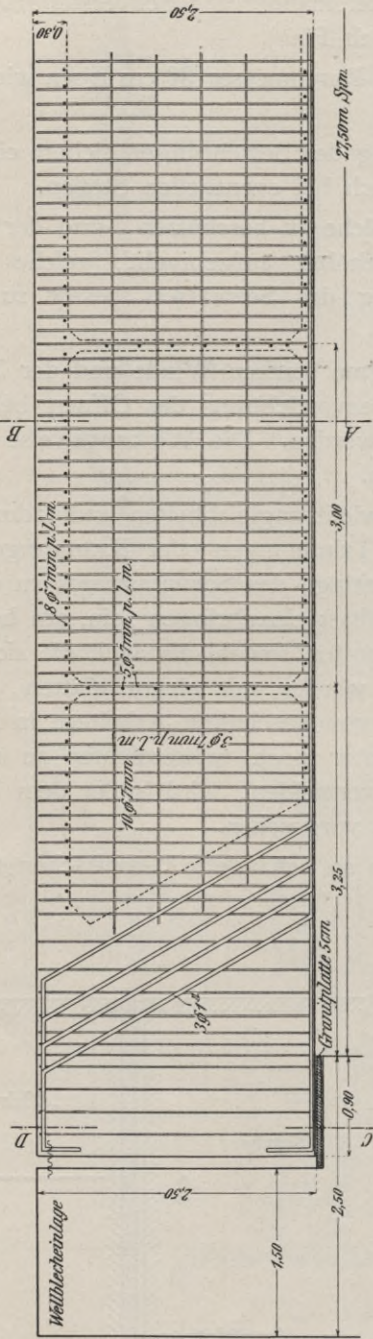


Abb. 115.

Längenschnitt.



Horizontalschnitt.

Abb. 116.

greifen des Feuers auf andere Hafenteile zu verhindern, zu entsprechen. Wir nahmen jedoch die Auflagerhöhe bei Cote  $\nabla$  16.70 — d. h. 1.10 m unter Niederwasser an.

Der Gehsteg, welcher im ganzen 2.50 m hoch und 1.50 m breit ist, bildet einen einzigen Hohlkörper, welcher durch neun 7 cm starke Querschotten in wasserdichte Abteilungen geteilt ist, diese Wände dienen lediglich zur Versteifung der Gesamtkonstruktion. An beiden Auflagern ist der Tragkörper massiv, um die abgelenkten Eisen fest zu umhüllen. Die Bodenplatte dient zur Aufnahme der Zugeisen und hat dem Auftriebe zu widerstehen (siehe Abb. 116 u. 117). Das Auflager ist 90 cm tief. Die Lichtweite der Brücke beträgt 27.50 m.

Der Steg vom Stützpfiler des geöffneten Tores zu dem zugehörigen Landpfiler wird ebenso ausgeführt wie die zwei größeren Brücken.

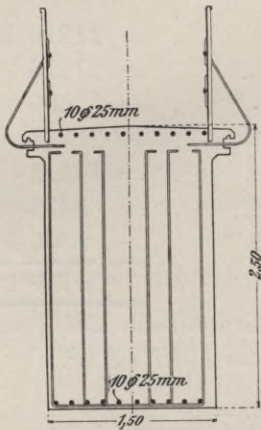


Abb. 117 a.

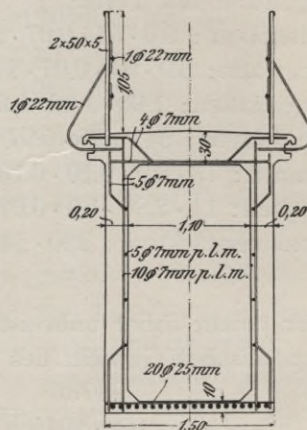


Abb. 117 b.

## 6. Der Bauvorgang.

Vorerst sollten, wie vor beschrieben, die verschiedenen Pfeiler errichtet werden, hierauf wären zwischen den vier Pfeilern der Sperre starke Pontons, wie solche im Hafen leicht erhältlich (alles schwimmende Material wurde von der Suez-Kanal-Gesellschaft zur Verfügung gestellt) fest verankert worden. Auf diesen Pontons wären die Schalungen auf starken Verkeilungen errichtet worden. Nach dem Betonieren, Ausschalen und der genügenden Erhärtung des Betons, sowie nach dem Verputze hätte man mittels der Keile das Schwimmtor langsam auf die Pontons herabgelassen. Durch Einfüllen der Pontons mit Wasser versenkt man langsam dieselben. Vor dem Versenken dichtet man die Pontons sehr gut aus und schließt sie dicht bis auf die Öffnungen für die Pumpenschläuche. Durch diesen Vorgang wird das Schwimmtor ganz langsam und stoßlos ins Wasser gebracht, und zwar sofort an seinem Versetzungsorte. Man befestigt hierauf unverzüglich die Achse und öffnet provisorisch das Tor.

Die Pumpen treten wieder in Aktion und man läßt die Pontons langsam aufsteigen, wobei sie durch Taucher geleitet werden, um das Tor nicht zu beschädigen. Ganz analog würde man bei der Versetzung der Brücke vorgehen, nur daß man da die Pontons schon vor dem Versinken unterhalb der Brücke vorziehen könnte, da ja dieselbe durch die Widerlager aufgehalten wird. (Man könnte auch das Schwimmtor in einem sehr leicht provisorisch herzustellenden Trockendock an Land bauen und dann durch Öffnen seines Tores es schwimmend an Ort bringen.)

Zwischen den Brückenenden und den Pfeilern ist ein Stück Wellblech zur Ausgleichung der Bewegungen, die durch die Temperaturschwankungen hervorgerufen werden, angeordnet.

### 7. Die Tauchung des Schwimmtores.

Eigengewicht des Tores:

Bodenplatte: $3.0 \cdot 54 \cdot 0.07 \cdot 2400$ . . . . .	= 27216 kg,
Deckplatte: $3.0 \cdot 54 \cdot 0.07 \cdot 2400$ . . . . .	= 27216 „
Seitenplatten: $1.80 \cdot 1.00 \cdot 0.07 \cdot 2400 \cdot 2$ . . . . .	= 605 „
Wandungen: $54 \cdot 1.20 \cdot 0.07 \cdot 2400 \cdot 2$ . . . . .	= 21773 „
Rahmen: $73 \cdot 8.0 \cdot 0.10 \cdot 0.10 \cdot 2400$ . . . . .	= 14112 „
Schotten: $11 \cdot 2.80 \cdot 1.0 \cdot 0.07 \cdot 2400$ . . . . .	= 5174 „
Plattenverstärkung: $220 \cdot 2400 \cdot 0.005$ . . . . .	= 2640 „
	<hr style="width: 100%; border: 0.5px solid black;"/>
	98736 kg.

Das Tor taucht daher unbelastet ein: Grundfläche des Tores  $3 \cdot 54 = 162 \text{ m}^2$ , spezifisches Gewicht des Seewassers  $1015 \text{ kg/m}^3$ ,

$$h = \frac{98736}{162 \cdot 1015} = 0.6004 \text{ m} = \underline{60 \text{ cm}},$$

es entspricht daher der Forderung, mindestens 50 cm leer zu tauchen.

Maximale Belastungen:

Gleichmäßig verteilte Last: $162 \cdot 100$ . . . . .	= 16200 kg,
Bitten, Winde, Ballast usw.: ca. . . . .	= 6800 „
	<hr style="width: 100%; border: 0.5px solid black;"/>
	23000 kg.

Tauchung bei maximaler Belastung:

$$h_1 = \frac{23000}{162 \cdot 1015} + h = 0.74 \text{ m} = \underline{74 \text{ cm}}.$$

Paralleltiefertauchung bei Vollaufen der zwei größten (Mittel) Kammern:

Volumen jeder Kammer:  $3.60 \cdot 4.50 \cdot 1.06 = 17.172 \text{ m}^3$ ,

$$\text{Paralleлтаuchung: } \frac{2 \cdot 17.172 \cdot 1015}{162 \cdot 1015} = \underline{0.212 \text{ m}} = t.$$

Gesamttauchung bei Leckwerden der zwei größten Kammern und bei voller ungünstigster Belastung:

$$h_1 \text{ vt} = 74 + 21.2 = 85.2 \text{ cm} = \underline{90 \text{ cm}} \text{ max.}$$

ungünstig gerechnet — das Tor ragt noch 30 cm über Wasser. Also auch diese Bedingung des Lastenheftes ist erfüllt.

### 8. Widerstandsberechnung.

Diese Berechnung ist notwendig zur Ermittlung der notwendigen maximalen Kraft, um das Tor zu öffnen resp. zur Berechnung der Winde, der Achse und des Lagers des Schwimmtores.

Eine genaue Berechnung nach der Formel von Middendorf ist nicht angezeigt, da sich ja der Schwimmkörper, der bei uns hier in Betracht kommt, keineswegs in denselben Verhältnissen befindet, wie ein in normaler Fahrt befindliches Schiff normaler Bauweise.

Wir rechnen daher nach der im Anhange angegebenen Formel:

$$W = k \cdot F_1 \cdot \frac{v^2}{2g} \cdot \gamma,$$

- wobei
- $k$  . . . . . = 1860 nach Newton,
  - $F_1 = 54 \cdot 0.74$  . . = 40 m<sup>2</sup> im ung. Falle,
  - $v$  . . . . . = 0.70 m pro Sekunde,
  - $g$  . . . . . = 9.81 m,
  - $\gamma$  . . . . . = 1015 kg/m<sup>3</sup>.

Eine Geschwindigkeit von 70 cm pro Sekunde beim Öffnen ist schon enorm. Man ziehe jedoch in Betracht, daß, sobald die Initialkraft eingewirkt hat, das Öffnen unter bedeutend geringerer Kraftanstrengung vor sich gehen wird:

1. weil der Schiffskörper eine gewölbte Vorderwand hat, daher niemals die Kraft senkrecht zur Bordwand wirken wird. Das Resultat wäre immer mit  $\sin^2 \alpha$  zu multiplizieren,
2. weil beim Öffnen des Tores der Winkel  $\alpha$  beständig abnimmt.

In die Gleichung eingesetzt, erhalten wir:

$$W = 1860 \cdot 54 \cdot 0.74 \cdot \frac{0.7^2}{2 \cdot 9.81} \cdot 1015,$$

$$W = 18.851 \text{ t.}$$

Wir schlugen die Verwendung einer 25 t-Winde mit Vorgelegen vor.

Zur Berechnung der Achse und des Lagers nehmen wir an, daß  $v$  bis zu 1 m wachsen könne, es wird:

$$W_1 = 1860 \cdot 54 \cdot 0.74 \cdot \frac{1^2}{2 \cdot 9.81} \cdot 1015,$$

$$W_1 = 38.451 \text{ t,}$$

$$W_1 = 40 \text{ t max.}$$

Bei der ungünstigsten Annahme, daß die Kraft in der Achsenmitte wirke (Lagerlänge = 50 cm) ist das maximale Moment:

$$M_{\max} = 20000 \cdot 105 = 2100000 \text{ kg/cm.}$$

Achslänge 260 cm.

Die Achse hat einen Durchmesser von 30 m. Die Beanspruchung ist daher

$$\frac{2100000}{0.0982 \cdot 30^3} = 777 = \underline{\underline{800 \text{ kg/cm}^2}}$$

für Stahl eine geringe Beanspruchung. Das Lager arbeitet mit einem Querschnitte von  $50 \cdot 30 = 1500 \text{ cm}^2$ . Die Pressung ist daher:

$$\frac{40000}{1500} = \underline{\underline{26.6 \text{ kg/cm}^2}}$$

### 9. Berechnung der Brücke.

Lichtweite: 27.500 m.

Spannweite: 28.400 m.

Nutzlast: 100 kg/m<sup>2</sup> laut Lastenheft.

Wie im vorhergehenden bereits erwähnt, berechnen wir die Brücke unter Berücksichtigung des Auftriebes.

Durch Anordnung der Brücke als Hohlkörper entlasten wir stark die Auflager, was in Anbetracht des schlechten Baugrundes sehr wünschenswert erscheint.

Als Grundlagen für die statische Untersuchung haben wir angenommen:

Zulässige Beton-Druckspannung . . .	$\sigma_b = 40$	kg/cm <sup>2</sup> ,
„ Beton-Zugspannung . . .	$\sigma_{bz} = \theta$	„
„ Eisen-Druckspannung . . .	$\sigma_{\epsilon D} = 1200$	„
„ Eisen-Zugspannung . . .	$\sigma_{\epsilon Z} = 1200$	„
„ Beton-Scherspannung . . .	$\tau_b = 4,5$	„
„ Beton-Haftspannung . . .	$\Theta = 4,5$	„
„ Eisen-Scherspannung . . .	$\tau_{\epsilon} = 600$	„

Der Übertragungskoeffizient, d. h. das Verhältnis zwischen dem Elastizitätsmodul des Eisens und dem des Betons, als konstant angenommen:

$\frac{E_{\epsilon}}{E_b} = \mu = 15$ , obzwar diese Zahl, wie bekannt, eine variable ist und zwischen 8 und 30 schwankt. Für die angegebenen Grenzspannungen entspricht ungefähr die Zahl 15.

#### Gewichtsberechnung.

a) Stege: $2(2.5 \cdot 0.2 \cdot 29.3 \cdot 2400)$ . . . . .	= 70320.0	kg,
b) Bodenplatte: $29.3 \cdot 1.10 \cdot 0.1 \cdot 2400$ . . . . .	= 7735.2	„
c) Deckplatte: $29.3 \cdot 1.10 \cdot 0.3 \cdot 2400$ . . . . .	= 23205.6	„
d) Gesimse: $29.3 \cdot 0.2 \cdot 0.2 \cdot 2400 \cdot 2$ . . . . .	= 5625.6	„
e) Auflg. Fullg.: $2\left(\frac{2 + 3.2}{2}\right) \cdot 1.1 \cdot 2.1 \cdot 2400$ . . . . .	= 28828.8	„
f) Scheidewände: $9 \cdot 0.07 \cdot 2.10 \cdot 1.1 \cdot 2400$ . . . . .	= 3492.7	„
g) Geländer: $2 \cdot 29.30 \cdot 15$ . . . . .	= 879.0	„
h) Verputze: $29.3 \cdot 9.4 \cdot 0.015 \cdot 2200$ . . . . .	= 9088.9	„
	<hr/>	
	149175.8	kg.

Die Auflagerhöhe der Brücke befindet sich auf Cote 16.70 (unverputzte Konstruktion). Bei Niederwassercote 17.80 taucht also die Brücke immer noch 1.10 m ein. Der Auftrieb ist daher in diesem Falle gleich:

$$P_n = 29.3 \cdot 1.1 \cdot 1.5 \cdot 1015 = 49070 \text{ kg,}$$

$$P_h = 29.3 \cdot 2.2 \cdot 1.5 \cdot 1015 = 98140 \text{ „}$$



der Auftrieb bei der Hochwassercote 18.90. Für die Berechnung des maximalen Biegemomentes ist der Auftrieb bei Niederwasser als der ungünstigere Fall in Betracht zu ziehen bei einer gleichmäßig totalen Belastung der Brücke von 100 kg/m<sup>2</sup>.

Berechnung des maximalen Momentes.

Belastungen der Spannweite von 28.4 m.

Eigengewicht:	$\frac{28.4}{29.3} \cdot 149176$	. . . . . = 144594 kg,
Nutzlast:	$28.4 \cdot 1.5 \cdot 100$	= 4260 „
		148854 kg,
Auftrieb: $P_n =$	$\frac{28.4}{29.3} \cdot 49070$	= 47563 „
		101291 kg.

$$M_{\max} = 101291 \cdot \frac{2840}{8} = 25960435 \text{ kg/cm.}$$

Querschnitt der Mitte. (Abb. 118.)

Die neutrale Faser wird bestimmt bei Außerachtlassung der Zugbeanspruchungen, welche der Beton aufnehmen könnte. Sämtliche Zugspannungen werden von der Bewehrung absorbiert.

$$150 \frac{x^2}{2} - \frac{110(x-30)^2}{2} - 15 \cdot 100 \cdot (247 - x) = 0,$$

$$x^2 + 240x - 21000 = 0,$$

$x = 68 \text{ cm}$  Entfernung der neutralen Faser von der gedrücktsten Faser.

Bestimmung des Trägheitsmomentes in der Trägermitte:

$$J_m = 150 \cdot \frac{68^3}{3} - 110 \cdot \frac{38^3}{3} - 1500 \cdot 179^2,$$

$$J_m = 61771123 \text{ cm}^4.$$

Maximale Druckspannung des Betons:

$$\sigma_b = \frac{25960435}{61771123} \cdot 68 = 28.6 \text{ kg/cm}^2.$$

Maximale Zugbeanspruchung des Eisens:

$$\sigma_{sz} = \frac{25960435}{61771123} \cdot 15 \cdot 179 = 1128 \text{ kg/cm}^2.$$

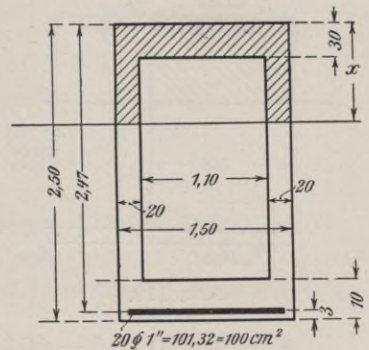


Abb. 118.

Wie aus Abb. 117 ersichtlich ist, werden von den 20 Rundeisen 10 gerade in die Auflager durchgeführt und 10 aufgebogen.

Berechnung der Bügel bzw. der horizontalen

Scherkräfte.

Bis zum Orte des Aufbuges ist das Trägheits- und statische Moment überall im Träger das gleiche wie in der Trägermitte, wenn von der Variabilität der Elastizitätsmodule infolge der in jedem Querschnitte verschiedenen Spannungen abgesehen wird.

Ebenso bleibt dann das Trägheitsmoment und das statische Moment vom Ende des Abbuges bis in die Auflager gleich.

Das Trägheitsmoment in der Mitte:

$$J_m = 61\,771\,133 \text{ cm}^4.$$

Das statische Moment in der Mitte:

$$S_m = 150 \cdot \frac{68^2}{2} - \frac{110}{2} (68 - 30)^2 = 267\,380 \text{ cm}^3.$$

Die Entfernung der neutralen Achse von der gedrücktesten Faser am Auflager ist:

$$\begin{aligned} 150 \frac{x^2}{2} + 15 \cdot 50 (x - 3) - 750 (247 - x) &= \theta, \\ x^2 + 20x - 2500 &= \theta, \\ \underline{x = 41 \text{ cm.}} \end{aligned}$$

Das Trägheitsmoment am Auflager:

$$\begin{aligned} J_a &= 150 \cdot \frac{41^3}{3} + 750 \cdot 38^2 + 750 \cdot 206^2 \\ \underline{J_a = 36\,356\,050 \text{ cm}^4.} \end{aligned}$$

Das statische Moment am Auflager:

$$\underline{S_a = 150 \cdot \frac{41^2}{2} + 750 (38) = 154\,575 \text{ cm}^3.}$$

Querschnitt am Auflager. (Abb. 119.)

Verlauf der Querkräfte des Trägers bei gleichförmiger Belastung mit 100 kg/m<sup>2</sup>. (Abb. 120.)

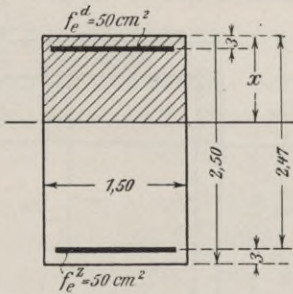


Abb. 119.

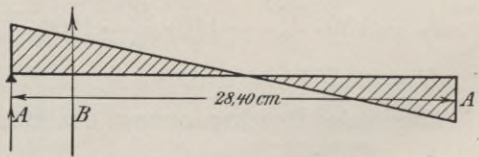


Abb. 120.

$A = 101\,291 \cdot 0.5 = 50\,645 \text{ kg}$  (Auflagerdruck). Die horizontale Scherkraft pro 1/cm bis zum Beginne des Aufbuges vom Auflager an ist am Auflager

$$\tau_a = A \cdot \frac{S_a}{J_a} = 50\,645 \cdot \frac{154\,575}{36\,356\,050} = \underline{276\,445 \text{ kg.}}$$

Am Anfang des Abbuges:

$$\begin{aligned} \tau_{a_1} &= B \cdot \frac{S_a}{J_a}; \quad B = A - [(1.55 \cdot 1.5 \cdot 2.5 \cdot 2400)] + (1.55 \cdot 1.5 \cdot 1015 \cdot 1.1) - \\ &\quad - (1.50 \cdot 1.55 \cdot 100) = 39\,059 \text{ kg.} \end{aligned}$$

$$\tau_{a_1} = 39\,059 \cdot \frac{154\,574}{36\,356\,050} = \underline{164\,048 \text{ kg.}}$$

Am Ende des Abbuges:

$$\tau_{a_2} = C \cdot \frac{S_m}{J_m}, \text{ wobei } C =$$

$$C = A - \left[ \frac{(2.75 \cdot 1.55)}{2} \cdot 1.5 \cdot 2.5 \cdot 2400 \right] + (2.75 \cdot 1.5 \cdot 1015 \cdot 1.1) - (1.5 \cdot 2.75 \cdot 100) = 35489 \text{ kg},$$

$$\tau_{a_2} = 35489 \cdot \frac{267380}{61771123} = \underline{152603 \text{ kg}},$$

daher der Verlauf der Horizontalscherkräfte pro l/cm. (Abb. 121.)

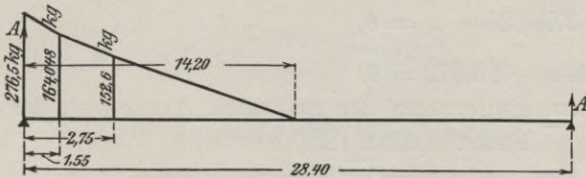


Abb. 121.

Im Intervalle von 0 bis 2,75 m wird der Beton aufnehmen bei einer Beanspruchung von 4,5 kg/cm<sup>2</sup>:

$$\frac{2.75 + 1.55}{2} \cdot 150 \cdot 4.5 = 145125 \text{ kg}.$$

Die totale Scherbeanspruchung in diesem Intervalle ist:

$$\varepsilon \tau = 155 \cdot \frac{276.5 + 164.1}{2} + (275 - 155) \frac{164.1 + 152.6}{2} = 47143 \text{ kg}.$$

Es arbeitet daher der Beton nur mit

$$\frac{47143 - 50 \cdot 600}{215 \cdot 150} = 0.53 \text{ kg/cm}^2$$

bei Berücksichtigung von 10 aufgebogenen Eisen. Bügel wären daher in diesem von Beton ausgefüllten Teile überflüssig. Laut Abb. 116 sind solche jedoch zur Verhängung an Zug- und Druckeisen dennoch angeordnet.

Nehmen wir an, es wirke auf 1 m Distanz vom Abbugende überall die gleiche Scherkraft pro laufenden cm (statt abnehmend laut Abb. 121), so könnte der Beton in diesem Intervalle vertragen:  $2 \cdot 20 \cdot 100 \cdot 4.5 = 18000 \text{ kg}$ , und es ist die faktisch auftretende Scherkraftsumme gleich  $= 152.6 \cdot 100 = 15260 \text{ kg}$ , d. h. der Beton arbeitet nur mit

$$\frac{15260}{2 \cdot 20 \cdot 100} = 3.815 \text{ kg/cm}^2.$$

Es wären somit auch in diesem und in den folgenden Intervallen Bügel überflüssig. Zur Verhängung werden jedoch Bügel angeordnet.

### 10. Berechnung der Deckplatte.

Platte als frei aufliegend gerechnet, die Hälfte der Eisen am Auflager abgebogen.

Spannweite 110 cm.

Belastungen pro m Breite:

$$\begin{array}{rcl} \text{Eigengewicht: } 0.3 \cdot 1.1 \cdot 2400 & \dots \dots \dots & = 792 \text{ kg,} \\ \text{Nutzlast: } 1.1 \cdot 100 & \dots \dots \dots & = 110 \text{ „} \\ \hline & & \underline{\underline{902 \text{ kg.}}} \end{array}$$

$$M_{\max} = 902 \cdot \frac{110}{8} = 12402 \text{ kg/cm.}$$

$$100 \frac{x^2}{2} - 15 \cdot 3.08 (28 - x) = \theta,$$

$$x^2 + 0.924 x - 25.872 = \theta,$$

$x = 4.6 \text{ cm}$  Entfernung der neutralen Achse von der gedrücktesten Faser. (Abb. 122.)

$$J = 100 \cdot \frac{4.6^3}{3} + 46.2 \cdot 23.4,$$

$$J = 4325 \text{ cm}^4 \text{ das Trägheitsmoment.}$$

Maximale Druckbeanspruchung des Betons:

$$\sigma_b = \frac{12402}{4325} \cdot 4.6 = \underline{\underline{13 \text{ kg/cm}^2}}.$$

Maximale Zugbeanspruchung des Eisens:

$$\sigma_{ez} = \frac{12402}{4325} \cdot 15 \cdot 23.4 = \underline{\underline{983 \text{ kg/cm}^2}}.$$

Die Platte ist daher 30 cm stark und mit 8 Rundeseisen, Durchmesser 7 mm pro m Länge bewehrt. Es werden überdies 5 Rundeseisen, Durchmesser 7 mm pro Brückenbreite, als Verteilungseisen angeordnet.

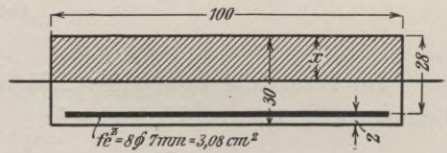


Abb. 122.

### 11. Berechnung der Bodenplatte.

Ebenfalls als frei aufliegend berechnet gegen den Auftrieb. Am Auflager die Hälfte der Eisen abgebogen. (Abb. 123.)

Die Platte 10 cm stark mit 12 Rundeseisen, Durchmesser 7 mm bewehrt. Spannweite 1.10 m.

$$100 \frac{x^2}{2} - 15 \cdot 4.62 (9 - x) = \theta,$$

$$x^2 + 1.386 x - 12.464 = \theta,$$

$x = 2.9 \text{ cm}$ , die Entfernung der neutralen Achse von der gedrücktesten Faser.

$$J = 100 \cdot \frac{2.9^3}{3} + 69.3 \cdot 6 \cdot 1^2 = 3392 \text{ cm}^4.$$

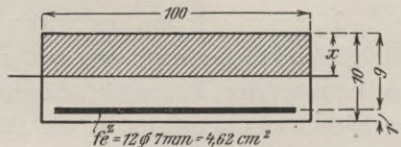


Abb. 123.

Maximale Druckspannung:

$$\sigma_b = \frac{30140}{3392} \cdot 2.9 = \underline{25.8 \text{ kg/cm}^2}.$$

Maximale Zugspannung:

$$\sigma_{zz} = \frac{30140}{3392} \cdot 15 \cdot 6.1 = \underline{815 \text{ kg/cm}^2}.$$

Die ungünstigste Belastung tritt bei Hochwasser ein, wenn die Brücke 2.20 m taucht.

Belastungen:

Auftrieb:  $1.1 \cdot 2.2 \cdot 1015 \dots = 2456 \text{ kg},$

Eigengewicht:  $1.1 \cdot 2400 \dots = 264 \text{ „}$

2192 kg.

$$M_{\max} = 2192 \cdot \frac{110}{8} = 30140 \text{ kg/m.}$$

### 12. Berechnung der Wandungen.

Die ungünstigste Belastung der Wandungen erfolgt bei Hochwasser. Wir berechnen die Wandungen als frei aufliegend auf der Deck- und Bodenplatte. Die Hälfte der Bewehrungseisen werden an den Auflagern abgebogen. Spannweite 2.10 m.

Bei Dreiecksverteilung der Last kann man bekanntlich ebenso rechnen wie bei einer gleichmäßig verteilten Last. Es ist statt  $M_{\max} = 0.125 \text{ Pl.}$ , das maximale Moment  $= 0.128 \text{ Pl.}$ , also nur eine geringfügige Differenz. Die Platte ist 20 cm stark mit 10 Rundeisen, Durchmesser 7 mm, bewehrt. (Abb. 124 u. 125.)

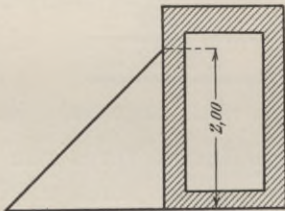


Abb. 124.

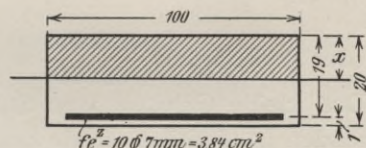


Abb. 125.

Belastungen:

Wasserdruck bei Hochwasser:  $2 \cdot 1 \cdot 1015 = 2030 \text{ kg.}$

$$M_{\max} = 2030 \cdot \frac{210}{8} = 53288 \text{ kg/cm.}$$

$$100 \frac{x^2}{2} - 15 \cdot 3.84 (19 - x) = \theta,$$

$$x^2 + 1.152 x - 21.888 = \theta.$$

$x = 4.14 \text{ cm}$  Entfernung der neutralen Achse von der gedrücktsten Betonfaser.

$$J = 100 \cdot \frac{4.14^3}{3} + 57.6 \cdot 14.86^2$$

$J = 15084 \text{ cm}^4$  das Trägheitsmoment.

Maximale Druckbeanspruchung:

$$\sigma_b = \frac{53288}{15084} \cdot 4.14 = 14.6 \text{ kg/cm}^2.$$

Maximale Zugbeanspruchung:

$$\sigma_{\text{zz}} = \frac{53288 \cdot 15}{15084} \cdot 14.86 = 787 \text{ kg/cm}^2.$$

### 13. Bodenpressungen der Pfeiler.

#### Mittelpfeiler.

Belastungen:

Eigengewicht: 16.8 · 12.0 · 1800 . . .	= 362880 kg,
Auflagerdruck rund . . . . .	= 50120 „
	413000 kg.

Bei Annahme, daß nur die Hälfte dieser Belastung durch die Schraubenspähle aufgenommen wird, wobei von den 413 t der Auftrieb bei Niederwasser der Pfeiler abzuziehen ist mit

$$P = 16.8 \cdot 9.7 \cdot 1015;$$

$$P = 165.4 \text{ t,}$$

so ergibt sich der Bodendruck mit

$$\frac{413 - 165.4}{2 \cdot 168} = \underline{0.73 \text{ kg pro cm}^2},$$

was man dem Boden ohne weiteres zumuten kann.

#### Landpfeiler.

Belastungen:

Eigengewicht: 6.25 · 7 · 1800 . . . . .	= 78750 kg,
Auflagerdruck rund . . . . .	= 50250 „
	129000 kg,

daher der Bodendruck  $\frac{129000}{62500} = 2.1 \text{ kg/cm}^2$ , was noch zugelassen ist.

Der kleine Gehsteg vom Stützpfiler des geöffneten Tores zum entsprechenden Landpfeiler wurde analog dem vorher gesagten durchgerechnet. Eine Wiederholung der Rechnung ist somit überflüssig. Die Ausführung des vorbeschriebenen Projektes scheiterte am Kostenpunkte, da das Konkurrenzprojekt in reiner Eisenkonstruktion billiger war und daher zur Ausführung gelangte.

Die in der vorliegenden Arbeit besprochenen drei Beispiele von Schwimmkörpern sind aus der Praxis gegriffen und zeigen, wie vielseitig verwendbar die Verbundbauweise ist. An der Hand der obigen Beispiele und der im Anhang gegebenen schiffbaulichen Gesetze, sowie mit Zuhilfenahme von Beispielen aus der Praxis einschlägiger Bauwerke aus Holz und Eisenkonstruktionen läßt sich wohl jeder Bau von Schwimmkörpern aus Eisenbeton lösen.

Im folgenden sei die verwendete Literatur angeführt.

## V. Verwendete Literatur.

- Schmidt, A.: Die Stabilität von Schiffen.  
Herner, H.: Die Theorie des Schiffes.  
Leitfaden für den Unterricht im Schiffbau, herausgegeben von der Inspektion des Bildungswesens der Marine. Berlin.  
Lutschannig: Die Theorie des Schiffes.  
Handbuch für Eisenbeton: 1907, Bd. III, Teil 1 u. 2, Seite 253, 324. 1909, Bd. IV, Teil 1 u. 2.  
Mörsch: Der Eisenbetonbau, 2. Aufl., Seite 228 u. f.  
Zentralblatt der Bauverwaltung: 1896, Seite 446.  
Zeitschrift des Vereins deutscher Ingenieure: 1896, Seite 1046.  
Preußische Ministerialverordnung: Mai 1907.  
Österreichische Ministerialverordnung: November 1907.  
Beton und Eisen: 1909, Heft XI, Seite 268.  
Förster, M.: Material und statische Berechnung der Eisenbetonbauten.

---

## VI. Anhang.

---

Die wichtigsten Sätze und Regeln des theoretischen Schiffbaues nach „H. Herner: Die Theorie des Schiffes“ und dem „Leitfaden für den Unterricht im Schiffbau“, herausgegeben von der Inspektion des Bildungswesens der Marine.

### 1. Die Schwerpunktsberechnung.

Die erste Aufgabe, vor welche der Erbauer eines beliebigen Schwimmkörpers gestellt wird, ist die genaue Ermittlung seines Systemschwerpunktes.

Der Systemschwerpunkt ist der Gesamtschwerpunkt der das Schiffsgewicht bildenden Gewichte, die zweierlei sein können:

1. die Gewichte des eigentlichen Körpers,
2. Nutzlasten und Ladungen.

Zur Bestimmung des Systemschwerpunktes  $G$  wählen wir, wie im Schiffbau üblich, drei aufeinander senkrechte Ebenen:

- a) eine vertikale Längsebene, welche bei den meisten Schiffskörpern dieselben in zwei symmetrische Hälften teilt, und dann kurz Symmetrie oder Mittschiffebene heißt;
- b) eine senkrechte Ebene durch das hintere Lot;
- c) eine horizontale Ebene durch Oberkante Kiel.

Da die Summe der statischen Momente aller das Gesamtgewicht bildenden Gewichte, bezogen auf eine beliebige Achse, gleich sein muß dem statischen Moment ihrer Resultierenden, bezogen auf dieselbe Achse,

so ergibt sich der Schwerpunktabstand von jeder einzelnen der oben erwähnten Ebenen nach dem Satze

$$\begin{cases} x \\ y \\ z \end{cases} = \frac{\Sigma M}{\Sigma g},$$

wobei  $x$ ,  $y$ ,  $z$  die Schwerpunktabstände der einzelnen Ebenen,  $\Sigma M$  die Summe der Einzelmomente und  $\Sigma g$  die Summe der Einzelkräfte bedeuten. Es kann die Schwerpunktlage auch aus den Quer- und Längsschnitten graphisch ermittelt werden nach den bekannten graphischen Verfahren.

## 2. Displacement und Auftrieb.

Jeder in das Wasser vom spezifischen Gewichte  $\gamma$  getauchte Körper wird soweit in die Flüssigkeit tauchen, bis er eine dem Gesamtgewichte des Körpers  $P$  gleichkommende Flüssigkeitsmenge  $V$  verdrängt hat. Dieses Volumen  $V$  wird gemeinhin das „Volumen“ des Schwimmkörpers genannt. Der dem Volumen entsprechende Auftrieb  $D = P$  heißt das Displacement, und es ist natürlicherweise der Auftrieb gleich dem Gewichte der verdrängten Flüssigkeitsmenge.

$P = D = V \cdot \gamma$ . Dieses  $\gamma$  schwankt zwischen 1.00 bei Süßwasser und 1.025 bei Nordseewasser. Das Displacement soll daher stets dem Gewichte nicht dem Kubikausmaße nach angegeben werden.

Der Schwerpunkt des verdrängten Wassers wird konventionellerweise mit  $F$  benannt, und ist der Angriffspunkt des Gesamtauftriebes, d. h. der Resultierenden der Einzelauftriebe.

Ein Gleichgewichtszustand des Schwimmers kann nur dann eintreten, wenn der Gesamtschwerpunkt  $G$  lotrecht über dem Displacementsschwerpunkt  $F$  zu liegen kommt.

## 3. Im Schiffbaue übliche Bezeichnungen.

$L a$  = Länge über alles, ist die Länge zwischen zwei Loten, welche durch die äußersten Punkte des Schiffes gelegt werden.

$L$  = Länge in der Schwimmebene oder Länge zwischen den Perpendikeln ist die Länge in der Konstruktionswasserlinie, gemessen von Außenkante Sponung am Hintersteven bis Außenkante Sponung am Vorsteven bei Holzschiffen, bei Eisenbetonschiffen wollen wir die Außenkanten der verputzten Konstruktion nehmen.

$B a$  = Breite über alles, ist die breiteste Stelle des Schwimmkörpers in beliebiger Höhe gemessen.

$B$  = größte Breite, wird in der Konstruktionswasserlinie gemessen, analog der Länge in der Schwimmebene.

$T$  = Konstruktionstiefe, ist der Abstand der Schwimmebene oder Konstruktionswasserlinie, bis Außenkante Sponung über Kiel bei Holzschiffen, bei Eisenbetonfahrzeugen bis Außenkante verputzte Platte über Kiel.



$Tg$  = Tiefgang, ist die Entfernung der Schwimmbene bis zum tiefsten Punkte des Schwimmkörpers. Es ist zu unterscheiden der Tiefgang vorne =  $Tg_v$  und der Tiefgang achtern =  $Tg_a$ .

$H$  = Seitenhöhe, ist die auf halber Schiffslänge gemessene Distanz von Außenkante Sponung über Kiel bei Holzschiffen und von Außenkante Verputz über Kiel bei Eisenbetonschiffen bis Oberkante Deckverputz.

KWL = Konstruktionswasserlinie, ist die der Berechnung zugrunde gelegte Schwimmbene.

$H_{\otimes}$  = Hauptspant, ist der flächengrößte Spant unterhalb der KWL.

$Fb$  = Freibord, ist die Distanz der Konstruktionsoberkante oder des Schnittes des Decks mit der Wandung bis zur KWL.

Die Deckbucht ist die Wölbung im Querschnitte.

Der Decksprung ist die Längsneigung des Deckes.

Im allgemeinen werden die Horizontalschnitte „Wasserlinien“, die Längsschnitte in der Vertikalen kurzweg „Schnitte“; die Vertikalquerschnitte „Konstruktionsspanten“ genannt.

#### 4. Die Völligkeitsgrade.

Wir unterscheiden dreierlei Völligkeitsgrade:

- a) der Völligkeitsgrad des Displacements = „ $\delta$ “ ist das Verhältnis des Volumens der verdrängten Wassermenge zum Volumen des dem Unterwasserschiffe umschriebenen Parallelepipeds. Nach den vorerwähnten Bezeichnungen:

$$\delta = \frac{V}{L B T} \text{ oder } V = \delta L B T,$$

- b) der Völligkeitsgrad des Hauptspantes „ $\beta$ “ ist das Verhältnis des Hauptspantes  $\otimes$  zu dem ihm umgeschriebenen Rechtecke:

$$\beta = \frac{\otimes}{B T} \text{ oder } \otimes = \beta B T,$$

- c) der Völligkeitsgrad der Wasserlinie „ $\alpha$ “ ist das Verhältnis der KWL-Fläche zum umgeschriebenen Rechtecke:

$$\alpha = \frac{\text{KWL} \square}{L B} \text{ oder } \text{KWL} \square = \alpha L B.$$

Die Koeffizienten  $\alpha$ ,  $\beta$ ,  $\delta$  nennen wir die Völligkeitsgrade, dieselben stehen zueinander in bestimmten Verhältnisse.

$\delta = \alpha \cdot \beta \cdot k$ , wobei im allgemeinen Schiffbaue, das  $k$  zwischen den Werten 0.86–0.90 liegt. Bei Spezialschiffen (Bunkern, Tunks usw.) kann das  $k$  auch über 1.0 wachsen.

Die gegenseitigen Verhältnisse der Länge zur Breite und der Tiefe zur Breite sind im Schiffbaue variierend:

$$L : B = 4.2 \text{ bis } 9.2,$$

$$T : B = 0.25 \text{ „ } 0.54.$$

### 5. Berechnung der Wasserverdrängung.

Es handelt sich dabei um eine Volumenberechnung des Unterwasserschiffes. Bei den komplizierten Formen des Schiffbaues muß man versuchen, die Volumenberechnung auf eine Flächenberechnung zu reduzieren.

Dies gelingt mittels der „Spantenskala“. Denkt man sich den gesamten Unterwasserkörper in ganz dünne Lamellen der Dicke 1 zerlegt, und zwar in Ebene der Konstruktionsspanten, und berechnet man sich das Volumen jeder einzelnen dieser Lamellen, so kann man sich ein Koordinatensystem annehmen, wobei die Abszissenachse die Schiffslänge ist; als Koordinaten trägt man an Ort jeden einzelnen der vorerwähnten Querschnitte in ihrer Mitte (Schwerpunktlage der Lamellen) ihren Körperinhalt, welcher ja ebensoviel Kubikeinheiten als Flächeneinheiten besitzt, in ebensovielen Längeneinheiten auf. Es ist ohne weiteres klar, daß die durch die entstehende Kurve und die Abszissenachse umschlossene Fläche ebensoviel Flächeneinheiten besitzt als das Unterwasserschiff Kubikeinheiten. Die durch Verbindung aller Koordinatenendpunkte entstehende Kurve heißt „Spantenskala“.

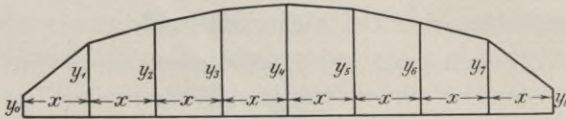


Abb. 126.

Bei den meisten Schiffen wird die Spantenskala keine durch eine Formel ausdrückbare Kurve sein, manchmal jedoch kann es auch vorkommen, daß bei speziellen einfachen Schiffenformen die Spantenskala eine mathematische Kurve ist, und daß dann ihr Flächeninhalt durch Integration zu bestimmen sein wird. Im allgemeinen ist also die Spantenskala eine Kurve mit der Schiffslänge als Abszisse, deren Ordinaten in Längeneinheiten ausgedrückt, die Flächeninhalte der entsprechenden Spanten anzeigen. Es ist klar, daß zu jeder Schwimmebene eine besondere Spantenskala besteht. Da die Ordinaten der Spantenskala den Spantflächen entsprechen, folgt, daß der Schwerpunkt der Fläche in der Spantenskala die gleiche Distanz von den Nullspanten oder Perpendikeln besitzt wie der Deplacementschwerpunkt. Diese Schwerpunktlage kann sowohl rechnerisch als auch graphisch ermittelt werden, indem man die Schiffslänge als einen Balken betrachtet, der durch die Spantflächen belastet ist.

Für den Fall, daß sich die Spantenskala nicht in einen mathematischen Ausdruck bringen läßt, also die Flächenberechnung nicht durch Integration erfolgen kann und man auch nicht mittels eines Planimeters operieren will, so muß man zu dem Zwecke der Flächenberechnung zu den Simpsonschen Formeln greifen.

Sind die Teilstrecken der Abszissenachse durch 2 teilbar, so lautet die Simpsonsche Regel (Abb. 126):

$$F = \frac{x}{3} [y_0 + 4 y_1 + 2 y_2 + 4 y_3 + 2 y_4 + 4 y_5 + \dots + y_{2n}].$$

Ist die Zahl der Teilstrecken der Abszissenachse durch 3 teilbar, so lautet die Simpsonregel:

$$F = \frac{3x}{8} [y_0 + 3 y_1 + 3 y_2 + 2 y_3 + 3 y_4 + 3 y_5 + 2 y_6 \dots + y_{3n}].$$

Denkt man sich die Abszissenachse mit den Simpsonsummanten als Einzelkräfte belastet, so ergibt sich die Distanz des Schwerpunktes vom Ordinatenursprungsort aus der Gleichung  $a = \frac{\Sigma M}{\Sigma S}$ , wobei  $a$  die Entfernung des Schwerpunktes vom  $\theta$  Punkte,  $\Sigma M$  die Summe der Momente,  $\Sigma S$  die Summe der Einzelkräfte bedeuten.

$$a = \frac{\frac{x^2}{3} (0 \cdot y_0 + 1 \cdot 4 y_1 + 2 \cdot 2 y_2 + 3 \cdot 4 y_3 + \dots + 2 n y_{2n})}{\frac{x}{3} (y_0 + 4 y_1 + 2 y_2 + 4 y_3 + \dots + y_{2n})}$$

$$\left\{ \begin{array}{l} a = x \frac{(1 + 4 y_1 + 2 \cdot 2 y_2 + 3 \cdot 4 y_3 + \dots + 2 n y_{2n})}{(y_0 + 4 y_1 + 2 y_2 + 4 y_3 + \dots + y_{2n})} \\ \text{oder} \\ a = x \frac{(1 \cdot 3 y_1 + 2 \cdot 3 y_2 + 4 \cdot 2 y_3 + 5 \cdot 3 y_4 + \dots + 3 n y_{3n})}{(y_0 + 3 y_1 + 3 y_2 + 2 y_3 + 3 y_4 + 3 y_5 + \dots + y_{3n})} \end{array} \right.$$

Um den Schwerpunktabstand der Flächen von der Abszissenachse zu finden, geht man analog vor, man denkt sich die Fläche in sehr kleine

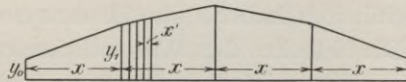


Abb. 127.

Teilflächen geteilt von der Breite  $x'$  (eventuell  $dx$ ) und einer verschiedenen Höhe  $y$ . Das Moment jeder dieser Teilflächen in bezug auf die Abszissenachse ist (Abb. 127):

$$x' y \cdot \frac{y}{2} = \frac{1}{2} x' y^2.$$

Die Summe aller Momente ist nach Simpson:

$$\Sigma M = \frac{1}{2} \frac{x}{3} (y_0^2 + 4 y_1^2 + 2 y_2^2 + \dots)$$

oder

$$\Sigma M = \frac{1}{2} \frac{3x}{8} (y_0^2 + 3 y_1^2 + 3 y_2^2 + 2 y_3^2 + \dots),$$

und der Schwerpunktabstand  $b$  gleich

$$b = \frac{\frac{x}{6} y \cdot \text{Simpsonregel I}}{\frac{x}{3} \cdot \text{Simpsonregel I}}$$

oder

$$b = \frac{\frac{3x}{16} \cdot y \cdot \text{Simpsonregel II}}{\frac{3x}{8} \cdot \text{Simpsonregel II.}}$$

Ebensowohl kann man die Schwerpunktlage graphisch ermitteln.

### 6. Begriff der Spantintegralkurve.

Teilt man einen beliebigen Spant des Schwimmkörpers in parallele Streifen, deren obere Begrenzungen die jeweiligen Wasserlinien sind, und berechnet man sich die Inhalte dieser Streifen vom Kiel bis zu den Wasserlinien und trägt man diese Inhalte als Ordinaten in einem beliebigen Maßstabe auf, wobei die Abszissenachse eine vertikale ist, so heißt die entstehende Kurve „Spantintegralkurve“, und ist jene Kurve mit dem Tiefgange als Abszisse, deren Ordinaten sovielen Längeneinheiten haben, wie der Spant bis zu einer Ordinate als Wasserlinie Flächeneinheiten besitzt. — Für jeden Spant läßt sich eine Spantintegralkurve zeichnen.

Diese Spantintegralkurven dienen dazu, um das Volumen sowohl als auch die Displacementsschwerpunktlage des Schwimmkörpers für die Vierkantlage und für Neigungen um die Querachse zu berechnen.

Das Volumen sowohl als auch die Displacementsschwerpunktlage können analog dem früher erwähnten mittels der Simpsonregel ermittelt werden.

### 7. Die Wasserlinienskala.

Wenn man denselben Vorgang, welcher zur Ermittlung der Spantenskala führte, auf die Wasserlinien anwendet, so erhält man die Wasserlinienskala. Es ist dies eine Kurve mit dem Tiefgang als Abszisse, deren Ordinaten sovielen Längeneinheiten haben, als die entsprechenden Wasserlinien Flächeneinheiten. — Die Fläche der Wasserlinienskala bis zu einer gegebenen Ordinate hat sovielen Flächeneinheiten, als der Schwimmkörper Volumeneinheiten bis zu der dieser Ordinate entsprechenden Wasserlinie besitzt. — Der Schwerpunkt der Wasserlinienskala bei einer beliebigen Abszisse liegt ebensoweit über dem Ordinatenursprungsorte, als der Displacementsschwerpunkt über Oberkante Kiel, bei dem der Abszisse entsprechendem Tiefgange.

Die Kurve der Wasserlinienswerpunkte ist der geometrische Ort derselben.

Die Kurve der Displacementsswerpunkte der Höhe und der Länge nach ergeben sich ohne weiteres aus ihrem Namen und können auch durch den geometrischen Ort der wirklichen Lagen der Displacementsswerpunkte ersetzt werden.

Das Längenträgheitsmoment der Wasserlinien ist das Trägheitsmoment der Schwimmebene des Schiffes, bezogen auf den Nullspant, d. h. auf ihre Basis.

Das Breitenträgheitsmoment der Wasserlinie ist das Trägheitsmoment der Schwimmebene des Schiffes, bezogen auf die Mittel-

achse. Die Bestimmung dieser Trägheitsmomente kann sowohl rechnerisch als auch graphisch erfolgen.

Sowohl für das Längen- als auch für das Breitenträgheitsmoment der Wasserlinien lassen sich Kurven konstruieren, deren Abszissen dem Tiefgange entsprechen und deren Ordinaten die Trägheitsmomente in Längeneinheiten ausgedrückt bedeuten.

### 8. Der Raum- und der Lastenmaßstab.

Der Raummaßstab entsteht, wenn man das Volumen des Schwimmkörpers bis zu den verschiedenen Wasserlinien als Schwimmebenen berechnet und die ermittelten Volumina als Ordinaten aufgetragen werden, und zwar in den den Wasserlinien entsprechenden Entfernungen, auf dem Tiefgange als Abszisse.

Multipliziert man die Werte dieser Ordinaten mit dem spezifischen Gewicht  $\gamma$  des verdrängten Wassers, so erhält man den sog. Lastenmaßstab. Die Ordinaten sind daher die Angabe für die Raum- bzw. Auftriebseinheiten des Schiffskörpers bis zu dem der betreffenden Abszisse entsprechenden Tiefgange.

Der Lastenmaßstab dient hauptsächlich für die Ermittlung der Paralleltiefertauchung und für die Leckrechnung. Für die Paralleltiefertauchung durch Aufbringung von Gewichten ergibt sich die Verwendung des Lastenmaßstabes aus der Abb. 128. Wird ein Schwimmkörper leck und taucht er dadurch parallel tiefer, so wird er naturgemäß um den Betrag des eingedrungenen Wassers weniger Wasser verdrängen, bei größerem Gewichte des Gesamtkörpers aber gleichgebliebenem Eigengewichte, wie in der vorstehenden Abb. 128 veranschaulicht.

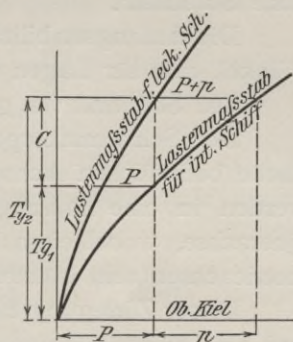


Abb. 128.

Die bisher besprochenen Kurven, welche die Rechnungsergebnisse veranschaulichen und für jeden Schiffskörper auf einem eigenen Blatte dem sog. Kurvenblatte verzeichnet werden, waren also:

1. die Spantintegralkurve,
2. die Spantenskala,
3. die Wasserlinienskala,
4. die Kurve der Wasserlinienswerpunkte,
5. die Kurve der Displacementsswerpunkte der Höhe nach,
6. die Kurve der Displacementsswerpunkte der Länge nach,
7. die Kurve der Längenträgheitsmomente der Wasserlinie,
8. die Kurve der Breitenträgheitsmomente der Wasserlinie,
9. der Raum- und Lastenmaßstab,
10. die Kurve der Anfangslängenmetazentren,
11. die Kurve der Anfangsbreitenmetazentren,

von welchen beiden letzteren Kurven erst im späteren die Rede sein wird.

## 9. Die Stabilität.

Unter der Stabilität eines Schwimmkörpers versteht man sein Bestreben, seine aufrechte Lage beizubehalten. Die Stabilität kann in zwei Gruppen geteilt werden:

1. in die statische Stabilität,
2. in die dynamische Stabilität.

Die statische Stabilität ist die Fähigkeit des Körpers, seine aufrechte Lage gegenüber äußeren Kräften, die auf Überneigung wirken, zu behaupten. Aufrechte Lage ist jede Lage zwischen der Vierkantlage und der Lage vor dem Kentern.

Die dynamische Stabilität ist die Fähigkeit des Körpers, seine aufrechte Lage infolge der ihm innewohnenden potentiellen Energie gegenüber Überneigungen, hervorgerufen durch die kinetische Energie des Schwimmkörpers, zu behaupten.

Jede der zwei Stabilitäten, die statische und die dynamische, wird in zwei Unterabteilungen geteilt: in die „Anfangsstabilität“ und in die „eigentliche Stabilität“.

Die Anfangsstabilität ist die Stabilität für Neigungen um ganz kleine Winkel, also für Lagen in unmittelbarer Nähe der Vierkantlage.

Die Stabilität für größere Winkel heißt „eigentliche Stabilität“.

Der Schwimmkörper kann sich um eine beliebige in der Schwimmfläche befindlichen Achse drehen, diese Drehung kann aber immer zerlegt werden in eine Drehung um die Längs- und in eine Drehung um die Querachse, wobei einmal die Längsachse und einmal die Querachse Symmetrieachsen sein können.

Dieser Zerlegung nach bezeichnet man auch die Stabilitäten als Längs- und als Querstabilitäten, wobei die Längsstabilität für Drehungen um die Querachse und die Querstabilität für Drehungen um die Längsachse in Betracht kommen.

Die im Schiffbaue vorkommenden hier in Betracht kommenden Ausdrücke sind die folgenden:

1. eine Neigung um die Längsachse heißt „Krängung“,
2. Schwingungen um die Längsachse heißen „Schlingern“,
3. eine Neigung um die Querachse heißt „Trimmung“,
4. Schwingungen um die Querachse am Bug „Stampfen“, am Heck „Setzen“.

Neigungen um die Längsachse werden in Graden, Neigungen um die Querachse in Metern gemessen.

## 10. Die statische Stabilität.

a) Die eigentliche statische Querstabilität ist die Eigenschaft des Schwimmkörpers, daß er sich bei durch äußere Kräfte hervorgerufener Krängung aufrecht schwimmend erhalten kann, ohne zu kentern, und daß er nach Aufhören der krängenden Faktoren die Tendenz hat, sich wieder aufzurichten.

### Das gekrängte Schiff in Ruhe.

Dieser Fall kann nur dann eintreten, wenn das gekrängte Schiff eine solche Gewichtsverteilung hat, daß die Auftriebsrichtung in dieselbe gerade fällt wie die resultierende des Gesamtschiffsgewichtes, d. h. keinerlei Drehmoment auftritt. (Abb. 129.)

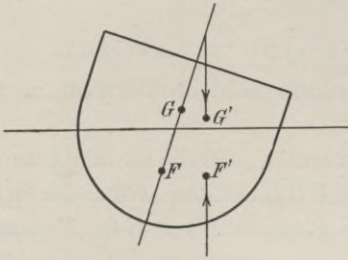


Abb. 129 a.

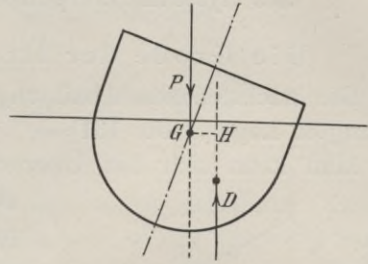


Abb. 129 b.

### Das gekrängte Schiff in augenblicklicher Ruhelage.

Hört die Wirkung der krängenden Faktoren auf, so verlegt sich der Schwerpunkt des Gesamtschiffsgewichtes wieder an seinen alten Platz und es tritt ein Drehmoment auf, welches gleich  $S_t = Dh$  sein wird und das Stabilitätsmoment heißt. Bei verschiedener Größe der Krängungswinkel  $\varphi$  wird auch das Stabilitätsmoment verschieden groß sein. (Abb. 130.)

$M_b \varphi$  sei der Schnittpunkt der Auftriebsrichtung bei Vierkantlage mit der Auftriebsrichtung bei der Krängung  $\varphi$ . Solange  $M_b \varphi$  über den System-

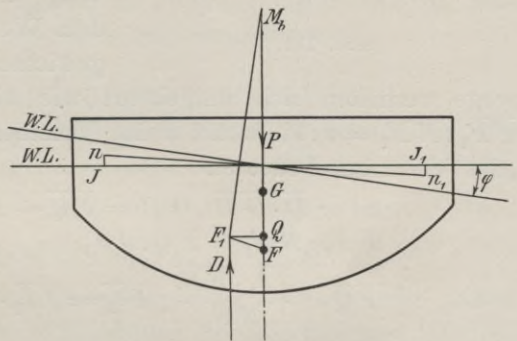


Abb. 130.

schwerpunkt  $G$  zu liegen kommt, ist das Schiff stabil. Fällt er mit  $G$  zusammen, so ist das Schiff im labilen Gleichgewichte. — Kaum kommt  $M_b \varphi$  unter  $G$  zu liegen, so beginnt das Schiff zu kentern, und wird erst zur Ruhe kommen, wenn es Kieloben schwimmt.

### Das eigentliche Metazentrum.

Es ist dies eben der vorhin besprochene Punkt  $M \varphi$ . Es ist der Schnittpunkt der Auftriebslinien in Vierkant- und Krängungslage. Zu jedem Winkel  $\varphi$  gehört bei gleichem Displacement ein besonderes Metazentrum. Das Metazentrum ist bloß von der Schwimmkörperform abhängig.

Das Metazentrum für ein bestimmtes Displacement und einen bestimmten Winkel  $\varphi$  gibt die Grenze an, bis zu welcher der Systemschwerpunkt nach oben rücken darf, ohne daß das Schiff kentert. Aus dem vorgesagten ist zu ersehen, daß die Stabilität von zwei Faktoren abhängt:

1. von der relativen Lage des Deplacements- und des System-  
schwerpunktes zueinander, welche durch das Wandern des De-  
placementsschwerpunktes nach der Krängungsseite zu bedingt  
wird, der sog. „Formstabilität“,
2. von der sog. „Gewichtsstabilität“, welche durch die Höhenlage  
des Systemschwerpunktes bedingt wird.

Die Größe der statischen Querstabilität.

Die nachstehende Abbildung zeigt einen Schwimmkörper in um  $\varphi$  gekrängter Lage (Abb. 131).

Man kann sich das Überneigungsvolumen durch Umklappung von  $AOC$  nach  $BOD$  denken, wobei der Schwerpunkt des Keilstückes  $AOC$ ,  $N$ , nach  $N_1$  gewandert ist, ebenso wie  $F$  nach  $F_1$  gelangte.

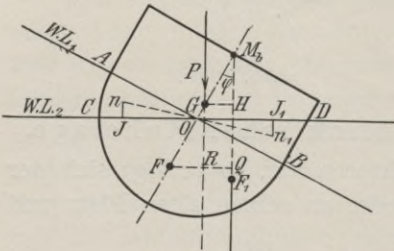


Abb. 131.

Es besteht der Satz: Verschiebt sich in einem Systeme von Gewichten ein Teilgewicht, so ist der dadurch hervorgerufene Weg des Gesamtschwerpunktes parallel dem Wege des Schwerpunktes des Teilgewichtes und die beiden Schwerpunkt-

wege verhalten sich umgekehrt wie die verschobenen Gewichte, also:  $\overline{FF_1} : \overline{NN_1} = v : V$ , wobei  $v$  das Volumen des Keilstückes,  $V$  wie immer „das Volumen“ bedeutet.

$$St = \overline{D \cdot GH}; \quad GH = \overline{FQ} - FR.$$

$$\overline{FF_1} : \overline{NN_1} = \overline{FQ} : \overline{JJ_1},$$

$$\overline{FQ} = \frac{\overline{JJ_1} \cdot \overline{FF_1}}{\overline{NN_1}}; \quad \overline{FQ} = \overline{JJ_1} \cdot \frac{v}{V},$$

$$FR = \overline{FG} \sin \varphi,$$

$$GH = \overline{FQ} - \overline{FR} = \overline{JJ_1} \cdot \frac{v}{V} - \overline{FG} \sin \varphi,$$

$$St = D \left( \overline{JJ_1} \cdot \frac{v}{V} - \overline{FG} \sin \varphi \right) \text{ in mt.}$$

ausgedrückt. — Dieser Ausdruck für das Stabilitätsmoment heißt die „Atwoodsche Formel“, worin  $\overline{JJ_1} \cdot \frac{v}{V}$  nur von der Schiffsform abhängig ist, wogegen  $\overline{FG} \sin \varphi$  von der Lage von  $G$  abhängt. Es heißt daher der erste Klammersummand „das Glied der Formstabilität“ und der zweite Summand „das Glied der Gewichtsstabilität“.

Die Stabilitätskurve. (Abb. 132.)

Berechnet man sich nach der Atwoodschen Formel für ein Schiff verschiedene Werte des Stabilitätsmomentes durch Änderung des Überneigungswinkel  $\varphi$  und trägt man sich als Abszissen die verschiedenen Werte von  $\varphi$  auf, und errichtet zu jedem  $\varphi$ -Werte die dazugehörige Ordinate,



indem man das Stabilitätsmoment in mt. nach Längeneinheiten aufträgt, so erhält man eine Kurve, die den Verlauf der Stabilität des Schiffes gibt.

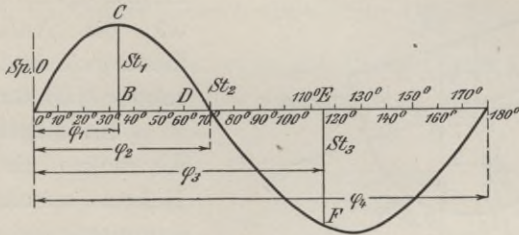


Abb. 132.

Aus dem vorgesagten ergibt sich als wichtigster Satz: Bei unveränderter Form des Schwimmkörpers und unveränderter Lage des Systemschwerpunktes ergibt sich für jedes neue Displacement, also für jede Schwimmbene, eine besondere Stabilitätskurve.

Es ergeben sich aber auch folgende Sätze: Bei unveränderter Form des Schwimmkörpers ergibt sich bei konstantem Tiefgange für jede Lage des Systemschwerpunktes eine besondere Stabilitätskurve. — Ferner: Bei unverändertem Schwerpunkte und gleichem Tiefgang ergibt sich für jede Aenderung der Schiffformen eine besondere Stabilitätskurve.

#### b) Die statische Anfangsquerstabilität.

Allgemein wird unter Anfangsstabilität die Stabilität verstanden, die der Schwimmkörper bei Krängungen um sehr kleine Winkel bis zu ungefähr  $4^\circ$  besitzt.

#### Das Anfangsbreitenmetazentrum.

Da der Krängungsbereich ein ganz kleiner ist, so wird mit großer Annäherung angenommen, daß die Wasserlinien der Vierkantlage und die der gekrängten Lage sich in der Symmetrieebene schneiden. Bestimmt man nun alle möglichen Metazentren im Bereiche der erlaubten Krängung, so liegen diese alle so nahe beieinander, daß man, ohne einen erheblichen Fehler zu begehen, ein beliebiges von ihnen für alle setzen kann, derart, daß man kurz von „einem“ Anfangsbreitenmetazentrum als dem Schnittpunkte der Symmetrieachse mit der Auftriebsrichtung der gekrängten Lage sprechen kann.

#### Die metazentrische Höhe.

Ein Maß für die Anfangsquerstabilität ergibt sich aus dem Stabilitätsmomente. Wir hätten im folgenden zwei Schwimmkörper gleicher Wasserverdrängung und verschiedener Form (Abb. 133).

Es sind hier die Stabilitätsmomente:

$$St_1 = D \cdot \overline{G_1 \cdot H_1} = D \cdot \overline{M_{b_1} G_1} \sin \varphi,$$

$$St_2 = D \cdot \overline{G_2 \cdot H_2} = D \cdot \overline{M_{b_2} G_2} \sin \varphi,$$

es besteht also:  $St_1 : St_2 = \overline{M_{b_1} G_1} : \overline{M_{b_2} G_2}.$

Die Strecken  $\overline{M_{b_1} G_1}$ ,  $\overline{M_{b_2} G_2}$ , d. h. die Entfernungen der Anfangsbreitenmetazentren von den Systemschwerpunkten, auch die „metazentrischen Höhen“ genannt, verhalten sich wie die Anfangsstabilitätsmomente, sie bilden daher ein direktes Maß für dieselben.

Im allgemeinen Schiffbau schwankt die metazentrische Höhe zwischen 0.2 m bei Schnell-dampfern und 4.5 m bei Moni-tors.

Form- und Gewichts-Anfangsstabilität.

Für die Anfangsstabilität ist, ebenso wie früher bei Be-sprechung der endlichen Stabi-lität erwähnt, sowohl die Form des Unterwasserkörpers als auch die Lage des Systemschwer-punktes maßgebend. Die meta-zentrische Höhe:

$M^b G = M_b F - F G$ .

zentrische Höhe:

$$M^b G = M_b F - F G.$$

$F$  als Displacementsschwerpunkt bleibt ein fester Punkt, daher  $M_b F$  eine gegebene Strecke, die Strecke  $FG$  hängt bloß von der Lage des Systemschwerpunktes ab. Das Glied  $FG$  stellt also in dem obigen Aus-drucke der metazentrischen Höhe den Anteil an der Anfangsstabilität dar, welcher sich aus der Gewichtsverteilung ergibt, und heißt „das Glied der Gewichtsstabilität für die Anfangslagen.“

In Abb. 134 sind Schwimmkörper, welche bei gleichem Displacement

und gleichem Displacements- und Systemschwerpunkte verschiedene Formen haben, dargestellt, und deren jeweiliges Anfangs-metazentrum verzeichnet. Wir sehen, daß wir verschiedenerlei Werte von  $M_b G$  und daher auch von  $M_b F$  erhalten, je nach Größe der ein- und austauchenden Keil-stücke.

Das Glied  $M_b F$ , welches da-her von der Form des Schwimm-

körpers abhängt, heißt in der Gleichung:  $\overline{M_b G} = \overline{M_b F} - \overline{FG}$ , „Das Glied der Formstabilität für Anfangslagen“.

Es wird wie folgt berechnet. Wir betrachten eine Scheibe des Schwimm-körpers von der Dicke  $x$  und krängen dieselbe um einen kleinen Winkel  $\varphi$ ,

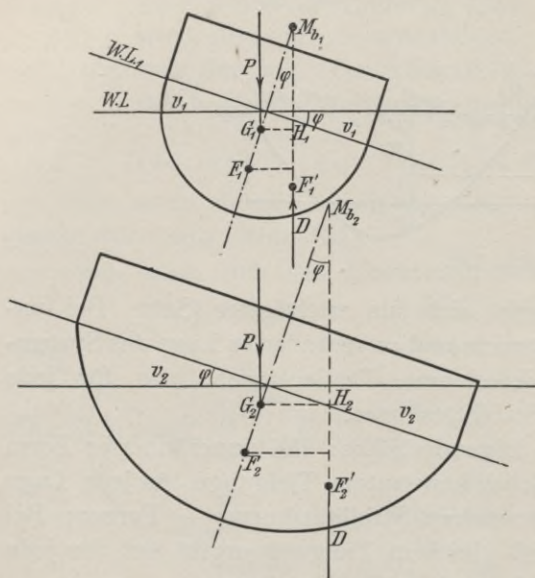


Abb. 133.

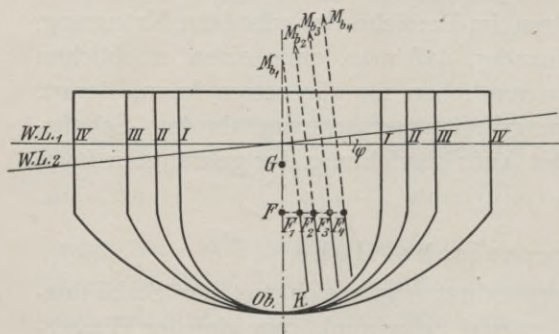


Abb. 134.

der Deplacementsschwerpunkt  $F$  verschiebt sich nach  $F'$ , die Projektion der Strecke  $F F'$  auf die Horizontale ist  $F Q$ , es besteht die Gleichung:  $M_b F = \frac{F Q}{\sin \varphi}$  und die früher bereits abgeleitete Gleichung  $F Q = J \cdot J_1 \frac{v}{V}$ ;  $v$  ist hier das Volumen des Keilstückes  $A O C$  der Dicke  $x$ , da  $\varphi$  sehr klein ist, kann angenommen werden, daß sich die neue und die alte Schwimmenebene in der Symmetrieachse des Schwimmkörpers schneiden. Es sei ferner angenommen, daß die Wände des Schwimmkörpers senkrecht stehen zur Vierkantschwimmenebene (Abb. 135).

$$\sphericalangle A C O = \sphericalangle B D O = 90^\circ,$$

$$v = \frac{y^2}{2} \operatorname{tg} \varphi x \dots$$

wobei  $y = O D$  ist, es ist ferner

$$J J_1 = \frac{4}{3} y \dots$$

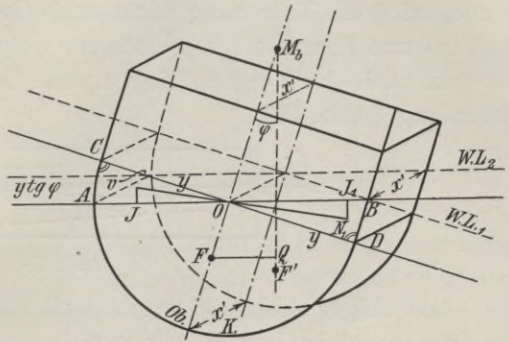


Abb. 135.

es folgt:

$$F Q = J J_1 \cdot \frac{v}{V} = \frac{4}{3} \cdot y \cdot \frac{y^2}{2} \operatorname{tg} \varphi \cdot \frac{x}{V},$$

$$F Q = \frac{2}{3} y^3 \cdot x \cdot \operatorname{tg} \varphi,$$

$$M_b F = \frac{F Q}{\sin \varphi} = \frac{2}{3} y^3 \cdot \frac{x}{V} \cdot \frac{\operatorname{tg} \varphi}{\sin \varphi},$$

für  $\varphi$  sehr klein:  $\frac{\operatorname{tg} \varphi}{\sin \varphi} = \frac{1}{\cos \varphi} = 1,$

daher:  $M_b F = \frac{2}{3} y^3 \cdot \frac{x}{V}.$

Soll nun der Wert von  $M_b F$  für den ganzen Schwimmkörper berechnet werden, so ergibt sich der Wert aus

$$\Sigma \frac{2}{3} y^3 \frac{x}{V} = M_b F = \frac{2}{3} \frac{\Sigma (x y^3)}{V},$$

der Zähler dieses Bruches entspricht aber dem Breitenträgheitsmomente der Wasserlinie in bezug auf die Symmetrieachse und es folgt der Satz:

$$M_b F = \frac{\text{Breitenträgheitsmoment, bezogen auf die Längsachse}}{\text{Volumen des Schiffes bis zur Schwimmenebene}}.$$

## 11. Die Längsstabilität.

### a) Die eigentliche Längsstabilität.

Für größere Neigungen. Wir können von einer Untersuchung dieser Stabilitätsverhältnisse Umgang nehmen, da wir es im allgemeinen mit ganz kleinem Neigungswinkel um die Querachse zu tun haben werden.

b) Die Anfangslängsstabilität.

Im allgemeinen Schiffbaue haben die Sätze, die im vorgehenden für die Querstabilität abgeleitet wurden, auch für die Anfangslängsstabilität Geltung, nur daß die durch die Querachse gelegte Vertikalebene nicht Symmetrieebene ist (bei Eisenbetonschiffen jedoch wird in den meisten Fällen diese Vertikalebene auch Symmetrieebene sein). Wie bereits erwähnt wurde, wird die Trimmung nicht nach Graden, sondern nach den Strecken am Vor- und Hintersteven gemessen, welche zwischen den Schwimmebenen vor und nach der Neigung liegen. Die Summe dieser Strecken ergibt die Trimmung (Abb. 136).

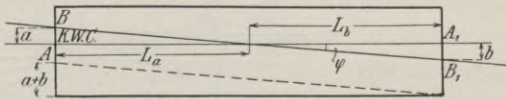


Abb. 136.

Aus obiger Abb. 136 ergibt sich für die Neigung  $\varphi$  eine Trimmung von  $(a + b)$ , es ist laut Abbildung:

$$\operatorname{tg} \varphi = \frac{a}{L_a} = \frac{b}{L_b} = \frac{a + b}{L}; \quad a = \frac{L_a}{L}(a + b), \quad b = \frac{L_b}{L}(a + b),$$

es sind  $L_a$  und  $L_b$  die hinter bzw. vor dem Schwimmebeneschwerpunkt liegenden Teile der Länge zwischen den Perpendikeln.

c) Das Anfangslängenmetazentrum.

Es ist dies der Schnittpunkt der Auftriebslinien in Vierkantlage und bei Trimmung um einen sehr kleinen Winkel  $\varphi$ , er wird kurzweg mit „ $M_L$ “ bezeichnet.

Die Berechnung von  $\overline{M_L F}$  erfolgt nach dem gleichen Gesetze wie vorhin die Ermittlung von  $\overline{M_b F}$ :

$M_L F = \frac{\text{Längenträgheitsmoment der Schwimmebene bez. auf die Querachse}}{\text{Volumen bis zur Schwimmebene}}$

$$\overline{M_L F} = \frac{J_L}{V}. \quad (\text{Abb. 137.})$$

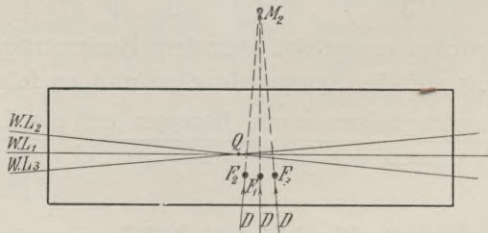


Abb. 137.

Durch Einsetzung der Gleichung für das Längenträgheitsmoment erhalten wir:

$$\overline{M_L F} = \frac{2}{3} \frac{x^3}{V} [(0^2 y_0 + 1^2 \cdot 4 y_1 + 2^2 \cdot 2 y_2 + 3^2 \cdot 4 y_3 + \dots) - a^2 F].$$

d) Das Trimmoment  $M_t$ .

Wir hatten den Satz abgeleitet, daß bei Anfangskrängungen der Krängungswinkel dem krängenden Momente proportional sei.

Der gleiche Satz entspricht den Trimmungen, d. h. das trimmende Moment muß den Trimmungen proportional sein.

Dasjenige Moment, welches eine Trimmung von einem Meter hervorruft, heißt „das Trimmmoment“ =  $M_t$ , es muß also:  $a + b = \underline{1}$  m sein.

Die durch ein beliebiges trimmendes Moment hervorgerufene Trimmung  $a + b$  muß gleich sein

$$= \frac{\text{Trimmdendes Moment}}{\text{Trimmmoment}} = \frac{p \cdot d}{M_t},$$

wobei  $p \cdot d$  dem trimmenden Moment entspricht.

Berechnung des  $M_t$ . (Abb. 138.) Ein Teilgewicht des Gesamtschiffgewichtes  $P$  wandert von  $m$  nach  $n$  um den Weg  $d$ . —  $\odot G$ , wandert nach  $\odot G'$ , und der Deplacementsschwerpunkt infolge der Trimmung  $a + b$  ( $\varphi$ ) nach  $F'$ . Damit eine Ruhelage eintritt, muß natürlich  $G'$ ,  $F'$  und  $M_L$  auf einer geraden liegen:

$$\text{tg } \varphi = \frac{\overline{G G'}}{\overline{M_L G}} = \frac{a + b}{L},$$

daher 
$$\frac{a + b}{L} = \frac{\overline{G G'}}{\overline{M_L G}},$$

es muß aber auch

$$\overline{G G'} = \frac{p d}{P},$$

daraus 
$$\frac{a + b}{L} = \frac{p \cdot d}{\overline{M_L G} \cdot P}; \quad p d = (a + b) \overline{M_L G} \cdot \frac{P}{L}.$$

Setzt man in diesem Ausdruck  $a + b = 1$  m ein, so ergibt sich das Trimmoment:

$$M_t = \overline{M_L G} \cdot \frac{P}{L},$$

d. h. das Trimmoment ist eine Funktion des Gesamtschiffgewichtes, der Stauung (Schwerpunktlage) und der Schiffsformen (Anfangslängenmetazentrum).

e) Die Trimmrechnung.

Meistens tritt eine Trimmung ein

- a) durch Längsverschieben von Gewichten,
- b) durch Anbordnahme von Gewichten,
- c) durch Vonbordgabe von Gewichten,
- d) durch Formänderungen des Unterwasserkörpers (Lecks, Beulen usw.),
- e) Wasserdruck usw.

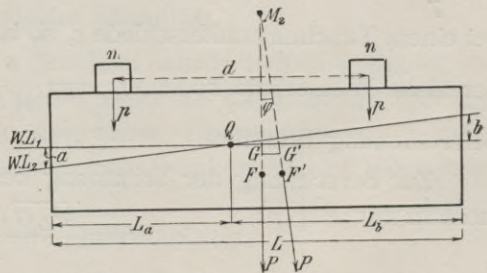


Abb. 138.

Fall a. Das Gewicht  $p$  wird längsseits um  $d$  verschoben:

$$a + b = \frac{p \cdot d}{M_t}; M_t = \frac{\overline{M_L G} \cdot P}{L},$$

$$\overline{M_L G} = \overline{M_L F} - \overline{F G}; \overline{M_L F} = \frac{J_L}{V},$$

$$a = \frac{L_a}{L}(a + b); b = \frac{L_b}{L}(a + b),$$

aus diesen Gleichungen berechnet sich der neue Tiefgang achtern und vorne  $Tg a'$  und  $Tg v'$  mit:

$$\left. \begin{aligned} Tg a' &= Tg a \pm a \\ Tg v' &= Tg v \pm b \end{aligned} \right\}$$

Fall b. Durch Anbordnahme eines Gewichtes entsteht eine Trimmung und eine Volumenvergrößerung. Angenommen, es trete eine Paralleltiefertauchung ein ohne Trimmung, so berechnet sich aus der die Volumenvergrößerung. Dem Gewichte  $p$  entspricht eine Volumenvergrößerung  $v = \frac{p}{\gamma}$ . Bei Annahme, daß die neue Wasserlinie der alten kongruent ist bei einem Tauchungsunterschiede  $c$ , so ist  $v = Wl_1 \cdot c$ , wobei  $Wl_1$  die Fläche der alten Wasserlinie bedeutet:  $c = \frac{v}{Wl_1} = \frac{p}{Wl_1 \cdot \gamma}$ , dadurch ist die Paralleltiefertauchung bestimmt.

Zur Berechnung der Trimmung bestimmt man sich zuerst das Trimmmoment für  $P + p$ :

$$M_t = \frac{\overline{M_L G} (P + p)}{L},$$

und daraus wie vor:  $a$  und  $b$ , daher

$$\left. \begin{aligned} Tg a_1 &= Tg + c \pm a \\ Tg v_1 &= Tg + c \pm b \end{aligned} \right\}$$

Fall c behandelt sich ganz analog dem vorhergehenden Fall b.

Fall d. Tritt eine Formänderung des Unterwasserkörpers ein, so bleiben das Schiffsgewicht  $P$ , das Displacement  $D$  und die Lage des System-schwerpunktes  $G$  unverändert. Es wird jedoch der Displacementsschwerpunkt von  $F$  nach  $F'$  verlegt. Es muß sich daher der Schwimmkörper gegen  $F'$  zu neigen, und zwar so lange, bis die neue Auftriebsrichtung durch  $F'$  und  $G$  geht, wobei das neue Displacement dem alten gleich bleiben muß. Diese zwei Bedingungen müssen erfüllt werden, um die Ruhelage zu erreichen.

#### f) Die Leckrechnung.

Es laufe eine Schiffsabteilung voll und das eingedrungene Wasser steige in derselben bis zum Außenwasserniveau.

Am lecken Schiff bleiben unverändert:

1. das Schiffsgewicht  $P$ ,
2. die Schwerpunktlage  $G$ ,
3. der Auftrieb  $D$ ,
4. das Volumen  $V$ ,

verändert haben sich:

1. die Form des Unterwasserschiffes,
2. der Displacementsschwerpunkt  $F$ ,
3. die Anfangsmetazentren usw.

Kurz die Angaben der Kurvenblätter. Es ist für die neue Schwimmbene zu untersuchen, ob das neue Volumen bis zu ihr mit Abzug des Volumens der lecken Abteilung gleich ist  $\frac{P}{\gamma}$ , und ob  $G$  und der neue Displacementsschwerpunkt  $F'$  auf derselben Senkrechten zur neuen Schwimmlinie liegen.

Es sind also zu berechnen:

- a) die parallele Tiefertauchung mittels des Lastenmaßstabes,
- b) die Lage des Displacementsschwerpunktes für das lecke Schiff,
- c) das Längenanfangsmetazentrum für das lecke Schiff,
- d) der Wasserlinienschwerpunkt des lecken Schiffes,
- e) der Trimm.

## 12. Die dynamische Stabilität.

Die Definition der dynamischen Stabilität wurde bereits gegeben, als die Fähigkeit des Schwimmkörpers seine aufrechte Lage infolge der ihm innewohnenden potentiellen Energie gegenüber Überneigungen, hervorgerufen durch die kinetische Energie des Schwimmkörpers, zu behaupten.

## 13. Die dynamische Querstabilität.

### a) Eigentliche dynamische Stabilität.

Für größere Winkel  $\varphi$  (Abb. 139). Bei einer Krängung um  $\varphi$  wird eine Arbeit geleistet, indem der Systemschwerpunkt  $G$  im Verhältnis zur Schwimmbene gehoben und der Displacementsschwerpunkt gesenkt wird. Die geleistete Arbeit ist nach der vorstehenden Abbildung:

$$A = P(\overline{GO} - \overline{GT}) + D(\overline{F'U} - \overline{FO}) = St_d$$

Diese geleistete Arbeit, die dynamische Stabilität des um  $\varphi$  gekrängten Schiffes muß gleich sein der potentiellen Energie, welche das Schiff in bezug auf die Vierkantlage besitzt.

Aus  $D = P$  folgt:

$$St_d = D(GO - GT + F'U - FO),$$

$$F'U - GT = F'H,$$

$$FO - GO = FG,$$

$$St_d = D(F'H - FG); F'H = GR + F'Q,$$

$$GR = FG \cdot \cos \varphi; F'Q = \frac{v(\overline{JN} + \overline{J_1N_1})}{V},$$

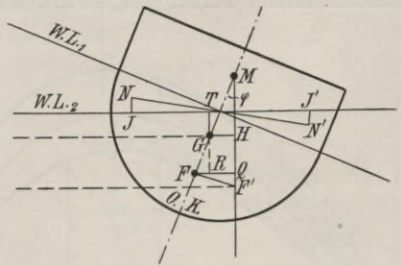


Abb. 139.

$$F' H = F G \cdot \cos \varphi + \frac{v (\overline{J N} + \overline{J_1 N_1})}{V},$$

$$„St_d = D \left[ \frac{(\overline{J N} + \overline{J_1 N_1})}{V} \cdot v - F G (1 - \cos \varphi) \right]“$$

ist der allgemeine Ausdruck der dynamischen Stabilität und heißt:  
 „Morseleysche Formel“.

In ihrer Bedeutung ähnelt sie der vorhin abgeleiteten Atwoodschen Formel.

b) Dynamische Stabilitätskurven.

Berechnet man sich für verschiedene Winkel  $\varphi$  die Werte der Moseley-

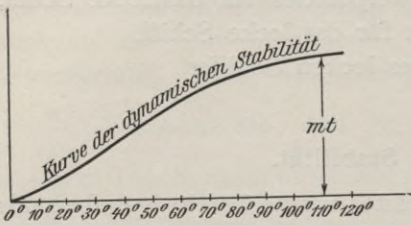


Abb. 140.

soviele Längeneinheiten besitzen, als Arbeitseinheiten aufgewendet werden mußten, um das Schiff bis zu den der betreffenden Ordinate entsprechenden  $\varphi$  zu krängen, oder, wie der Schwimmkörper beim Zurückkehren aus der Krängung in die Vierkantlage, Arbeitseinheiten aufwenden muß (Abb. 140).

c) Beziehungen zwischen statischer und dynamischer Stabilität.

Die Ordinaten der statischen Stabilitätskurve geben Momente in „mt“ an. Da der Auftrieb  $D$  ein konstanter Wert ist, so kann man aus der ersteren eine zweite Kurve ableiten durch Division der Ordinatenwerte durch  $D$ , diese Kurve ist natürlicherweise die Kurve der Hebelsarme bei verschiedenen Krängungswinkeln  $\varphi$ , die vereint mit der Kraft  $D$  die Stabilitätsmomente ergeben.

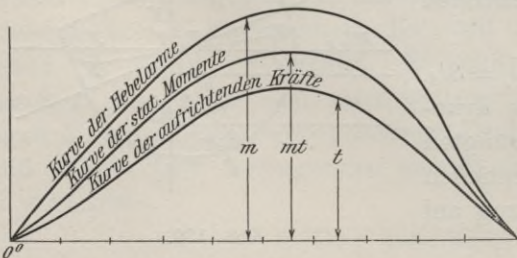


Abb. 141.

Würden wir hingegen einen konstanten fiktiven „Hebelsarm  $r$ “ wählen, und aus den einzelnen Stabilitätsmomenten die entsprechenden aufrichtenden Kräfte derart rechnen, daß jeweilig  $Kr$  gleich dem Stabilitätsmomente sei, so kann man eine ähnliche Kurve, die „Kurve der aufrichtenden Kräfte“, aufstellen (Abb. 141).

Die Abszisse multipliziert mit der Ordinate der letzten Kurve, gibt ein Produkt gleich dem Stabilitätsmomente in mt. Die Abszisse zeigt Grade an, die Rechnung wurde für einen konstanten Hebelsarm  $r$  durchgeführt. Ist  $r$  der Radius eines Kreises, so wird die lineare Entfernung für jeden Grad auf der Peripherie, also auch auf der Abszissenachse in m



gleich sein:  $\frac{2 r \pi}{360}$ ; um daher die Arbeit für eine Krängung  $\varphi$  zu berechnen, braucht man nur die mittlere Kraft von  $\varphi = \theta$  bis  $\varphi = \varphi \dots Km$  aus den Kurven zu entnehmen und mit  $\frac{2 r \pi}{360} \cdot \varphi$  zu multiplizieren, um

$St_{d\varphi} = \frac{2 r \pi \varphi}{360} \cdot Km$  zu erhalten. Aus dem Vorgesagten resultieren drei Sätze:

1. der Flächeninhalt der Kurve der aufrichtenden Kräfte bis zu einem beliebigen Neigungswinkel stellt die dynamische Stabilität des Schiffes bei einer Krängung um diesen Winkel dar,
2. jede Ordinate der dynamischen Stabilitätskurve besitzt so viele Längeneinheiten, als die auf konstante Hebelarme reduzierte statische Stabilitätskurve (Kurve der aufrichtenden Kräfte) bis zu dem betreffenden Neigungswinkel Flächeneinheiten besitzt. Die dynamische Stabilitätskurve ist also im Wesen die Integralkurve der Kurve der aufrichtenden Kräfte der statischen Stabilität,
3. die dynamische Stabilität bei einem Krängungswinkel  $\varphi$  ist gleich der Summe der statischen Stabilitätsmomente bis zu diesem Winkel.

d) Das Ueberschießen von Ladung.

Im Schiffe befindliche bewegliche Ladung wird bei Neigungen des Schiffskörpers ihre Oberfläche immer horizontal, also parallel zur neuen Schwimmebene stellen. Dadurch verschiebt sich der Schwerpunkt des Schiffes nach der eintauchenden Seite hin.

Als Ladung nehmen wir z. B. Wasser an, vom spezifischen Gewichte  $\gamma = 1.000$  an, der Schwerpunkt der Ladung bei horizontaler Lage des Schiffes (Vierkantlage) sei  $S$ . Bei Neigungen wandert  $S$  nach  $S_1$  und  $G$  nach  $G_1$ , es ist  $\overline{G G_1} = \overline{S S_1} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V}$ , wobei  $\mathfrak{B}$  gleich ist dem Volumen der Ladung (Abb.142).

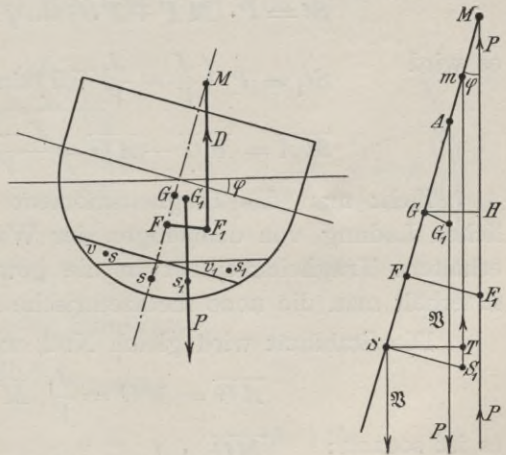


Abb. 142.

$$\overline{G G_1} \parallel \overline{S S_1}; \overline{G R} \parallel \overline{S T},$$

$$\sphericalangle R G G_1 = \sphericalangle T S S_1,$$

$$\overline{G G_1} \cos \alpha = \overline{S S_1} \cos \alpha \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V},$$

$$\overline{G R} = \overline{S T} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V},$$

$$St = P \cdot \overline{G H} = P \cdot \overline{M G} \cdot \sin \varphi, \text{ das alte Stabilitätsmoment,}$$

$$St_1 = P \cdot \overline{H R} = P \cdot [\overline{M G} - \overline{A G}] \sin \varphi,$$

$$St_1 = P \cdot \overline{M A} \cdot \sin \varphi \text{ das neue Stabilitätsmoment,}$$

wobei  $\overline{MA}$  die reduzierte metazentrische Höhe heißt. Entsprechend der Verschiebung von  $F$  nach  $F'$  rechnet sich die Verschiebung  $S$  nach  $S_1$  mittels der Ladungskeilstücke  $\overline{SS_1} = \frac{v}{\mathfrak{B}} \cdot \overline{ss_1}$ , wobei  $s$  und  $s_1$  die Schwerpunkte der Ladungskeilstücke und  $v$  deren Volumen bedeutet.

$$Sm = \frac{J_1}{\mathfrak{B}} = \frac{\text{Trägheitsmoment der Ladungsoberfläche}}{\text{Rauminhalt der Ladung}}$$

$$\overline{ST} = \overline{Sm} \cdot \sin \varphi = \frac{J_1}{\mathfrak{B}} \cdot \sin \varphi,$$

$$GR = \overline{ST} \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V} = \frac{J_1}{V} \cdot \sin \varphi \cdot \frac{\mathfrak{B}}{V} = \frac{J_1}{V} \sin \varphi,$$

$$\overline{AG} = \frac{GR}{\sin \varphi} = \frac{J_1}{V},$$

$$St_1 = P \cdot \left( \overline{MG} - \frac{J_1}{V} \right) \sin \varphi,$$

in diesem Ausdrucke des neuen Stabilitätsmomentes heißt  $\frac{J_1}{V}$  die Reduktionsgröße, die allein von der Größe und Form der freien Ladungsoberfläche abhängig ist.

Im allgemeinen ist:

$$St = P \cdot (\overline{MF} \mp \overline{FG}) \sin \varphi = P \left( \frac{J}{V} \mp a \right) \sin \varphi,$$

es wird

$$St_1 = P \cdot \left( \frac{J}{V} - \frac{J_1}{V} \mp a \right) \sin \varphi = P \left( \frac{J - J_1}{V} \mp a \right) \sin \varphi,$$

$$\overline{MA} = \overline{MG} - \overline{AG} = \frac{J - J_1}{V} \mp a.$$

Zieht man das Trägheitsmoment der freien Oberfläche der beweglichen Ladung von demjenigen der Wasserlinie ab, und setzt man das so erhaltene Trägheitsmoment in die gewöhnliche Formel der Stabilität ein, so erhält man die neue metazentrische Höhe.

Die Stabilität wird gleich Null, wenn  $A$  in  $M$  fällt:

$$\overline{AG} = \overline{MG} = \frac{J_1}{V}, \quad \overline{MF} = \frac{J}{V},$$

es ist sodann:

$$\frac{\overline{MG}}{\overline{MF}} = \frac{J_1}{J} \dots J_1 = J \cdot \frac{\overline{MG}}{\overline{MF}}.$$

Aus dieser Beziehung läßt sich die Größe der freien Wasserfläche im Schwimmkörper berechnen, bei der er seine Stabilität verliert.

#### Die Korrektur der Atwoodschen und der Morseleyschen Formeln. (Abb. 143.)

Bei allen vorgehenden Ableitungen wurde angenommen, daß sich die Symmetrieachse, die alte und die neue Schwimfebene in einem Punkte schneiden, und kann diese Annahme auch ohne erheblichen Fehler stets beibehalten werden.

Defakto schneiden sich jedoch diese drei Linien ungefähr wie folgt (siehe Abb. 143): Man legt durch den Schnittpunkt der Symmetrieachse mit der alten Wasserlinie  $A_0 B_0$  eine Parallele zur neuen Wasserlinie, diese schneidet die Keilstücke  $v_0$  und  $v_0'$  ab, wobei  $v_0' > v_0$  ist, der Größenunterschied verteilt sich auf die Volumschichte der Dicke  $\delta$ ; es ist daher

$$\delta = \frac{v_0' - v_0}{A_0 B_0} \dots O O_1 = \frac{\delta}{\sin \varphi}, \quad O O_1 = \frac{v_0' - v_0}{A_0 B_0 \sin \varphi}$$

und eine entsprechende Gleichung für die Trimmungen.

Es ist klar, daß die dynamische Stabilitätskurve ihr Maximum erreicht, wenn die statische Stabilitätskurve negativ wird.

Wird die Abszissenlänge von  $0^\circ$  bis  $\frac{180^\circ}{\pi} = 57\frac{1}{3}^\circ$  als Längeneinheit genommen, und setzt man zu den im Bogenmaße aufgetragenen Winkeln  $\varphi$  die Hebelarme der statischen Stabilität  $Z = \overline{MG} \sin \varphi$  für die Anfangsstabilität ( $\overline{MG}$  constant) ab, so müssen beide Kurven anfangs zusammenfallen und eine gemeinsame Tangente im Ursprungsorte haben. Die Richtung dieser Tangente bestimmt sich wie folgt (Abb. 144):

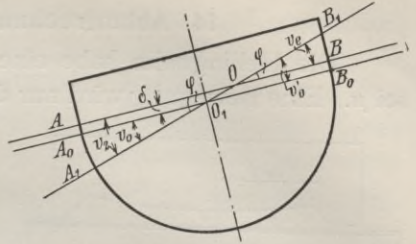


Abb. 143.

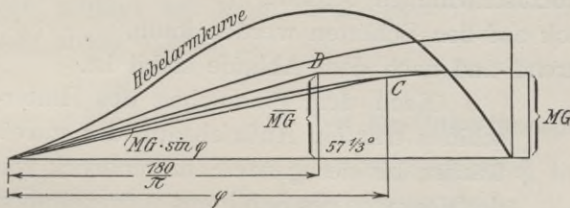


Abb. 144.

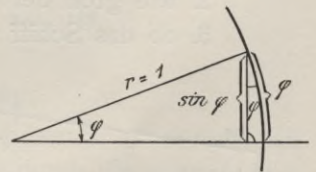


Abb. 145.

$C$  ein beliebiger Punkt der Sinuskurve,

$$\operatorname{tg} \alpha = \frac{\overline{MG} \sin \varphi}{\varphi} \dots \frac{\sin \varphi}{\varphi} = \cos \varphi,$$

$$\operatorname{tg} \alpha = \overline{MG} \cdot \cos \varphi \dots \dots \dots (\text{Abb. 145}).$$

für  $\varphi = \theta$ :  $\operatorname{tg} \alpha = \overline{MG} = \frac{\overline{MG}}{1}$ ; eine solche Tangente hat aber nur die Gerade nach einem Punkte, welcher für eine Abszisseneinheit  $= 57\frac{1}{3}^\circ$  die Ordinate  $\overline{MG}$  hat, d. h.:

Man findet die Tangente an die Hebelarmkurve der statischen Stabilität im Ordinatenursprungsorte, indem man an der Stelle der im Bogenmaß ausgedrückten Einheit (welcher im Gradmaß ein Winkel  $\frac{\pi}{180} = 57\frac{1}{3}^\circ$  entspricht) ein Lot errichtet, auf dieses  $\overline{MG}$  (für die Anfangsstabilität) abträgt und den so gefundenen Punkt  $D$  mit dem Anfangspunkte der Kurve verbindet.

### 14. Ablaufrechnung von Schwimmkörpern.

Die Hellingbahn habe eine Neigung von  $\varphi$ , der Reibungskoeffizient sei  $\mu$ . Eine Bewegung wird nur dann stattfinden, wenn  $P \sin \varphi > P \cdot \mu \cdot \cos \varphi$

ist. Ändert sich  $\mu$  beim Abwärtsgleiten nicht, so ist die Gleitbewegung eine gleichmäßig beschleunigte. (Abb. 146.)

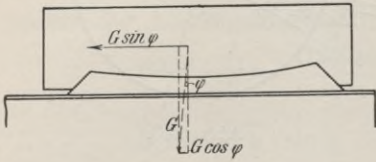


Abb. 146.

Die beschleunigende Kraft:

$K = P \sin \varphi - P \cdot \mu \cdot \cos \varphi$ ;  $K = m p$ ,  
wobei  $m$  die Schiffsmasse,  $p$  die Beschleunigung bedeutet.

$$p = \frac{P \cdot \sin \varphi - P \cdot \mu \cdot \cos \varphi}{m}$$

$$m = \frac{P}{g} \dots p = g (\sin \varphi - \mu \cos \varphi),$$

$$\mu = \operatorname{tg} \varphi - \frac{p}{g \cos \varphi} \text{ (Marine-Rundschau 1897 Seite 12).}$$

Das  $p$  muß experimentell ermittelt werden und man kann dann aus obiger Gleichung das  $\mu$  berechnen. Nach dem eben besprochenen geht der sog. „Vorlauf“ des Schiffes vor sich. Die Verhältnisse ändern sich, sobald das Schiff im Wasser gleitet.

Es muß rechnerisch ermittelt werden:

1. wann das Schiff aufzuschwimmen beginnt,
2. wie groß der Druck auf den Schlitten werden kann,
3. ob das Schiff während und nach dem Ablaufe stabil ist.

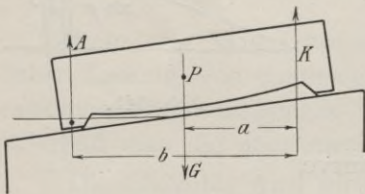


Abb. 147.

Nach dem Eintauchen des Hinterschiffes tritt ein Auftrieb auf, der soweit wächst, bis der ganze Schlittendruck von der Vorkante des Schlittens aufgenommen wird, d. h. bis sich das Schiff um die Vorkante des Schlittens dreht (Abb. 147).

$K = P - A$ .  $P \cdot a = A b$ , durch diese Gleichung charakterisiert sich der Zeitpunkt des Aufschwimmens.

Im gleichen Verhältnisse wie  $A$  wächst, wird  $K$  abnehmen, bis  $A = P$  wird, und das Schiff frei schwimmt, d. h. bei langer Bahn wird sich der Vorsteven von der Bahn abheben, bei kurzer Bahn wird das Schiff um die Vorkante der Bahn kippen.

Es muß  $P \cdot c > A \cdot d$  sein. (Abb. 148.)

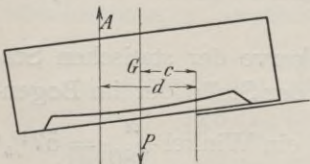


Abb. 148.

Am übersichtlichsten wird die Rechnung, wenn man die Momente graphisch aufträgt. Man zeichnet unter der Ablaufneigung  $\varphi$  eine Reihe von Wasserlinien und bestimmt für diese mit Hilfe der Spantintegralkurven die Displacements  $A$ , welche man als Ordinaten von einer Vertikalen auf die einzelnen Wasserlinien abträgt und durch eine Kurve verbindet. Im gleichen

Im gleichen Verhältnisse wie  $A$  wächst, wird  $K$  abnehmen, bis  $A = P$  wird, und das Schiff frei schwimmt, d. h. bei langer Bahn wird sich der Vorsteven von der Bahn abheben, bei kurzer Bahn wird das Schiff um die Vorkante der Bahn kippen.

Maßstabe wird das Schiffsgewicht  $P$ , das konstant bleibt, aufgetragen, aus  $P-A$  ergibt sich für jede Schwimmlinie der Stützendruck  $K$ .

Es werden weiter im gleichen Maßstabe die Momente  $A \cdot b$  und  $P \cdot a$  von der Vertikalen für jede Wasserlinie abgetragen.  $Ab$  stellt eine Kurve dar,  $Pa$  bleibt konstant. Der Schnittpunkt dieser beiden Momentenkurven bezeichnet jene Wasserlinie  $\overline{A_1 B_1}$ , bei welcher das Schiff anfängt, aufzuschwimmen. Trägt man im gleichen Maßstabe  $Pc$  und  $Ad$  ein, so zeigt der Schnitt von  $Pc$  und  $Pa$  diejenige Wasserlinie  $\overline{A_2 B_2}$ , auf welcher das Schiff die Schmierplanken verläßt. Dieselbe muß auch durch den Schnittpunkt von  $Ad$  und  $Ab$  gehen. Bleibt  $Pc$  ständig kleiner als  $Ad$ , schneiden sich die Kurven also nicht, so findet ein Kippen nicht statt. Es ist wünschenswert, daß  $Ad$  sehr nahe an  $Pc$  liege, da dann die Biegungsbeanspruchungen des Schiffes sehr kleine werden. Schneidet  $Pc$  die Kurve  $Ad$  und liegt der Schnittpunkt unterhalb der Schwimmlinie  $\overline{A_1 B_1}$ , so tritt bei der durch den Schnittpunkt gehenden Wasserlinie ein Kippen ein. Liegt  $\overline{A_2 B_2}$  auch unter  $\overline{A_1 B_1}$ , so dreht das Schiff nicht um den Schlittenkopf, sondern schlägt mit dem Vorsteven nach unten. (Abb. 149.)

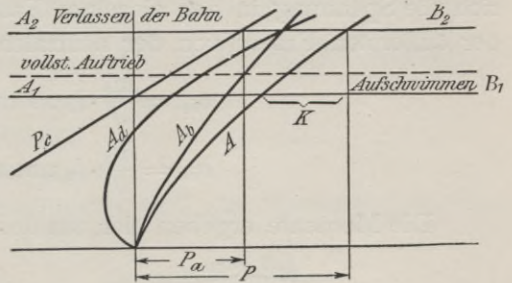


Abb. 149.

## 15. Die Festigkeitsrechnung.

Vorerst wird jeder einzelne Bestandteil für sich berechnet, derart, daß das Schiff in seiner Gesamtheit so stark ist, daß es durch die angreifenden Kräfte nicht deformiert werden kann. Die Wasserdruckkräfte, die immer senkrecht zur gegebenen Angriffsfläche wirken, werden in 3 senkrechte Komponenten zerlegt, welche für sich:

- a) Längsbeanspruchungen,
- b) Querbeanspruchungen,
- c) Höhenbeanspruchungen

hervorrufen.

Nur die Längsbeanspruchungen werden im allgemeinen für die Festigkeitsrechnung des Schiffes als Ganzes in Betracht gezogen.

### a) Längsfestigkeit im ruhigen Wasser.

Man trägt sich zuerst die Spantarealkurve, deren Ordinaten mit  $\gamma$  multipliziert werden, auf. Die so erhaltene Kurve ist die Auftriebskurve. Sodann berechnet man sich für alle Spanten die Gewichte des zwischen ihnen liegenden Schiffsteiles und trägt sie im gleichen Maßstabe wie die Auftriebskurve auf. Die Differenz dieser Ordinaten (Differenzkurve) gibt ein Bild des Verlaufes der resultierenden Vertikalkräfte an allen Schiff-

punkten. Trägt man die Differenzen von der Horizontalen aus nach oben (überwiegende Auftriebskräfte) und nach unten (überwiegende Eigengewichte) auf, so ist ohne weiteres klar, daß der Flächenteil der so entstandenen Differenzkurve über der Horizontalen gleich sein muß dem Flächenteile unter der Horizontalen. — Durch Integration der Differenzkurve bis zu einer beliebigen Ordinate bekommen wir die in dieser Ordinate wirkenden Scherkräfte. Die Integralkurve der Differenzkurve ergibt daher die Scherkraftkurve. — Es muß auch daher bei dieser Kurve naturgemäß der Teil über — gleich sein dem Teil unter der Horizontalen.

Nach den allgemeinen Regeln erhalten wir durch Integration der Scherkraftkurve die Momentenkurve.

Denkt man sich nun die Verbandsteile des Schiffes zu einer Trägerform zusammengestellt, deren Trägheitsmoment  $J$  sein möge, so ergibt sich die Spannung in den einzelnen Fasern allgemein, wenn  $l$  die Abstände der äußersten Fasern von der neutralen Achse bedeuten:

$$\left. \begin{aligned} \sigma_{bo} &= \frac{M_b}{J} \cdot l_o \text{ oberste} \\ \sigma_{bu} &= \frac{M_b}{J} \cdot l_u \text{ unterste} \end{aligned} \right\} \text{Faser.}$$

Die Momente ergeben sich aus den gezeichneten Momentenkurven für jeden beliebigen Schnitt  $b$ . Die Trägheitsmomente müssen ebenso wie die neutrale Achse jeweilig gesondert berechnet werden. Es kann auch der ganze Träger als solcher mit variablen Trägheitsmomenten berechnet werden.

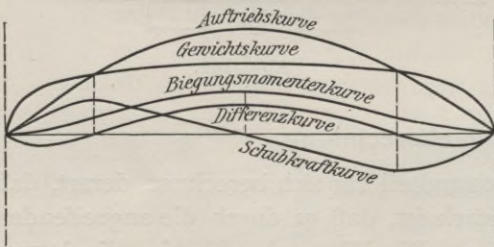


Abb. 150.

(Abb. 150.)

### b) Längsfestigkeit im bewegten Wasser.

Nach der Theorie der Wellenbewegung kann jede Welle als Zyklode, verlängerte Zyklode oder auch als Trochoide betrachtet werden, bei welcher die Wellenlänge ca. 20 bis 30 mal der Höhe ist. Gewöhnlich zieht man diesen letzteren Fall in Betracht.

Bei bewegter See nimmt der eingetauchte Teil des Schiffes immer neue Gestalten an, welche immer wechselnde Beanspruchungen hervorrufen. Man betrachtet meistens nur die extremsten Fälle:

- a) das Schiff befindet sich mit seiner Mitte über einem Wellenberge,
- b) über einem Wellentale.

Von diesen zwei Fällen ist meist der Fall a der ungünstigere, und wird daher allein in Rechnung gezogen. Man vernachlässigt bei der Rechnung den Umstand, daß im bewegten Wasser andere Druckverhältnisse bestehen als im ruhigem Wasser.

Zwecks Berechnung geht man folgendermaßen vor:

Man konstruiert eine trochoidale Welle mit  $\frac{1}{20} L$  als Höhe und  $L$  als Länge, und verschiebt in ihr das Schiff derartig, daß die verdrängte Wassermenge gleich dem ursprünglichen Displacement wird und der Schwerpunkt der Länge nach an dieselbe Stelle fällt wie der ursprüngliche Displacementschwerpunkt. Dann berechnet man sich die Kurven analog der Berechnung im ruhigen Wasser.

### 16. Der Schiffswiderstand.

Der Widerstand, den der Schwimmkörper im Wasser findet, muß bei seiner Bewegung überwunden werden. Die zur Fortbewegung des Körpers notwendige Arbeit auf einer Wegstrecke  $s$  ist daher gleich  $W \cdot s$ , und wenn diese Arbeit in  $t$ /Sekunden geleistet werden soll, so benötigt man hierzu eine effektive Lesitung von  $N = \frac{W}{75} \cdot \frac{s}{t}$  in HP (1 HP = 75 m kg/sek).

Der Gesamtwiderstand  $W$  setzt sich zusammen:

- a) aus  $W_f$ , dem Formwiderstand,
- b) aus  $W_r$ , dem Reibungswiderstand.

Grundlegend für die Untersuchungen sind die Betrachtungen über völlig eingetauchte ebene Platten (Abb. 151).

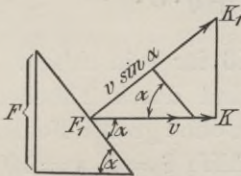


Abb. 151a.

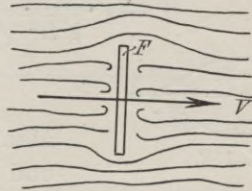


Abb. 151b.

Wird eine Platte von  $F_1 \text{ m}^2$  Fläche mit einer Geschwindigkeit von  $v$  m/sek durch das Wasser bewegt, so ist die hierzu erforderliche Kraft  $K$  oder der Widerstand  $W = k \cdot F_1 \cdot \frac{v^2}{2g} \gamma$ , es sind in dieser Formel:

- $F_1$  die Plattenfläche,
- $v$  die Geschwindigkeit,
- $g$  die Beschleunigung der Schwere,
- $\gamma$  das spezifische Gewicht des Wassers,
- $k$  ein Koeffizient von Newton mit 1860 angegeben.

Ist die Platte zur Bewegungsrichtung um den Winkel  $\alpha$  geneigt, so ist annähernd die Größe des Normaldruckes:

$$K_1 = k \cdot F_1 \cdot \frac{v^2}{2g} \sin^2 \alpha.$$

Die Komponente der Schlepprichtung  $K = K_1 \sin \alpha$  ist zu überwinden:

$$W = K_1 \sin \alpha = k \cdot F_1 \cdot \frac{v^2}{2g} \cdot \gamma \sin^3 \alpha.$$

$F_1 \cdot \sin \alpha$  ist die Projektion  $F$  der Platte auf eine Normalebene zur Bewegungsrichtung  $W = K \cdot F \cdot \frac{v^2}{2g} \cdot \sin^2 \alpha$ , faßt man nun  $K \cdot \frac{\sin^2 \alpha}{2g}$  zu einem Koeffizienten  $\mu$  zusammen, so wird  $W = \mu \cdot F \cdot v^2$ ; diese Formel wird der Praxis gemäß vielfach korrigiert.

Middendorf berücksichtigt außer dem Formwiderstand

$$W_f = K \cdot F \cdot \frac{v^2}{2g} \sin^2 \alpha = \varepsilon \cdot \otimes \cdot v^2 \cdot \sin^2 \alpha$$

auch den Reibungswiderstand  $W_r = \varrho \cdot O \cdot v^2$ , worin  $O$  die benetzte Schiffs-oberfläche,  $\varrho$  einen Koeffizienten darstellt.

$$W = W_f + W_r = \varepsilon \cdot \otimes \cdot v^2 \cdot \sin^2 \alpha + \varrho \cdot O \cdot v^2.$$

Es wächst erfahrungsgemäß das erste Glied schneller, das letztere langsamer als  $v^2$ . Man setzt daher:

$$W = \varepsilon \cdot \otimes \cdot v^{2.5} \sin^2 \varphi + \varrho \cdot O \cdot v^{1.85} \text{ statt } \sin^2 \varphi.$$

Setzt Middendorf

$$\sin \varphi = \frac{\frac{B}{2}}{\sqrt{\frac{B^2}{4} + a^2 L^2}} = \frac{B}{\sqrt{B^2 + 4 a^2 L^2}},$$

so daß, wenn  $4 a^2 = \xi$  gesetzt wird:

$$W = r \cdot \frac{B}{\sqrt{B^2 + \xi L^2}} \cdot \otimes \cdot v^{2.5} + \varrho \cdot O \cdot v^{1.85}$$

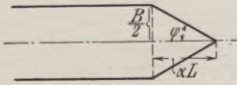


Abb. 152.

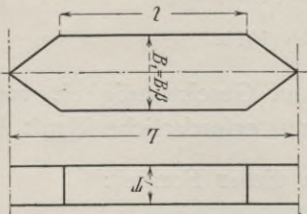


Abb. 153.

$\varrho$  wird 0.16 für  $v$  in m/sek. (Abb. 152.)  
 $\xi$  und  $\varepsilon$  sind durch Tabellen bestimmt.  
 Man kann jedoch ohne großen Fehler für Fracht- und Personenschiffe  $\xi = 2$ ,  $\varepsilon = 10$  setzen.

Die Berechnung der Oberfläche „ $O$ “ geschieht entweder nach der Dennyschen Annäherungsformel

$$O = L \cdot B \cdot \frac{\delta}{\beta} + 1.7 L \cdot T''$$

oder nach dem „Kirkschen Blockmodell“ (Abb. 153.)

Man denkt sich das Schiff durch ein Blockmodell ersetzt, dessen Länge gleich der Schiffslänge, Tiefe gleich der Schiffstiefe, Querschnitt gleich dem  $\otimes$  und dessen Volumen gleich dem Displacement ist.

Der Querschnitt des Hauptspantes ist sodann:

$$T \cdot B_1 = T \cdot B \cdot \beta; B_1 = B \cdot \beta;$$

$$\text{Displacement } D = L_1 \cdot T \cdot B \cdot \beta = L \cdot B \cdot T \cdot \delta;$$

$$L_1 = L \cdot \frac{\delta}{\beta} = L \varphi,$$

daraus die gerade Längsseite:

$$l = 2 L_1 - L.$$



Die Oberfläche  $O$  ist bei völligen Schiffen 0.98, bei schlanken Schiffen 0.92 des Blockmodells.

Der Widerstand kann auch mittels Schleppversuchen ermittelt werden. Dieses Verfahren rührt von Dr. W. Froude her, welcher auf der Denny'schen Werft in Dumbarton am Clyde Versuche anstellte. Man braucht zu den Versuchen ein Schleppbassin, welches bei 100 m Länge minim. 5 m Breite und 2 bis 4 m Tiefe besitzt. Eine solche Anstalt befindet sich in Übigau.

### 17. Die Integratortheorie.

Der Integrator dient zum Messen von Flächeninhalten, statischen und Trägheitsmomente ebener Figuren. Er besteht aus einem Wagen  $BCD$  (Abb. 154), welcher auf einer Schiene  $EF$  läuft und einen um  $B$  drehbaren Arm  $BG$  trägt. Der Arm  $BG$  besitzt eine Zählrolle  $A$ . Am Wagen

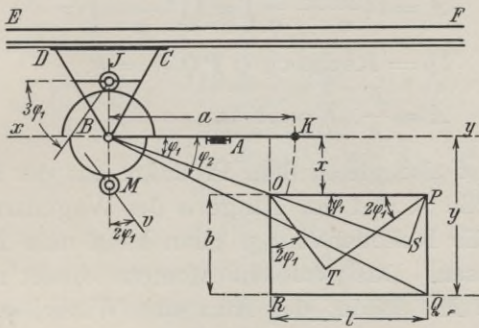


Abb. 154.

befinden sich in  $M$  und  $J$  Zahnräder mit Zählrollen, welche in je einen mit dem Arm  $BG$  verbindenden Zahnkranz eingreifen. Dadurch, daß Scheibe  $M$  den halben, Scheibe  $J$  ein Drittel des Kreisbogens der zugehörigen Zahnbogen des Armes  $BG$  erhalten, schlagen die Scheiben um den doppelten bzw. dreifachen Winkel der Zahnkränze aus. Die Rolle  $A$  dient zum Ablesen der Flächeninhalte, die Rolle  $M$  zum Ablesen der statischen Momente, bezogen auf die „ $XJ$ “ Achse, und  $J$  gibt die auf dieselbe Achse bezogenen Trägheitsmomente an, wenn mit der Spitze  $K$  des Armes  $BG$  eine zu messende Figur umfahren wird. Umfährt man z. B. ein Rechteck von der Länge  $l$ , der Breite  $b$  und den Abständen  $x$  und  $y$  der beiden Längsseiten von der  $XY$ -Achse mit der Fahrspitze  $K$ , so stellt man mit Hilfe der  $A$ -Rolle die Fläche des Rechteckes auf folgende Weise fest:

Der Stift befindet sich zunächst in  $O$ . Gleitet derselbe an der oberen Rechteckseite bis  $P$  entlang, so rollt die Peripherie der Rolle  $A$  die Länge  $l \sin \varphi_1$  ab. Man kann sich nämlich die Bewegung zerlegt denken in eine parallel zur Achse bis  $S$  und eine senkrechte dazu bis  $P$ . Die Bewegung  $OS$  würde nur ein Gleiten der Rolle, aber keine Abwicklung, die Bewegung  $SP = l \cdot \sin \varphi_1$  aber eine Abwicklung in der gleichen Größe hervorrufen.

Der Sinn der Drehung ist positiv bei einer Verschiebung von rechts nach links, im entgegengesetzten Falle negativ. Zeigte die Rolle beim Beginn der Umfahrung in  $O$  die Zahl  $p$ , so wird sie bei  $P$  die Zahl  $p - l \sin \varphi_1$  zeigen.

Nach dem Durchlaufen der Strecke  $PQ$  zeigt die Rolle  $r$  Einheiten weiter, also im ganzen  $p - l \sin \varphi_1 + r$ . Gleichzeitig ist der Winkel  $\varphi_1$  zu  $\varphi_2$  geworden. Von  $Q$  nach  $R$  zählt die Rolle  $l \cdot \sin \varphi_2$  weiter, die Ablesung in  $G$  ergibt also  $p - l \sin \varphi_1 + r + l \sin \varphi_2$ .

Ist die Spitze  $K$  wieder in  $O$  angelangt, so zählt die Rolle wieder  $r$ -Einheiten zurück, so daß die Schlußablesung lautet:  $p - l \cdot \sin \varphi_1 + l \sin \varphi_2$ . Die Differenz zwischen der End- und der Anfangslesung ergibt das Areal der Fläche  $OPQR$ ,  $A = l(\sin \varphi_2 - \sin \varphi_1)$ . Bezeichnet man  $BK$  mit  $a$ , so ist:

$$\sin \varphi_1 = \frac{x}{a}, \quad \sin \varphi_2 = \frac{y}{a},$$

also:

$$A = l \left( \frac{y}{a} - \frac{x}{a} \right) = l \left( \frac{y - x}{a} \right) = \frac{lb}{a},$$

$$lb = \text{Rechteck } OPQR = F,$$

$$A = \frac{F}{a}, \quad \underline{\underline{F = A \cdot a.}}$$

Der Flächeninhalt ist also gleich dem Produkte aus der Differenz der Ablesungen der Zählrolle  $A$  und der Länge  $a$  des Wagenarmes. Wählt man  $a$  als Einheit für die Rollenablesung, dann kann man  $F$  unmittelbar aus den Zählrollen ablesen. Das „statische Moment“ findet man aus den Ablesungen der Rolle  $M$ . Bildet der Arm den Winkel  $\varphi_1$  mit der Achse, so ist die Rolle  $M$  um  $2\varphi_1$  gedreht, da die Zahnkurve im Verhältnisse 1:2 zueinander stehen. Der Weg  $OP$  des Fahrstiftes zerlegt sich in  $OT \parallel$  Achsenrichtung  $VV$  der Rolle und in  $TP \perp$  dazu. Die letztere Komponente gibt den Ausschlag  $l \cdot \cos 2\varphi_1$  auf der Rolle. Der Sinn der Verschiebung nach rechts ist dabei positiv, nach links negativ. Die Differenz der End- und Anfangsablesung:

$$M = l(\cos 2\varphi_1 - \cos 2\varphi_2), \quad \cos 2\varphi = 1 - \sin^2 \varphi,$$

$$M = 2l(\sin^2 \varphi_2 - \sin^2 \varphi_1) = 2l \left( \frac{y^2}{a^2} - \frac{x^2}{a^2} \right) = 2l \frac{(x+y)(y-x)}{a^2}.$$

Es ist  $x + y = 2s$ , wobei  $s$  den Schwerpunktabstand der Fläche von der  $XJ$ -Achse bedeutet. Folglich:  $M = \frac{2lb \cdot 2s}{a^2}$ ;  $lbs = + \frac{Ma^2}{4}$  das Moment

der Fläche bezogen auf  $XJ$  ist:  $\underline{\underline{M}} = lbs = \frac{Ma^2}{4}$ . Man findet also das statische Moment durch Multiplikation der Ablesungsdifferenz  $M$  mit dem Quadrate des halben Fahrarmes. Durch entsprechende Teilung des Zählwerkes ist auch eine direkte Ablesung möglich.

Das „Trägheitsmoment“ bestimmt man aus den Ablesungen der  $J$ -Rolle. Dreht sich der Arm  $BK$  um  $\varphi_1^0$ , so hat sich die Rolle  $J$  um

$3 \varphi_1$  gedreht. Entsprechend der Ableitung für die Fläche und das statische Moment ergibt sich eine Ablesungsdifferenz:

$$J = l (\sin 3 \varphi_2 - \sin 3 \varphi_1).$$

Allgemein ist:

$$\begin{aligned} \sin 3 \alpha &= \sin (2 \alpha + \alpha) = \sin 2 \alpha \cos \alpha + \cos 2 \alpha \sin \alpha = 2 \sin \alpha \cos^2 \alpha + \\ &+ (1 - 2 \sin^2 \alpha) \sin \alpha = \sin \alpha (2 \cos^2 \alpha - 2 \sin^2 \alpha + 1) = \sin \alpha (2 - 2 \sin^2 \alpha - \\ &- 2 \sin^2 \alpha + 1) = \sin \alpha (3 - 4 \sin^2 \alpha) = \underline{3 \sin \alpha - 4 \sin^3 \alpha}, \end{aligned}$$

$$\underline{J} = l (3 \sin \varphi_2 - 4 \sin^3 \varphi_2 - 3 \sin \varphi_1 + 4 \sin^3 \varphi_1) = l \left( 3 \frac{y-x}{a} - 4 \frac{\delta^3 - x^3}{a^3} \right).$$

Das Trägheitsmoment der Fläche ist:

$$\begin{aligned} = J_f &= \frac{l y^3}{3} - \frac{l x^3}{3} = \frac{l}{3} y^3 - x^3, \\ l \cdot \frac{y-x}{a} &= A \end{aligned}$$

ist die Ablesung der Rolle  $A$ .

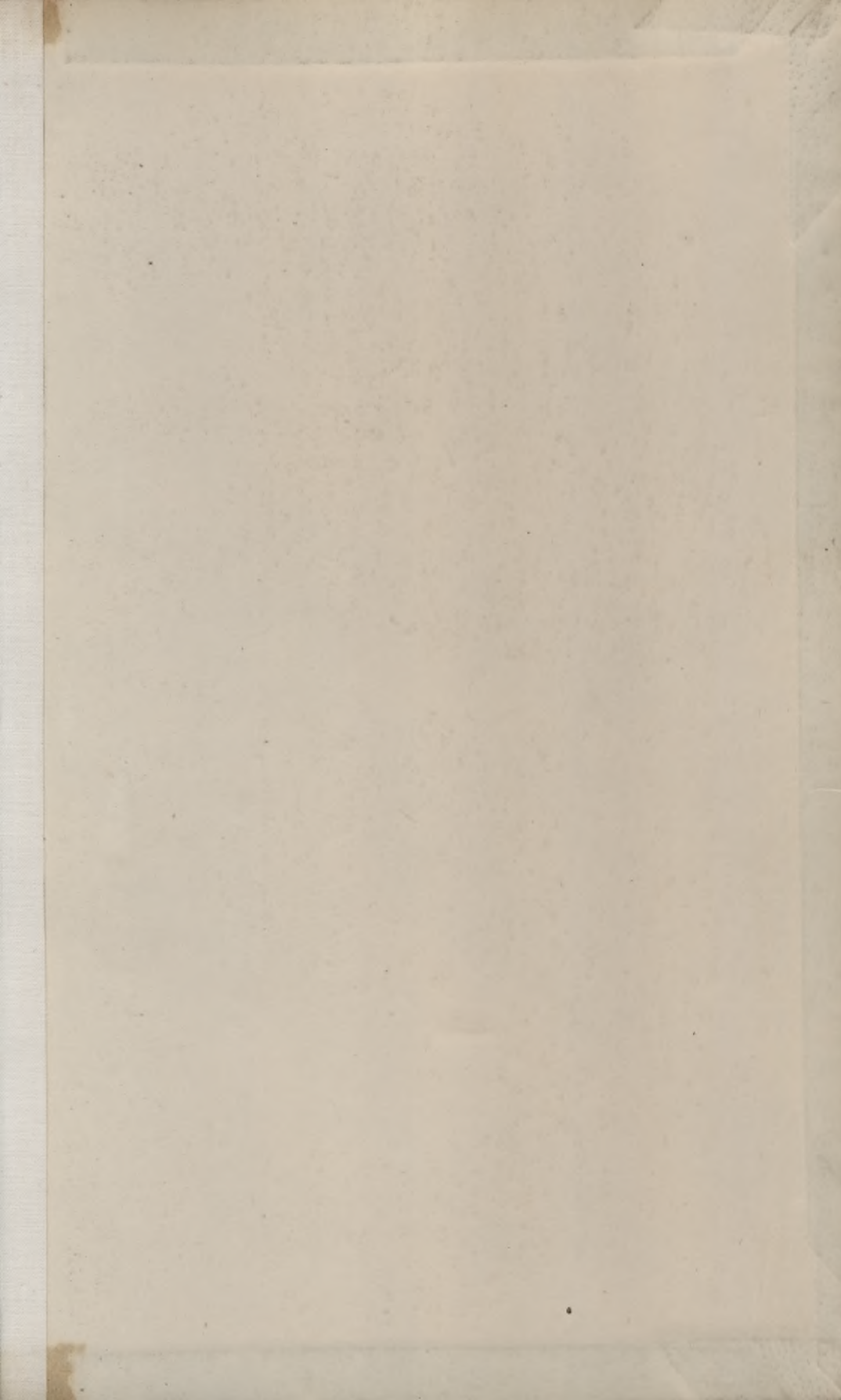
$$\begin{aligned} J_f &= 3 A - \frac{12 J_f}{a^3} = \frac{3 F}{a} - \frac{12 J_f}{a^3}, \\ J_f &= \frac{-J a^3 + 3 A a^3}{12} = \frac{a^3 \cdot A}{4} - \frac{a^3 J}{12} \end{aligned}$$

sowohl die Ablesungen auf der Rolle  $A$  als auf der Rolle  $J$  sind also zur Bestimmung der Trägheitsmomente erforderlich. Die für ein Rechteck abgeleitete Form gilt für beliebige Flächen, die man sich aus lauter kleinen Rechtecken zusammengesetzt denken kann.





30.00



Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307034

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316003

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307041

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307035

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316004

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316010

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307036

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316005

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307037

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316006

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307038

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316007

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307039

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



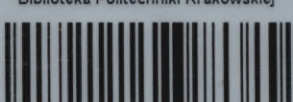
100000316008

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307040

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000316009

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



III-307033

Biblioteka Politechniki Krakowskiej



100000300595