

“Dottorato di ricerca in Ingegneria Aerospaziale, Navale e della Qualità”

XXI Ciclo

**LA ROBUSTEZZA DELLO SCAFO CON PARTICOLARE RIGUARDO ALLA
STRUTTURA DELLA PRUA**

Dottoranda Maria Turtoro

Dipartimento di Ingegneria Navale

INDICE

1. Introduzione
2. Robustezza primaria
3. Robustezza trasversale
4. Le zone al di fuori dello 0.4L al mezzo: norme regolamentari
5. Le strutture di prua: descrizione
6. Carichi sulle strutture di prua
7. Proporzionamento regolamentare e diretto del fasciame e dei correnti di prua
8. Conclusioni
9. Bibliografia

1. INTRODUZIONE

Il lavoro del progettista strutturale navale consiste nel dimensionare gli elementi strutturali di uno scafo in modo tale che essi siano adeguati a sopportare i carichi cui sono soggetti fornendo una risposta, in termini di tensioni e/o deformazioni, accettabile a seconda delle caratteristiche dei materiali usati e della funzione che il dato elemento strutturale deve svolgere.

Un'attenzione particolare deve essere rivolta al problema dell'ottimizzazione del proporzionamento, per raggiungere la soluzione migliore in termini di costi e/o di pesi, minimizzando o massimizzando opportune funzioni oggetto con metodi che ci fornisce l'analisi matematica attraverso adeguati metodi numerici, che richiedono molto spesso l'utilizzo di opportuni programmi di calcolo, quali ad esempio il MAESTRO, che permette di raggiungere tale risultato; tuttavia la suddetta problematica non sarà considerata nel prosieguo della mia tesi di dottorato.

Il dimensionamento strutturale di una nave (che costituisce probabilmente la costruzione più complessa che l'uomo abbia mai realizzato) viene a valle di altre decisioni prese dall'architetto navale che deve fissare le dimensioni principali e la forma di carena partendo dalle richieste dell'armatore e dalla necessità di assicurare allo scafo un'adeguata stabilità e opportune doti di tenuta al mare. Inoltre l'architetto navale o, secondo alcuni, lo stesso strutturista deve valutare i carichi cui la nave dovrà resistere, tenendo conto che essi provengono essenzialmente dal mare, che provoca carichi stocastici, che possono essere calcolati solo ricorrendo alla teoria della probabilità, anche se molto spesso si può evitare di utilizzarla e ricorrere alle formule semiempiriche dei registri di classificazione, che, pur nella forma più difficile da sfruttare delle ultime edizioni, costituisce tuttavia una notevole semplificazione del lavoro dell'ingegnere navale.

I carichi agenti sullo scafo provocano tensioni che si è soliti distinguere in primarie, secondarie e terziarie, che non è detto che siano in fase fra di loro per cui non sempre il massimo di una di esse si verifica contemporaneamente a quello delle altre.

Noi ci occuperemo in modo particolare della robustezza primaria, che può, secondo quanto ricavato dal lavoro precedente anche in base a misure sperimentali al vero, essere affrontato ricorrendo alla teoria della trave.

Un altro capitolo riguarderà la robustezza trasversale, che è meno consolidata di quella longitudinale e che richiede l'utilizzo della teoria dei telai e la schematizzazione dei vincoli per evitare i movimenti di corpo rigido del tratto di nave considerato (a rigore trattando la robustezza trasversale di uno scafo bisognerebbe considerare anche le paratie trasversali, che, però, secondo alcuni studi effettuati in passato, sono caratterizzate da una rigidità nel loro piano che risulta

essere 52 volte maggiore di quella di un telaio trasversale rinforzato e pertanto possiamo ragionevolmente ritenere che essa sia infinita e quindi non considerarla nel nostro studio).

In genere nei corsi da me seguiti per ottenere la laurea in ingegneria navale ci si limita al proporzionamento della parte centrale dello scafo (che secondo i registri di classificazione si estende per $0.4L$ a cavallo della sezione di mezzeria) e si trattano solo superficialmente le zone di scafo di poppa e di prua; io intendo occuparmi in maniera più approfondita della descrizione delle strutture di prua e del loro dimensionamento (sia regolamentare che diretto).

2. LA ROBUSTEZZA PRIMARIA

Quella dello scafo è una costruzione estremamente complessa, la cui analisi è complicata dal fatto che la maggior parte delle sue componenti può svolgere una molteplicità di funzioni; pertanto, al fine di semplificare lo studio della risposta strutturale, si è consolidata nel tempo la prassi di suddividere quest'ultima nello studio della:

- robustezza primaria
- robustezza secondaria
- robustezza terziaria.

La prima riguarda la nave intesa come trave e la considera soggetta ai momenti flettenti verticali (i più importanti), a quelli flettenti orizzontali, ai momenti torcenti (particolarmente importanti in scafi caratterizzati da bassa rigidità torsionale per le grandi aperture nei ponti, quale è il caso, ad esempio, delle porta – contenitori) e alle forze di taglio, che possono essere particolarmente gravose nelle navi caricate a stive alterne, quale è il caso, in genere, degli scafi che trasportano minerali di elevato peso specifico.

La seconda riguarda le travi longitudinali rinforzate comprese fra due paratie e soggette ai carichi locali e d'insieme, mentre la terza si riferisce alla risposta di una striscia di fasciame compresa fra due elementi longitudinali e due trasversali contigui: con ovvie considerazioni si può mostrare che i fasciami hanno comportamento membranale nei primi due casi e flessionale nel terzo.

Nel seguito ci si vuole occupare più approfonditamente dello studio della robustezza primaria.

A tal fine si osservi che lo scafo viene considerato quale una trave cava in parete sottile e che il suo studio si basa sulle seguenti ipotesi:

- l'unica variabile indipendente è l'ascissa longitudinale della sezione trasversale che si sta considerando e la risposta, in termini di tensioni e deformazioni, assume un singolo valore nella sezione considerata
- lo scafo si comporta elasticamente, le sue deformazioni sono piccole e la deformazione longitudinale di una generica fibra varia linearmente con la sua distanza dall'asse neutro, in cui essa è nulla

- si trascurano gli effetti dinamici dovuti all'onda e ai moti della nave o li si considera sfruttando opportuni carichi statici maggiorati
- la deformazione di flessione è lineare e quindi vale il principio di sovrapposizione degli effetti per cui quella dovuta alla flessione verticale e quella dovuta alla flessione orizzontale, possono essere calcolate separatamente e poi sommate; tuttavia noi ci occuperemo solo della flessione verticale.

I carichi da considerare per la robustezza primaria sono quelli prodotti dai pesi e dalle spinte, le cui risultanti, per l'equilibrio alla traslazione verticale e alla rotazione, devono essere caratterizzate dallo stesso valore e devono agire sulla stessa retta (cioè devono avere la stessa ascissa longitudinale).

Una volta ottenuto il diagramma del carico per differenza, ordinata per ordinata, il suo primo integrale ci fornisce il diagramma del taglio (che in genere presenta un massimo a 1/4L da poppa e a 3/4L da poppa e si annulla in mezzeria) e l'integrale secondo del diagramma del carico ci fornisce il diagramma del momento flettente (che in genere presenta un massimo in mezzeria, cioè nella sezione in cui il taglio si annulla e che è considerato positivo se si trova al di sopra dell'asse di riferimento e, quindi, se è inarcante).

Il calcolo risulta abbastanza agevole se si opera in condizioni di acqua calma; tuttavia la nave si troverà a navigare anche in mare ondoso e quindi bisognerà poter applicare il metodo anche al momento flettente d'onda.

In genere il momento flettente d'onda viene calcolato con la teoria probabilistica facendo ricorso alle previsioni a breve termine (in cui lo stato del mare si ritiene costante e rappresentabile da un unico spettro per un periodo di tempo della durata variabile da 1 a 4 ore) e a quelle a lungo termine (che si estende a tutta la vita della nave considerata mediamente di 20 anni e che si basa sulla sommatoria di tutti i possibili brevi termine che la nave potrà incontrare e che dipenderanno dalla rotta su cui essa dovrà operare).

Se non si vuole ricorrere a questa teoria probabilistica, in prima approssimazione, i momenti flettenti d'onda possono essere ottenuti dalle formule dei registri di classificazione che, nella loro ultima edizione, consigliano le seguenti espressioni, valide per $L/B > 5$; $B/D < 2.5$ e $C_B > 0.6$:

$$M_{wv,H} = 190 F_M n C L^2 B C_B 10^{-3} \quad [KN * m]$$

$$M_{wv,S} = -110 F_M n C L^2 B (C_B + 0.7) 10^{-3} \quad [KN * m]$$

in cui $M_{wv,H}$ e $M_{wv,S}$ sono rispettivamente il momento d'onda inarcante e quello insellante; F_M è un coefficiente funzione della posizione longitudinale della sezione di calcolo e che per quella in mezzeria vale 1; n è un coefficiente che tiene conto del tipo di

navigazione e che è pari a 1 per navigazione illimitata e, all'altro estremo, è pari a 0.65 per navigazione in zone riparate; C è un coefficiente funzione della lunghezza della nave e che, per $300m \leq L \leq 350m$, raggiunge il suo massimo che è pari a 10.75; L è la lunghezza regolamentare; B è la larghezza massima e C_B è il coefficiente di finezza totale.

Dalle altre formule che fornisce il registro italiano navale si ricava che la tensione ammissibile a flessione longitudinale è pari a 175 N/mm^2 per acciaio ordinario da scafo e che la tensione in mare ondosio è pari ai $2/3$ di quella totale, essendo l'altro terzo quella che si verifica in acqua calma.

In quanto detto precedentemente si fa riferimento alla tensione ammissibile d'insieme, per calcolare la quale occorre evidentemente disporre della valutazione del modulo di resistenza: i registri di classificazione forniscono un'espressione per tale valore, che è data da:

$$Z_{R,\min} = n_1 CL^2 B(C_B + 0.7) k 10^{-6} \quad [\text{m}^3]$$

in cui il significato dei simboli è stato spiegato precedentemente, n_1 è un coefficiente che tiene conto del tipo di navigazione ed è pari ad 1 per navigazione illimitata e 0.85 per navigazione in acque riparate e k è un coefficiente che tiene conto del tipo di materiale adoperato e per acciaio con tensione di snervamento pari a 235 N/mm^2 è pari ad 1 e poi decresce per acciai con σ_s che aumenta.

Il più elevato fra i valori di $Z_{R,\min}$ e dei moduli ottenuti assumendo quali momenti statici il massimo e il minimo momento inarcante e insellante di progetto deve essere minore o uguale a quello realizzato nella nostra nave e che si calcola considerando tutti gli elementi longitudinalmente continui, di cui si valuta, l'area (a), la distanza del suo baricentro dall'asse di riferimento, che in genere si considera orizzontale e passante per il bordo inferiore della chiglia (d), il momento statico rispetto a tale asse (ad), il momento d'inerzia di trasporto rispetto all'asse di riferimento (ad^2) e il momento d'inerzia proprio dell'elemento rispetto al proprio baricentro(i); tali quantità vengono riportate in un'apposita tabella che si presenta nel modo seguente:

n	a	d	Ad	ad^2	i
1					
2					
3					
...					
...					
n					
	Σa		Σad	Σad^2	Σi

L'ordinata dell'asse neutro è fornita da:

$$y_n = \frac{\Sigma ad}{\Sigma a}.$$

Il momento d'inerzia rispetto all'asse di riferimento è dato da:

$$I_r = \Sigma ad^2 + \Sigma i.$$

Il momento d'inerzia della sezione rispetto al suo asse neutro è fornito da:

$$I_n = I_r - (\Sigma a)y_n^2$$

e il modulo di resistenza al ponte (in genere il più basso perché risulta $y_n \leq \frac{D}{2}$) è dato da:

$$Z_R = \frac{I_n}{D - y_n} \quad [m^3].$$

Dovrà risultare $Z_R \geq \text{MAX}(Z_{R,\text{min}}, Z_H, Z_s)$ per rispettare le norme regolamentari.

Nel calcolo di Z_R bisognerà considerare gli elementi aventi dimensionamento lordo, cioè opportunamente maggiorato per tenere conto della corrosione che si avrà durante la vita della nave.

Per gli scafi con più file di boccaporte e fra le quali sono presenti travi rinforzate, si potranno considerare queste ultime, associando però ad esse un'area data da:

$$A_{EFF} = A_{LG} a$$

in cui A_{LG} è l'area, in m^2 , dell'anguilla longitudinale e a è un coefficiente il cui valore oscilla fra 0 ed 1 a seconda del rapporto fra la campata dell'anguilla e il raggio d'inerzia della sezione trasversale della stessa ed è fornito da apposite formule riportate nel regolamento.

Se un elemento longitudinale è costituito da un materiale avente modulo di elasticità (E) diverso da $2.06 \cdot 10^5 \text{ N/mm}^2$, la sua area equivalente da considerare nel calcolo è data da:

$$A_{SE} = \frac{E}{2.06 \cdot 10^5} A_M$$

in cui A_M è l'area in m^2 dell'elemento in questione.

Inoltre se sul ponte sono presenti grandi aperture, esse vanno dedotte dal calcolo di Z_R ¹. Se sono presenti piccole aperture, esse possono non essere dedotte purché risulti:

$$\Sigma b_s \leq 0.06(B - \Sigma b)$$

¹ Per grandi aperture si intendono quelle ellittiche di lunghezza maggiore di 2.5 m o di larghezza maggiore di 1.2 m; oppure quelle circolari di diametro maggiore di 0.9 m.

Dove:

Σb_s = larghezza totale delle piccole aperture, in m, da calcolare nella sezione trasversale della trave nave considerando una striscia di fasciame compresa fra due segmenti tangenti all'apertura e inclinati di 30° rispetto all'asse longitudinale;

Σb = larghezza totale delle grandi aperture calcolate, in m, come nel caso precedente.

Se la larghezza totale delle piccole aperture non soddisfa l'equazione precedente, soltanto l'eccesso di larghezza deve essere dedotto dalle aree incluse nella sezione trasversale di calcolo.

Nel caso di rinforzi ordinari caratterizzati da fori di alleggerimento e/o da intagli, questi ultimi possono essere non dedotti nel calcolo, se la loro altezza è minore di $0.25h_w 10^{-3}$ e comunque non maggiore di 75 mm, essendo h_w l'altezza dell'anima del rinforzo in mm. In caso contrario l'eccesso deve essere dedotto.

Infine, per quel che riguarda le sovrastrutture, esse potranno essere considerate efficaci e quindi valutabili nel calcolo, se si estendono almeno per $0.15L$ entro lo $0.4L$ al mezzo; altrimenti la loro efficacia dovrà essere valutata caso per caso.

Accennato a come si calcola Z_R per una sezione trasversale di scafo, concludiamo osservando che le tensioni longitudinali in essa saranno caratterizzate da un diagramma a farfalla e che il loro valore cresce linearmente con la distanza dall'asse neutro, assumendo lo stesso valore a pari distanza da quest'ultimo; tuttavia, per il fenomeno dello shear-lag, al ponte si realizza nella realtà un diagramma delle tensioni che, invece di essere uniforme, variano parabolicamente assumendo un valore massimo in corrispondenza delle murate, che in genere, da prove sperimentali, si è visto essere maggiore del 10% rispetto a quello che si sarebbe avuto con andamento uniforme; nella stessa sezione si avrà una tensione di taglio che varia linearmente nei tratti orizzontali e parabolicamente, con un massimo in corrispondenza dell'asse neutro, in quelli verticali.

Un discorso a parte meritano le tensioni provocate dal momento torcente, che saranno sia delle τ trasversali, sia delle σ longitudinali che vengono dette di warping. Per navi che in condizioni statiche sono dritte, evidentemente non ci sarà in genere momento torcente in acqua calma, ma esso nasce in mare ondoso e il regolamento fornisce la seguente formula per calcolarlo:

$$M_{WT} = \frac{HL}{4} n(F_{TM} C_M + F_{TQ} C_Q d)$$

in cui H è il parametro d'onda dato da un'apposita formula e che deve essere assunto non maggiore di 8.13; F_{TM} e F_{TQ} sono coefficienti di distribuzione; C_M è il coefficiente del

momento torcente d'onda; C_Q è il coefficiente del taglio orizzontale d'onda; C_W è il coefficiente di finezza al galleggiamento e d è la distanza verticale, in m, dal centro di torsione a un punto situato $0.6T$ al di sopra della linea di costruzione.

Il centro di torsione, che si trova al di sotto della chiglia per navi con grandi aperture nei ponti e al di sopra di essa per navi con sezione trasversale chiusa, ha una collocazione per calcolare la quale occorre in genere un'analisi eseguita con l'elaboratore elettronico e quindi risulta non immediata; tuttavia per ovviare all'inconveniente si può sfruttare una norma dei registri di classificazione di qualche anno fa, che affermavano che le tensioni di warping sono in genere inferiori a 50 N/mm^2 e quindi nelle nostre verifiche si potrà assumere tale valore, tenendo presente che esse si sommano a quelle dovute alla flessione primaria e quindi comportano situazioni che devono essere valutate attentamente.

3. ROBUSTEZZA TRASVERSALE

La verifica della robustezza trasversale di uno scafo, cioè, più in particolare, quella di una sezione trasversale ordinaria o rinforzata, consiste nel controllare che le dimensioni massime nelle singole travi costituenti il telaio siano minori di quelle ammissibili².

I telai trasversali sono presenti nella struttura di una nave sia per limitare la campata degli elementi longitudinali, sia per assicurare che la forma trasversale delle sezioni rimanga inalterata sotto l'effetto dei carichi agenti trasversalmente e che si può ritenere essere costituiti da un peso effettivo o convenzionale sul ponte, dalla spinta idrostatica e/o idrodinamica, e dal peso del carico e della struttura insistente sulla sezione.

Per valutare la robustezza trasversale fino a qualche anno fa si utilizzava il metodo del Kani o del Cross, che erano metodi iterativi che dopo pochi cicli di calcolo permettevano di giungere a risultati che approssimavano molto bene quelli reali; tali metodi si adattavano bene a strutture libere-libere e quindi non necessitavano di alcun vincolo esterno; essi tuttavia, anche se di facile conduzione per strutture semplici come quelle di navi ad un solo ponte, risultavano di applicazione onerosa per tipi di strutture più complesse come quelle, ad esempio, di navi passeggeri.

Pertanto più recentemente i metodi suddetti, anche per l'utilizzo sempre crescente delle opportunità che oggi offrono i calcolatori elettronici e il software necessario per la progettazione navale, sono stati sostituiti dal calcolo matriciale, che si basa sul metodo delle deformazioni³.

Quando si ricorre ai calcolatori elettronici per il calcolo della robustezza trasversale, è necessario impedire i movimenti di corpo rigido del telaio imponendo opportuni vincoli esterni, che evidentemente non sono necessari se esiste (ciò che accade raramente) equilibrio fra i carichi positivi e quelli negativi. Tali vincoli esterni influenzano evidentemente la risposta della struttura soprattutto in prossimità della loro presenza, pertanto si pone il problema di sceglierli e

² E' evidente che essendo il telaio una struttura trasversale, non contribuisce alla robustezza longitudinale e quindi in questo caso, pur avendo a che fare con una struttura locale, la tensione ammissibile sarà superiore a quella normalmente considerata per le strutture secondarie.

³ Tale metodo impone che gli spostamenti nei nodi siano gli stessi per tutte le travi che concorrono in essi e dalle conseguenti equazioni di congruenza ricavano le forze e, successivamente, le caratteristiche di sollecitazione che da esse derivano.

posizionarli nel modo migliore possibile. A tale proposito la scrivente ha contribuito ad una ricerca culminata in un articolo presentato al convegno internazionale ICMRT 07 tenutosi ad Ischia nel giugno 2007, in cui si valutavano i risultati ottenuti con vincoli diversi, confrontandoli con quelli ottenuti al vero su un modello di nave con prove condotte dal D. I. N. sotto la guida del Prof. Francesco Spinelli.

Da tale ricerca è risultato che i vincoli esterni più realistici per la petroliera oggetto dello studio erano quelli consistenti in un:

- appoggio al ginocchio
- molla al fondo in corrispondenza della paratia longitudinale e di rigidezza verticale data da $P_{sezione}/Tn$, in cui $P_{sezione}$ è il peso della sezione trasversale considerata (comprensiva del carico trasportato), T è l'immersione della stessa e n è il numero di molle considerate (nel nostro caso 2)
- doppi pendoli in corrispondenza del piano diametrale.

Inoltre, per tenere conto delle squadre di collegamento delle varie travi costituenti il telaio, si è fatto ricorso al concetto di tratti di rigidezza infinita, che hanno ulteriormente migliorato i risultati; tali tratti, secondo lo Hughes hanno una lunghezza pari a:

$$d_r = a_1 \left(1 - \frac{h_1}{h_1 + a_2} \right)$$

in cui:

a_1 = lunghezza del lato della squadra nella direzione del tratto rigido

h_1 = altezza della trave che ha il tratto rigido connesso al nodo

a_2 = lunghezza del lato della squadra perpendicolare al tratto rigido

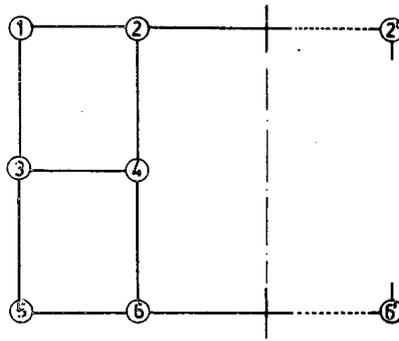
e una rigidezza fornita dalla seguente formula:

$$K_j = \frac{Gt_w}{\frac{1}{h_i(2h_i + a_i)} + \frac{1}{h_j(2h_j + a_j)}}$$

in cui:

- G = modulo di elasticità tangenziale
- t_w = spessore medio della zona comune alle travi che si connettono nel nodo
- h_i e h_j = altezza della trave orizzontale e di quella verticale
- a_i e a_j = lunghezza della squadra orizzontale e di quella verticale.

I risultati ottenuti sono in buon accordo con quelli sperimentali. Il calcolo è stato condotto sulla sezione riportata nella figura seguente:

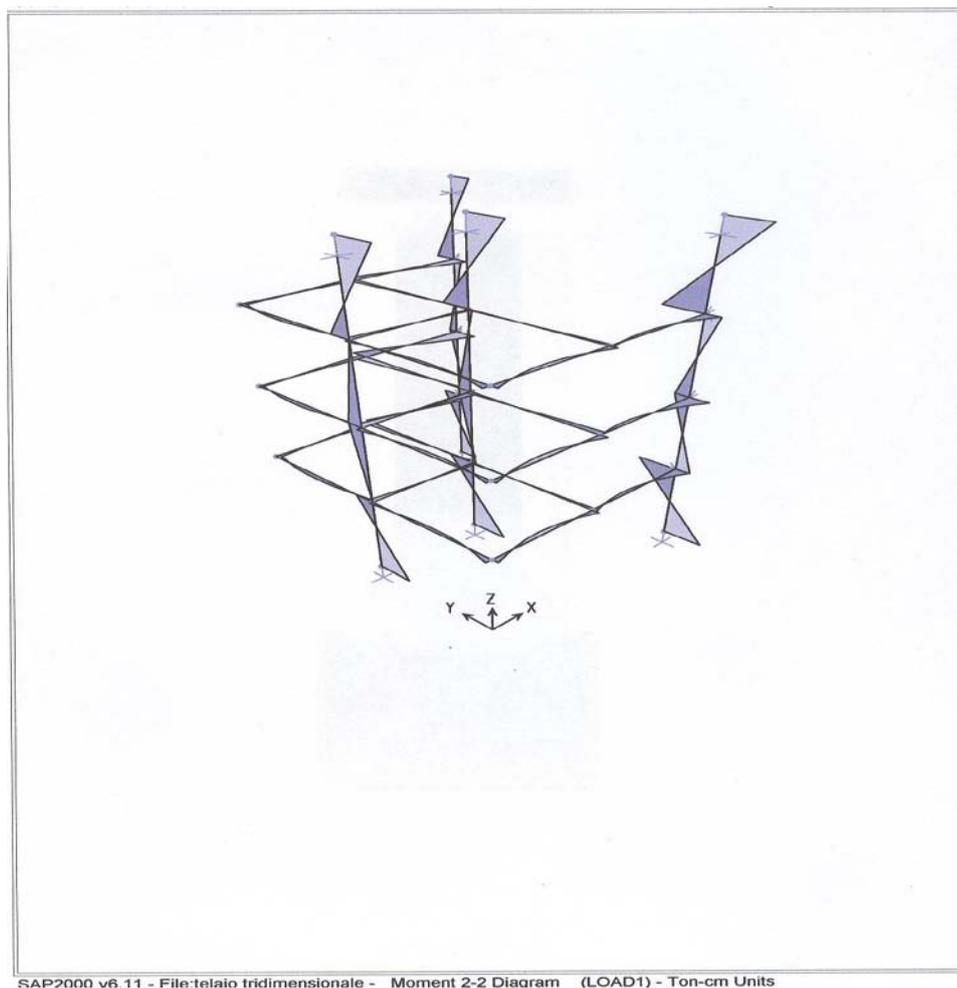


Node	Moment plane frame	Moment tridimensional frame
2'	2.57	2.61
2-1	6.32	6.32
2-4	3.75	3.72
2-2'	2.57	2.61
1-2	8.98	8.95
1-3	8.98	8.95
3-1	1.05	0.91
3-4	0.60	0.61
3-5	0.47	0.29
4-2	0.68	0.62
4-3	0.63	0.64
4-6	0.05	0.02
5-3	10.76	10.86
5-6	10.76	10.86
6-5	3.31	3.36
6-4	3.56	3.62
6-6'	0.25	0.25
6'	10	10

Per ottenere risultati più aderenti alla realtà per tutti i telai compresi in una stiva si è ora pensato di completare il calcolo considerando tutti i telai e connettendoli con le travi longitudinali, che sono state considerate incastrate alle paratie trasversali e quindi esse possono più propriamente esplicitare il loro effetto e far risaltare la differenza di comportamento dei diversi telai a seconda della loro posizione longitudinale.

In un primo momento si è pensato di considerare le sole travi longitudinali rinforzate immaginate incastrate alle paratie trasversali e considerare caricate le sole travi dei telai rinforzati; pertanto si sono schematizzati i tre telai contenuti nella stiva centrale connessi dal paramezzale centrale, dall'anguilla centrale e dalle due travi longitudinali rinforzate poste

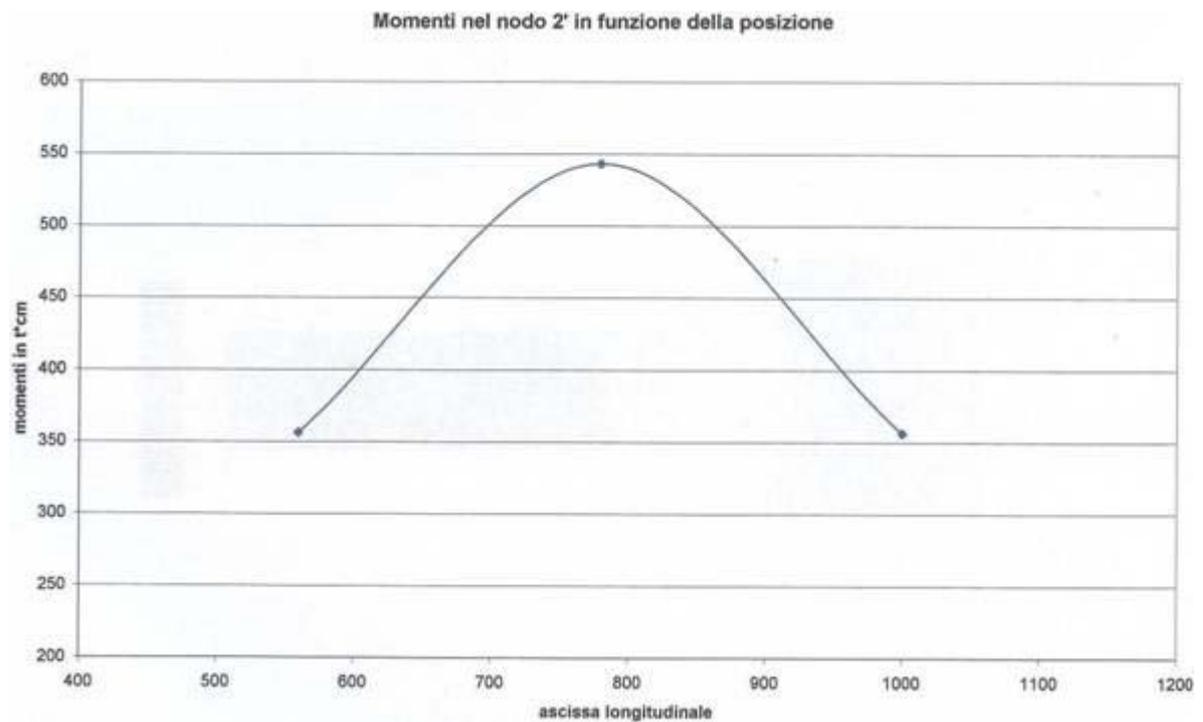
sulla murata e sulla paratia longitudinale; si sono così ottenuti i momenti riportati nel grafico seguente e, numericamente, nella tabella successiva



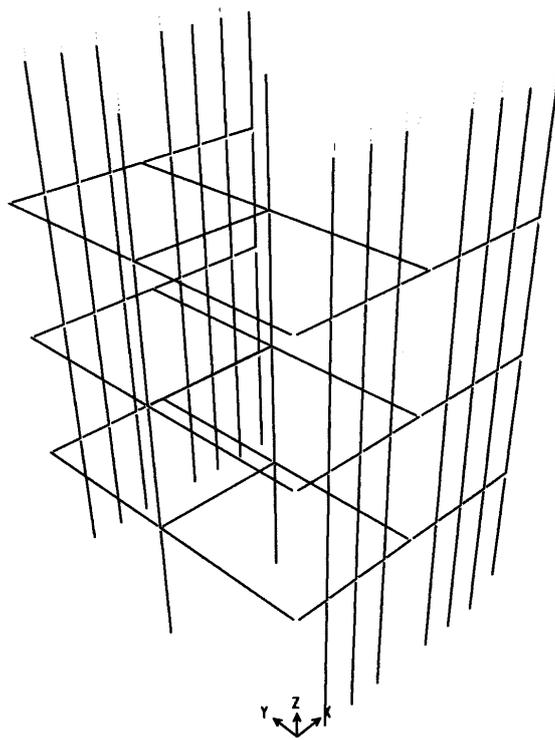
nodo	Momenti nei telai di estremità	Momenti nel telaio centrale
2'	356.05	543.40
2-1	143.16	167.22
2-4	124.64	223.81
2-2'	267.81	391.03
1-2	98.35	73.16
1-3	98.35	73.16
3-1	78.25	99.63
3-4	121.59	211.07
3-5	67.58	101.98
4-2	48.94	96.42
4-3	93.17	190.87
4-6	46.79	92.11

5-3	145.76	106.89
5-6	145.76	106.89
6-5	157.38	165.94
6-4	78.50	160.38
6-6'	78.88	5.56
6'	298.23	417.53

Dall'esame dei risultati riportati si nota che i momenti nei nodi del telaio centrale sono in genere maggiori di quelli ricavati nei nodi dei telai laterali, ciò in conseguenza della considerazione, facile da ipotizzare, che l'effetto dei vincoli di estremità fanno sentire la loro influenza soprattutto su questi ultimi. A titolo di esempio si riporta l'andamento del momento flettente nel nodo 2' al variare della posizione longitudinale del telaio:



Si è poi proceduto a introdurre nella schematizzazione del telaio tridimensionale anche i correnti longitudinali ordinari del ponte e del fondo, ottenendo così la struttura seguente:



Anche in questo caso il telaio centrale è risultato soggetto a momenti superiori, in genere, a quelli di estremità per lo stesso motivo cui si è accennato in precedenza.

C'è da osservare ancora che tali momenti (in tutti i telai) sono notevolmente inferiori a quelli ottenuti con la schematizzazione precedente, probabilmente perché l'effetto di vincolo di un maggior numero di travi fa sentire ancora più marcatamente la sua influenza sui telai.

Si può infine osservare che entrambe queste schematizzazioni portano a risultati notevolmente diversi da quelli ottenuti con la schematizzazione a telaio piano che, anche per il conforto sperimentale fornito dall'indagine condotta dal Prof. Spinelli, sarà da ora in poi considerato lo schema più attendibile.

Al fine di confrontare i risultati ottenuti con quelli sperimentali, si riporta una tabella in cui si confrontano i risultati ottenuti (sia in termini assoluti che percentuali) con le schematizzazioni di cui prima:

tel.

Nodo	Piano	tel.tri.estr.	dif. Perc.	tel.tri.cent	dif. Perc.	tel,estr.app	dif. Perc	tel.tri.estr.long.	dif. Perc.
2'	257	356,05	-0,38541	543,4	-1,1144	154,03	0,400661	3,66	0,9857587
2v1	632	143,16	0,773481	167,22	0,735411	248,8	0,606329	10,2	0,9838607

2v4	375	124,64	0,667627	223,81	0,403173	73,87	0,803013	4,04	0,9892266
2v2'	257	267,81	-0,04206	391,03	-0,52152	174,93	0,319339	6,17	0,9759922
1v2	898	98,35	0,890479	73,16	0,91853	240,17	0,73255	76,45	0,9148663
1v3	898	98,35	0,890479	73,16	0,91853	243,02	0,729376	76,45	0,9148663
3v1	105	78,25	0,254762	99,63	0,051143	44,44	0,576762	72,15	0,3128571
3v4	60	121,59	-1,0265	211,07	-2,51783	149,16	-1,486	108,67	-0,811166
3v5	47	67,58	-0,43787	101,98	-1,16979	70,68	-0,50383	63,8	-0,357446
4v2	68	48,94	0,280294	96,42	-0,41794	84,23	-0,23868	16,08	0,7635294
4v3	63	93,17	-0,47889	190,87	-2,02968	190,62	-2,02571	42,72	0,3219047
4v6	5	46,79	-8,358	92,11	-17,422	95,79	-18,158	20,22	-3,04
5v3	1076	145,76	0,864535	106,89	0,90066	303,03	0,718374	78,08	0,9274349
5v6	1076	145,76	0,864535	106,89	0,90066	303,03	0,718374	78,08	0,9274349
6v5	331	157,38	0,524532	165,94	0,498671	40,11	0,878822	8,74	0,9735951
6v4	356	78,5	0,779494	160,38	0,549494	130,67	0,632949	1,15	0,9967696
6v6'	25	78,88	-2,1552	5,56	0,7776	170,78	-5,8312	7,59	0,696
6'	1000	298,23	0,70177	417,53	0,58247	95,71	0,90429	3,75	0,9962
		Media=	-0,29955	Media=	-0,9976	Media=	-1,12348	Media=	0,4704518

Per tentare di ottenere risultati più veritieri si è poi passato, in considerazione del fatto che osservando la deformata dei telai piani quali costituenti quello tridimensionale si nota che essi mostrano notevoli spostamenti nel senso longitudinale, a eliminare il grado di libertà associato allo spostamento longitudinale in corrispondenza del ginocchio e dello spigolo cinta-trincarino in tutti i telai rinforzati.

Si sono così ottenuti i risultati riportati nella tabella seguente per i soli telai collegati dalle travi longitudinali rinforzate, per i quali si erano ottenuti i risultati migliori:

tel.						
Nodo	Piano	tel.tri.estr.	dif. Perc.	tel.tri.centr	dif. Perc.	
2'	257	267,8	-0,04202	293,35	-0,14144	
2v1	632	164,2	0,74019	201,23	0,681598	
2v4	375	56,17	0,850213	44,52	0,88128	
2v2'	257	220,36	0,142568	245,76	0,043735	
1v2	898	141,29	0,842661	171,41	0,80912	
1v3	898	141,29	0,842661	171,41	0,80912	

3v1	105	36,45	0,652857	4,03	0,961619
3v4	60	41,81	0,303167	15,76	0,737333
3v5	47	28,36	0,396596	23,99	0,489574
4v2	68	10,99	0,838382	0,88	0,987059
4v3	63	0,02	0,999683	35,44	0,43746
4v6	5	7,33	-0,466	34,48	-5,896
5v3	1076	182,05	0,830809	179,96	0,832751
5v6	1076	182,05	0,830809	179,96	0,832751
6v5	331	167	0,495468	217,01	0,344381
6v4	356	22,1	0,937921	90,56	0,745618
6v6'	25	189,1	-6,564	307,57	-11,3028
6'	1000	128,06	0,87194	40,09	0,95991

Media= 0,194661 Media= -0,37705

Dalle medie delle differenze percentuali, si nota che i risultati più attendibili sono quelli che si riferiscono al telaio di estremità.

Inoltre, sempre dalle medie, è evidente dal confronto delle due tabelle che i risultati migliori si hanno non considerando i correnti longitudinali ordinari.

Infine si è pensato di eliminare il fasciame associato alle travi rinforzate longitudinali, perché esso è già presente nelle travi trasversali dei telai e si è giunti alla seguente tabella:

Nodo	tel.		tel.		
	Piano	tel.tri.estr.	dif. Perc.	tel.tri.centro	dif. Perc.
2'	257	94,98	0,630428	164,49	0,359961
2v1	632	173,31	0,725775	217	0,656646
2v4	375	76,84	0,795093	114	0,696
2v2'	257	250,15	0,026654	331,24	-0,28887
1v2	898	136,49	0,848007	148,77	0,834332
1v3	898	136,49	0,848007	148,77	0,834332
3v1	105	45,94	0,562476	33,65	0,679524
3v4	60	52,75	0,120833	69,46	-0,15767
3v5	47	31,91	0,321064	41,26	0,122128
4v2	68	17,49	0,742794	27,16	0,600588

4v3	63	19,67	0,687778	38,26	0,392698
4v6	5	6,53	-0,306	15,27	-2,054
5v3	1076	184,99	0,828076	175,06	0,837305
5v6	1076	184,99	0,828076	175,06	0,837305
6v5	331	133,17	0,597674	140,01	0,577009
6v4	356	18,28	0,948652	31,72	0,910899
6v6'	25	114,9	-3,596	108,29	-3,3316
6'	1000	80,18	0,91982	86,21	0,91379

Media= 0,362734 Media= 0,190021

Da quest'ultima tabella è evidente che le differenze fra i telai di estremità e quello centrale sono maggiori a causa della minore rigidità delle travi longitudinali rinforzate; inoltre si nota che i risultati più attendibili si hanno, a differenza del caso precedente, e come era più logico aspettarsi, per il telaio centrale.

A questo punto è necessario accennare alla base teorica che sta alla base del calcolo matriciale dei telai per capire meglio cosa si è fatto con i calcoli precedenti, pertanto si vuole innanzitutto accennare al metodo iterativo di CROSS per il calcolo dei momenti nei nodi dei telai.

Si inizi con l'osservare che un telaio trasversale navale è costituito dall'insieme di baglio, costole e madiere e che i carichi agenti sono costituiti dal peso proprio della struttura, dal peso della merce trasportata e dalla spinta idrostatica.

Per l'applicazione del metodo si inizi con l'osservare che:

- 1) si riterranno positivi i momenti flettenti orari
- 2) per una trave di lunghezza L e momento d'inerzia i, si definirà "coefficiente di rigidità" il

$$\text{rapporto } R_{AB} = \frac{I_{AB}}{L_{AB}}$$

- 3) per una trave appoggiata all'estremo A e incastrata all'estremo B il momento flettente in A sarà $M_{AB} = k\alpha R_{AB}$ se α è la rotazione imposta all'estremo A

- 4) per effetto del momento M_{AB} in B nasce un momento che, per le convenzioni sul segno, sarà pari

$$\text{a } M_{BA} = \frac{M_{AB}}{2}$$

- 5) se nel nodo A concorrono n aste, ciascuna di rigidità R_{Ai} , una rotazione α del nodo comporta che ogni asta ruota di α e perciò ognuna di esse fa nascere in A un momento $M_{Ai} = k\alpha R_{Ai}$; pertanto in A si avrà un momento $\sum M_{Ai} = k\alpha \sum R_{Ai}$ e quindi :

$$\frac{M_{AB}}{R_{AB}} = \frac{\sum M_{Ai}}{\sum R_{Ai}} \Rightarrow M_{AB} = R_{AB} \frac{\sum M_{Ai}}{\sum R_{Ai}}$$

quindi dell'intero momento agente in A l'aliquota che interessa la trave AB è proporzionale al rapporto tra la rigidezza della trave in oggetto e la somma delle rigidezze di tutte le travi concorrenti nel nodo.

6) per ogni nodo si dovranno poi calcolare i momenti di incastro perfetto, cioè quelli provocati dal carico esterno nell'ipotesi che i vincoli siano degli incastri perfetti e successivamente imprimere ad ogni nodo una rotazione dovuta al fatto che essi in genere non sono equilibrati, pertanto occorrerà applicare, a partire da un nodo, un momento equilibrante pari alla somma dei momenti concorrenti nel nodo e di segno opposto; evidentemente occorrerà poi trasportare alle estremità opposte delle travi concorrenti nel nodo la metà dei momenti agenti nel nodo in esame e calcolati secondo quanto detto in 5). Si passa poi ad un altro nodo e si procede così in successione fino a quando tutti i nodi saranno equilibrati.

Si noti che quello esposto è un tipico metodo di verifica perché occorre conoscere fin dall'inizio i momenti d'inerzia delle travi costituenti il telaio e che, comunque, esso è rapidamente convergente. Inoltre il metodo esposto vale nel caso di nodi fissi, il che, per telai navali caratterizzati da simmetria del carico e della struttura, può senz'altro essere accettato.

Si vuole ora trattare dell'analisi matriciale dei telai, in cui tutte le forze esterne sono applicate nei nodi e tutti gli spostamenti sono espressi attraverso gli spostamenti nodali. Fra forze e spostamenti nodali esiste una relazione lineare del tipo:

$$f_i = k_{ij}u_j$$

in cui k_{ij} è il coefficiente di rigidezza.

L'insieme delle equazioni precedenti per tutti i nodi costituisce un sistema che in forma matriciale si potrà scrivere:

$$|F| = |K||U|$$

in cui $|K|$ è la matrice di rigidezza, la cui determinazione costituisce il passo più delicato di tutta l'analisi.

Per esempio è facile rendersi conto che per una molla di rigidezza s la matrice di rigidezza sarà:

$$\begin{vmatrix} s & -s \\ -s & s \end{vmatrix}$$

ottenuta considerando un solo spostamento alla volta per effetto delle forze applicate e annullando quello dell'estremo opposto (Fig.1).

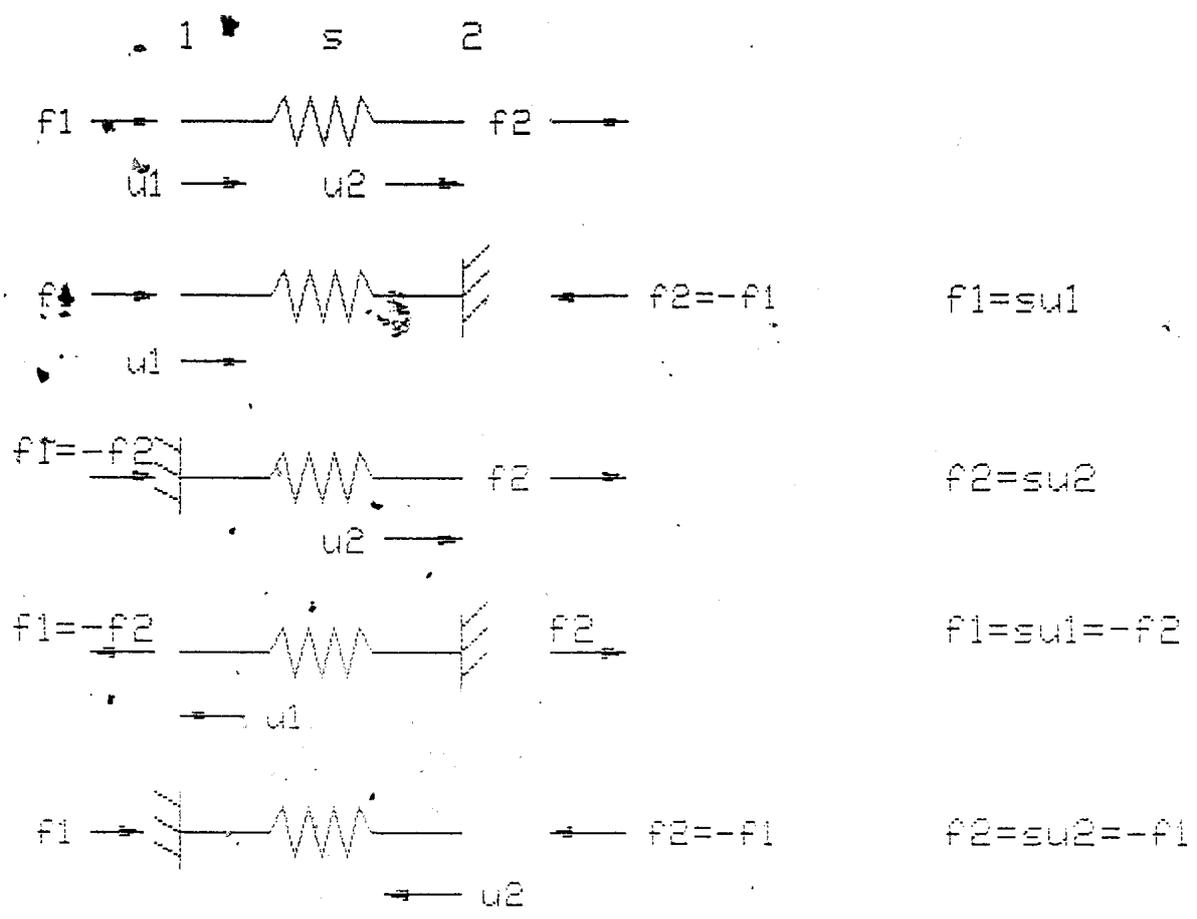


Fig.1

La matrice ricavata è simmetrica, il che costituisce una proprietà generale delle matrici di rigidità.

Se si ha a che fare con più elementi collegati fra di loro, occorrerà assemblare le relative k^e ; per fare ciò occorre numerare tutti i nodi della struttura e fissare un verso positivo per i carichi e gli spostamenti nodali; inoltre dovrà farsi ricorso ai "vettori locazione", che altro non sono che una lista dei nodi dell'elemento.

Si consideri, ad esempio, l'insieme di due molle (a) e (b) (Fig.2):

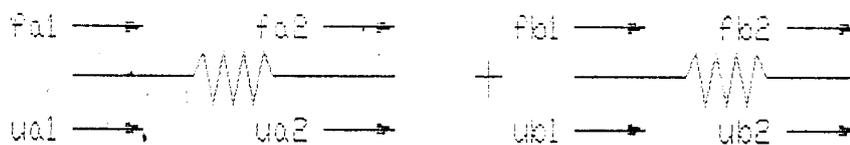
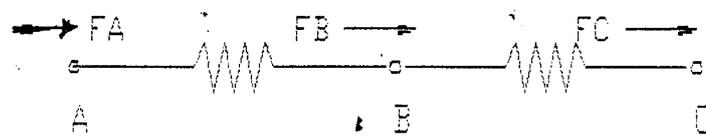


Fig.2

per l'equilibrio, se si indicano con lettera maiuscola gli spostamenti e le forze esterne e con lettera minuscola quelle interne, si avrà:

$$F_A = f_{a1}$$

$$F_B = f_{a2} + f_{b1}$$

$$F_C = f_{b2}$$

Poiché sappiamo che:

$$\begin{vmatrix} f_{a1} \\ f_{a2} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} s_a & -s_a \\ -s_a & s_a \end{vmatrix} \begin{vmatrix} u_{a1} \\ u_{a2} \end{vmatrix}$$

e

$$\begin{vmatrix} f_{b1} \\ f_{b2} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} s_b & -s_b \\ -s_b & s_b \end{vmatrix} \begin{vmatrix} u_{b1} \\ u_{b2} \end{vmatrix}$$

sarà anche:

$$F_A = s_a u_{a1} - s_a u_{a2}$$

$$F_B = -s_a u_{a1} + s_a u_{a2} + s_b u_{b1} - s_b u_{b2};$$

$$F_C = -s_b u_{b1} + s_b u_{b2}$$

d'altro canto, per la compatibilità degli spostamenti, dovrà essere:

$$U_A = u_{a1}$$

$$U_B = u_{a2} = u_{b1}$$

$$U_C = u_{b2}$$

per cui:

$$F_A = s_a U_A - s_a U_B$$

$$F_B = -s_a U_A + (s_a + s_b) U_B - s_b U_C$$

$$F_C = -s_b U_B + s_b U_C$$

cioè, in forma matriciale:

$$\begin{vmatrix} F_A \\ F_B \\ F_C \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} s_a & -s_a & 0 \\ -s_a & (s_a + s_b) & -s_b \\ 0 & -s_b & s_b \end{vmatrix} \begin{vmatrix} U_A \\ U_B \\ U_C \end{vmatrix}$$

in cui la prima matrice al secondo membro è la matrice di rigidità globale del sistema $|K|$.

Detta matrice non poteva essere ottenuta direttamente sommando la $|k|_a^e$ e la $|k|_b^e$ perché esse sono relative a vettori forze e vettori spostamenti diversi; pertanto, per poterle sommare, occorre espanderle aggiungendo una riga ed una colonna per renderle omogenee:

$$\begin{vmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} s_a & -s_a & 0 \\ -s_a & s_a & 0 \\ 0 & 0 & 0 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} U_A \\ U_B \\ U_C \end{vmatrix}$$

e

$$\begin{vmatrix} f_a \\ f_b \\ f_c \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 0 \\ 0 & s_b & -s_b \\ 0 & -s_b & s_b \end{vmatrix} \begin{vmatrix} U_A \\ U_B \\ U_C \end{vmatrix}.$$

In questo modo si sono ottenute le matrici $|k|_a^e$ e $|k|_b^e$ che, sommate, danno la $|K|$ che però può essere ottenuta più facilmente ricorrendo ai vettori localizzazione che si scrivono ai bordi delle rispettive matrici:

$$\begin{vmatrix} s_a & -s_a \\ -s_a & s_a \end{vmatrix} \begin{matrix} A \\ B \end{matrix}$$

$$\begin{vmatrix} s_b & -s_b \\ -s_b & s_b \end{vmatrix} \begin{matrix} B \\ C \end{matrix}$$

$$\begin{array}{ccc|c} s_a & -s_a & 0 & A \\ -s_a & (s_a + s_b) & -s_b & B \\ 0 & -s_b & s_b & C \end{array}$$

A questo punto occorre però notare che la matrice di rigidezza globale è singolare e quindi la struttura non può essere studiata in quanto gli spostamenti saranno indeterminati. pertanto per risolvere il problema occorre vincolare la struttura, per esempio imponendo che $U_A = 0$; in questo caso la matrice può essere partizionata:

$$\begin{array}{l} F_A \\ F_B \\ F_C \end{array} = \begin{array}{ccc|c} s_a & -s_a & 0 & U_A = 0 \\ -s_a & s_a + s_b & -s_b & U_B \\ 0 & -s_b & s_b & U_C \end{array}$$

da cui:

$$F_A = s_a U_A + \begin{array}{c} -s_a \\ 0 \end{array} \begin{array}{c} U_B \\ U_C \end{array}$$

e

$$\begin{array}{l} F_B \\ F_C \end{array} = \begin{array}{c} -s_a \\ 0 \end{array} U_A + \begin{array}{cc} s_a + s_b & -s_b \\ -s_b & s_b \end{array} \begin{array}{c} U_B \\ U_C \end{array}$$

Dall'ultima relazione, dato che F_B ed F_C sono noti, si ricavano U_B ed U_C che, inseriti nella seconda, permettono di ricavare la reazione in A (una regola pratica che permette di giungere allo stesso risultato è quella di eliminare la riga e la colonna corrispondente allo spostamento nullo).

Si consideri ora una trave doppiamente incernierata che può sopportare solo carichi assiali e quindi può essere considerata come una molla la cui legge forza-deformazione è data da:

$$f = \frac{AE}{L} \Delta L$$

e che quindi in termini matriciali si può scrivere:

$$\begin{array}{l} f_1 \\ f_2 \end{array} = \frac{AE}{L} \begin{array}{cc} 1 & -1 \\ -1 & 1 \end{array} \begin{array}{c} u_1 \\ u_2 \end{array}$$

Tale relazione è valida rispetto ad un sistema di assi locali, in cui l'asse x va dal nodo "i" al nodo "i+1" dell'elemento; in generale invece un elemento può avere un'inclinazione qualsiasi rispetto ad un sistema di assi globale X,Y (Fig.3).

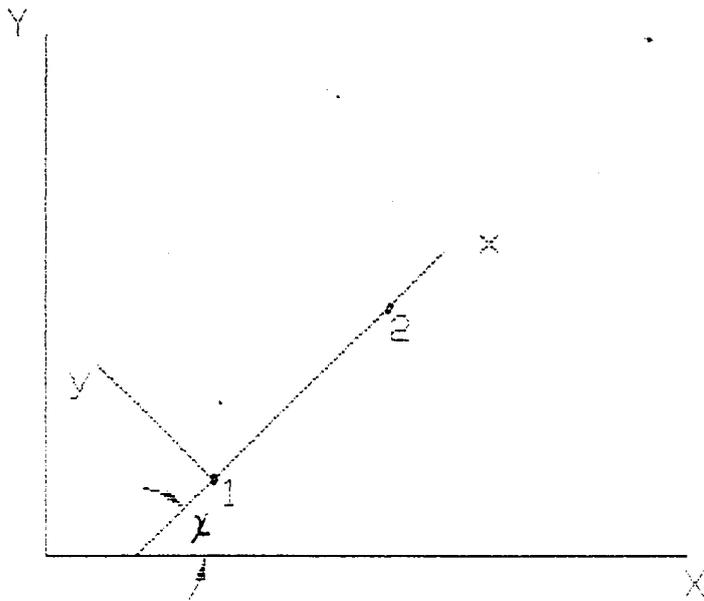


Fig.3

Per ricavare la matrice di rigidezza rispetto agli assi globali si inizi col considerare che le forze f_1 e f_2 e gli spostamenti u_1 e u_2 avranno componenti secondo l'asse x e l'asse y, per cui è necessario espandere la matrice di rigidezza precedente:

$$\begin{vmatrix} f_{1x} \\ f_{1y} \\ f_{2x} \\ f_{2y} \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 1 & 0 & -1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 1 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} u_1 \\ v_1 \\ u_2 \\ v_2 \end{vmatrix}$$

in cui la seconda e la quarta riga sono nulle perché le relative componenti delle forze non hanno effetto sugli spostamenti.

A questo punto poniamo in relazione le componenti delle forze in coordinate locali (f) con quelle in coordinate globali (F); evidentemente (Fig.4)

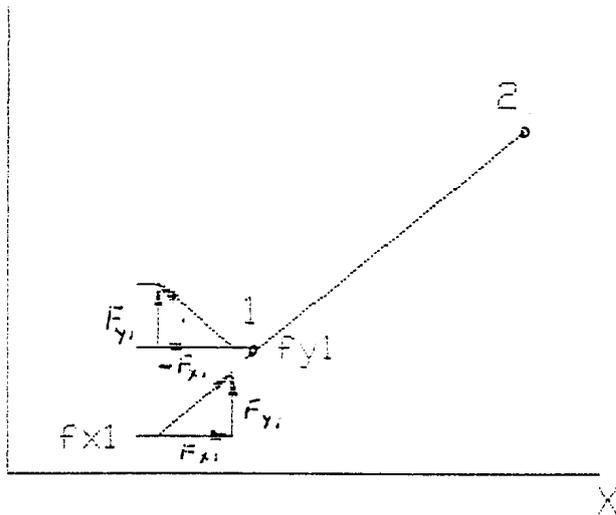


Fig.4
?

sarà:

$$\begin{aligned} f_{x1} &= F_{x1} \cos \chi + F_{y1} \sin \chi \\ f_{y1} &= -F_{x1} \sin \chi + F_{y1} \cos \chi \end{aligned}$$

se ora poniamo:

$$\sin \chi = \mu$$

e

$$\cos \chi = \lambda$$

in forma matriciale si potrà scrivere:

$$\begin{pmatrix} f_{x1} \\ f_{y1} \\ f_{x2} \\ f_{y2} \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} \lambda & \mu & 0 & 0 \\ -\mu & \lambda & 0 & 0 \\ 0 & 0 & \lambda & \mu \\ 0 & 0 & -\mu & \lambda \end{pmatrix} \begin{pmatrix} F_{x1} \\ F_{y1} \\ F_{x2} \\ F_{y2} \end{pmatrix}$$

cioè:

$$|f| = |T||F|$$

in cui la $|T|$ è la matrice di trasformazione che gode della seguente proprietà:

$$|T|^{-1} = |T|^T.$$

Una relazione analoga si può scrivere fra gli spostamenti in coordinate locali e quelli in coordinate globali:

$$|\delta| = |T||\Delta|$$

e pertanto si ha:

$$|T||F| = |k^e||T||\Delta|$$

cioè moltiplicando per $|T|^{-1} = |T|^T$,

$$|F| = |T|^T |k^e||T||\Delta| \Rightarrow |F| = |K^e||\Delta|$$

in cui $|K^e|$ è la matrice di rigidezza dell'elemento in coordinate globali; assemblando le matrici di rigidezza degli elementi di una struttura si ottiene la matrice $|K|$.

Infine è bene accennare al modo di numerare i nodi, che deve essere tale da ridurre al minimo la larghezza di banda (w_b) perché i tempi di calcolo sono funzione del prodotto del quadrato della larghezza di banda per il numero di nodi; per ottenere lo scopo occorre numerare in sequenza prima i nodi del lato corto della struttura e poi proseguire lungo il lato lungo.

Passiamo ora alle travi incastrate alle estremità, che costituiscono il caso più comune per i telai navali; la matrice di rigidezza $|k^e|$ si ottiene facilmente se si ricordano le seguenti relazioni note dalla scienza delle costruzioni e che legano gli spostamenti con le caratteristiche di sollecitazione (Fig.5):

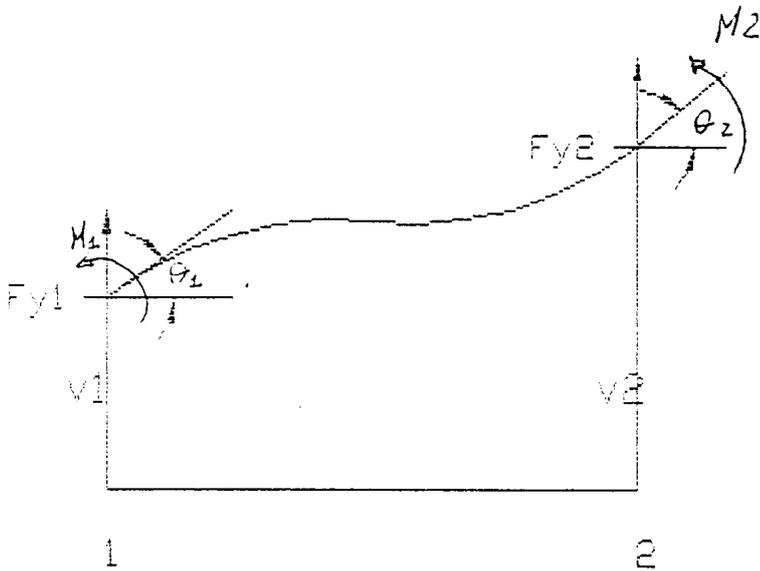


Fig.5

$$M_1 = \frac{6EI}{L^2} v_1 + \frac{4EI}{L} \vartheta_1 - \frac{6EI}{L^2} v_2 + \frac{2EI}{L} \vartheta_2$$

$$M_2 = \frac{6EI}{L^2} v_1 + \frac{2EI}{L} \vartheta_1 - \frac{6EI}{L^2} v_2 + \frac{4EI}{L} \vartheta_2$$

$$F_{y1} = -F_{y2} = \frac{M_1 + M_2}{L} = \frac{12EI}{L^3} v_1 + \frac{6EI}{L^2} \vartheta_1 - \frac{12EI}{L^3} v_2 + \frac{6EI}{L^2} \vartheta_2$$

che scritta in forma matriciale diventa:

$$\begin{vmatrix} F_{y1} \\ M_1 \\ F_{y2} \\ M_2 \end{vmatrix} = \frac{EI}{L^3} \begin{vmatrix} 12 & 6L & -12 & 6L \\ 6L & 4L^2 & -6L & 2L^2 \\ -12 & -6L & 12 & -6L \\ 6L & 2L^2 & -6L & 4L^2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} v_1 \\ \vartheta_1 \\ v_2 \\ \vartheta_2 \end{vmatrix}$$

in cui la prima matrice al secondo membro è la matrice di rigidezza dell'elemento in coordinate locali.

Questo elemento va bene per telai i cui elementi non sopportano carichi assiali, perché si è visto che la risposta è stata ottenuta solo in termini di flessione; esso va bene per quasi tutti i telai navali per i quali la rigidezza assiale degli elementi è tale che in pratica non si hanno deformazioni assiali; comunque, volendo tenere conto anche di essa, la matrice di rigidezza diventa:

$$|k^e| = \begin{vmatrix} \alpha & 0 & 0 & -\alpha & 0 & 0 \\ 0 & 12\beta & 6\beta L & 0 & -12\beta & 6\beta L \\ 0 & 6\beta L & 4\beta L^2 & 0 & -6\beta L & 2\beta L \\ -\alpha & 0 & 0 & \alpha & 0 & 0 \\ 0 & -12\beta & -6\beta L & 0 & 12\beta & -6\beta L \\ 0 & 6\beta L & 2\beta L^2 & 0 & -6\beta L & 4\beta L^2 \end{vmatrix}$$

$$\text{in cui } \alpha = \frac{AE}{L} \text{ e } \beta = \frac{EI}{L^3}.$$

E' evidente che per trasformare la matrice di rigidezza precedente in quella in coordinate globali occorre utilizzare la seguente matrice di trasformazione:

$$|T| = \begin{vmatrix} \lambda & \mu & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -\mu & \lambda & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda & \mu & 0 \\ 0 & 0 & 0 & -\mu & \lambda & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 1 \end{vmatrix}$$

in cui compaiono i termini 1 perché evidentemente le rotazioni sono le stesse sia in coordinate locali che in coordinate globali.

Infine, una volta ricavati gli spostamenti, si può ricorrere alla seguente relazione per ottenere le tensioni, i tagli e i momenti di estremità:

$$\begin{vmatrix} \sigma_{x1} \\ T_1 \\ M_1 \\ \sigma_{x2} \\ T_2 \\ M_2 \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} -\frac{E}{L} & 0 & 0 & \frac{E}{L} & 0 & 0 \\ 0 & 12\beta & 6\beta L & 0 & -12\beta & 6\beta L \\ 0 & -6\beta L & -4\beta L^2 & 0 & 6\beta L & -2\beta L^2 \\ -\frac{E}{L} & 0 & 0 & \frac{E}{L} & 0 & 0 \\ 0 & 12\beta & 6\beta L & 0 & -12\beta & 6\beta L \\ 0 & 6\beta L & 2\beta L^2 & 0 & -6\beta L & 4\beta L^2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} u_1 \\ v_1 \\ \mathcal{G}_1 \\ u_2 \\ v_2 \\ \mathcal{G}_2 \end{vmatrix}.$$

Ricaviamo ora la matrice di rigidezza in coordinate locali per un elemento doppiamente incernierato considerato nello spazio, ciò che può essere utile per l'analisi di telai spaziali.

E' evidente che sarà:

$$|k^e| = \frac{AE}{L} \begin{vmatrix} 1 & 0 & 0 & -1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ -1 & 0 & 0 & 1 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & 0 & 0 & 0 \end{vmatrix}.$$

Per ottenere la matrice in coordinate globali si osservi che, con riferimento alla Fig.6,

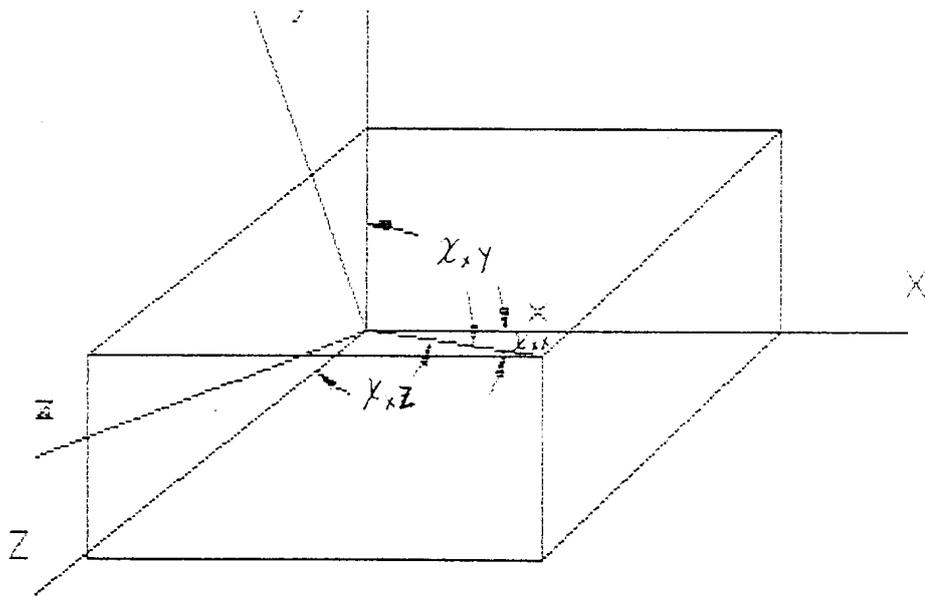


Fig.6

è:

$$f_x = F_x \cos \chi_{xx} + F_y \cos \chi_{xy} + F_z \cos \chi_{xz}$$

$$f_y = F_x \cos \chi_{yx} + F_y \cos \chi_{yy} + F_z \cos \chi_{yz}$$

$$f_z = F_x \cos \chi_{zx} + F_y \cos \chi_{zy} + F_z \cos \chi_{zz}$$

Se ora si indicano con λ, μ e γ i coseni direttori rispetto agli assi globali X, Y e Z, la matrice di trasformazione sarà:

$$|T| = \begin{vmatrix} \lambda_x & \mu_x & \gamma_x & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_y & \mu_y & \gamma_y & 0 & 0 & 0 \\ \lambda_z & \mu_z & \gamma_z & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_x & \mu_x & \gamma_x \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_y & \mu_y & \gamma_y \\ 0 & 0 & 0 & \lambda_z & \mu_z & \gamma_z \end{vmatrix}$$

e quindi, come al solito, sarà:

$$|K^e| = |T|^T |k^e| |T|.$$

Evidentemente per l'elemento doppiamente incastrato, essendo presenti nel vettore dei carichi anche i momenti di estremità, si avrà:

$$|T| = \begin{vmatrix} |\lambda| & |0| & |0| & |0| \\ |0| & |\lambda| & |0| & |0| \\ |0| & |0| & |\lambda| & |0| \\ |0| & |0| & |0| & |\lambda| \end{vmatrix}$$

con

$$|\lambda| = \begin{vmatrix} \lambda_x & \mu_x & \gamma_x \\ \lambda_y & \mu_y & \gamma_y \\ \lambda_z & \mu_z & \gamma_z \end{vmatrix}$$

e quindi la matrice di trasformazione risulterà di ordine 12x12.

Nel caso si abbia a che fare con carichi distribuiti, ciò che accade sempre per i telai navali, dovendo ricondursi ad una struttura caricata solo nei nodi, si potrà procedere come segue:

- 1) considerare i singoli elementi come se su di essi agissero il carico distribuito e le reazioni nodali che si avrebbero in caso di incastro perfetto (carico interno)
- 2) considerare un carico esterno costituito da momenti e forze uguali e contrari a quelli di incastro perfetto.

Per quest'ultimo si procede con l'analisi matriciale per ricavare le caratteristiche di sollecitazione nei nodi; invece per il primo carico è immediato tracciare il diagramma delle caratteristiche di sollecitazione.

Il risultato finale si otterrà sommando le due risposte; infatti la risposta al primo carico dipende dal carico esterno e dalle reazioni di estremità, mentre quella al secondo carico dipende dalle opposte delle reazioni di estremità, per cui la loro somma dipende solo dal carico distribuito, così come deve essere.

Ritorniamo alla nozione di matrice di rigidezza per illustrare un metodo generale per la sua determinazione; nel seguito ci si riferirà ad un elemento trave che reagisce solo a flessione, con l'intesa che il procedimento è di validità generale e può essere esteso a qualsiasi elemento, anche, come accade per gli elementi finiti, a quelli bidimensionali e tridimensionali.

Il primo passo consiste nell'individuare una funzione spostamento dei nodi e, poiché i gradi di libertà dell'elemento sono quattro (cioè uno spostamento verticale ed una rotazione per ciascun nodo), bisognerà esprimere la:

$$|\delta| = \begin{vmatrix} v_1 \\ \vdots \\ v_1 \\ v_2 \\ \vdots \\ v_2 \end{vmatrix}$$

e converrà esprimere lo spostamento generico con un polinomio contenente un numero di termini pari ai gradi di libertà dell'elemento; cioè:

$$v(x) = C_1 + C_2x + C_3x^2 + C_4x^3$$

cioè, in forma matriciale:

$$|v(x)| = |H(x)||C|$$

con:

$$|H(x)| = |1 \quad x \quad x^2 \quad x^3|$$

e

$$|C| = \begin{vmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{vmatrix}.$$

Evidentemente sarà:

$$v'(x) = C_2 + 2C_3x + 3C_4x^2.$$

Pertanto gli spostamenti in un punto generico dell'elemento saranno:

$$|\delta(x)| = \begin{vmatrix} v(x) \\ v'(x) \end{vmatrix} = \begin{vmatrix} 1 & x & x^2 & x^3 \\ 0 & 1 & 2x & 3x^2 \end{vmatrix} \begin{vmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{vmatrix}$$

in cui i coefficienti C_i sono ancora incogniti.

Il secondo passo consiste nel riferire gli spostamenti in un punto generico a quelli dei nodi; per ottenere ciò, basta osservare che, per $x=0$, (cioè per il primo nodo), si ha:

$v_1 = C_1$ e $v_1' = C_2$; inoltre per $x=L$ (cioè per il secondo nodo), si ha:

$$v_2 = C_1 + C_2L + C_3L^2 + C_4L^3$$

e

$$v_2' = C_2 + 2C_3L + 3C_4L^2$$

cioè, in forma matriciale,:

$$\begin{pmatrix} v_1 \\ \dot{v}_1 \\ v_2 \\ \dot{v}_2 \end{pmatrix} = \begin{pmatrix} 1 & 0 & 0 & 0 \\ 0 & 1 & 0 & 0 \\ 1 & L & L^2 & L^3 \\ 0 & 1 & 2L & 3L^2 \end{pmatrix} \begin{pmatrix} C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{pmatrix} \Rightarrow |\delta| = |A||C|$$

da cui, essendo noti $|\delta|$ e $|A|$, può ricavarsi:

$$|C| = |A|^{-1}|\delta|$$

Pertanto è evidente che sarà:

$$|v(x)| = |H(x)||A|^{-1}|\delta|.$$

A questo punto si possono esprimere le deformazioni interne in funzione degli spostamenti nodali,

laddove per deformazione interna intendiamo la curvatura dell'elemento, cioè $v''(x) = \frac{d^2 v}{dx^2}$; pertanto

si ha:

$$v''(x) = 2C_3 + 6C_4 x \Rightarrow |v''(x)| = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 2 & 6x \\ C_1 \\ C_2 \\ C_3 \\ C_4 \end{vmatrix} \text{ cioè:}$$

$$|v''(x)| = \begin{vmatrix} 0 & 0 & 2 & 6x \\ |A|^{-1}|\delta| \end{vmatrix} \Rightarrow |v''(x)| = |B||\delta|.$$

Il passo successivo è quello di esprimere le forze interne in funzione degli spostamenti nodali, laddove per forze interne intendiamo il momento interno $M^*(x) = EIv''(x)$; pertanto sarà:

$$|M^*(x)| = EI|B||\delta|$$

si può vedere che $|M^*(x)|$ varia linearmente lungo l'elemento, per cui, poiché in genere ci interessano solo i momenti di estremità, si può scrivere:

$$\begin{vmatrix} M^*(0) \\ M^*(L) \end{vmatrix} = |S||\delta|$$

in cui la matrice $|S|$ è data dal prodotto di EI per il vettore $|B|$ particolarizzato una volta per $x=0$ e una volta per $x=L$.

Il passo finale consiste nell'ottenere la matrice di rigidezza dell'elemento riferendo le forze nodali agli spostamenti nodali; per ottenere ciò si fa riferimento al principio dei lavori virtuali, per cui, detto $|\delta^*$ il vettore degli spostamenti virtuali dato da:

$$|\delta^\bullet| = \begin{vmatrix} v_1^\bullet \\ v_1^\bullet \\ v_2^\bullet \\ v_2^\bullet \end{vmatrix}$$

e, detto $|f|$ il vettore delle forze esterne dato da:

$$|f| = \begin{vmatrix} f_1 \\ M_1 \\ f_2 \\ M_2 \end{vmatrix}$$

il lavoro compiuto dalle forze esterne sarà dato da:

$$W_{ext} = |\delta^\bullet|^T |f|.$$

Invece il lavoro compiuto dalle forze interne sarà:

$$W_{int} = \int_0^L |v^\bullet(x)|^T |M^*(x)| dx$$

in cui, evidentemente, è:

$$|v^\bullet(x)|^T = (|B| |\delta^\bullet|)^T = |\delta^\bullet|^T |B|^T$$

e

$M^*(x) = EI |B| |\delta|$ è quello reale, che deve essere espresso in funzione degli spostamenti reali.

Pertanto risulta:

$$W_{int} = \int_0^L |\delta^\bullet|^T |B|^T EI |B| |\delta| dx \quad \text{e quindi, se si assume } |\delta^\bullet| = 1, \text{ si ha:}$$

$$W_{ext} = W_{int} \Rightarrow |f| = \left[\int_0^L |B|^T EI |B| dx \right] |\delta|$$

da cui appare evidente che:

$$|k^e| = \int_0^L |B|^T EI |B| dx.$$

A questo punto si vuole riportare (Fig.7) la matrice di rigidezza di un elemento trave "generale", per il quale, cioè, si vuole tenere conto delle forze assiali, di quelle di taglio (il cui effetto sulla deformata è notevole per travi di grande altezza), dei momenti flettenti e di quelli torcenti; evidentemente tale matrice è di ordine 12x12.

4. LE ZONE AL DI FUORI DELLO 0.4L AL MEZZO: NORME REGOLAMENTARI.

Le estremità dello scafo in una nave, ed in special modo la estremità prodiera, sono soggette all'azione di forze esterne addizionali dovute al moto di beccheggio che inducono delle accelerazioni alterne sulle strutture causando delle vibrazioni dette di "palpitazione".

Inoltre l'estrema prora è soggetta all'azione di ulteriori forze dovute sia alla maggiore resistenza specifica al moto di questa zona, sia all'effetto del mare di prora.

Per tali ragioni le strutture di prora nella zona 0.15L dalla perpendicolare avanti e le strutture del gavone di poppa vanno adeguatamente rinforzate con strutture addizionali e mezzi di collegamento più efficaci, note con il nome di "rinforzi di palpitazione".

E' ovvia l'enorme difficoltà che si incontrerebbe se si volesse sottoporre a calcolo diretto il proporzionamento di tali strutture non essendo perfettamente nota l'entità e la distribuzione delle accennate forze addizionali di carattere dinamico.

Pertanto il modo più semplice di operare per il proporzionamento di tali strutture è quello di ricorrere alle formule, in gran parte statistiche, fornite dai Registri di Classificazione.

Alla luce di quest'ultima considerazione noi faremo riferimento a quanto prescrive il R. I. Na. Nella parte B, capitolo 9.

Detto regolamento fa riferimento alle strutture situate a proravia della paratia di collisione, ossia:

- le strutture del gavone di prora
- i rinforzi nella zona piatta del fondo a prora
- i rinforzi nella zona dello slancio di prua
- la ruota di prora.

Per quel che riguarda gli spessori, si prescrive che deve essere assicurata una adeguata rastremazione tra i dimensionamenti della zona avanti e quelli a poppavia della paratia di collisione. La rastremazione deve essere tale che le prescrizioni relative ai dimensionamenti di entrambe le zone siano soddisfatte.

A poppavia della paratia di collisione, devono essere sistemati dei correnti rinforzati del fianco.

Tutti i dimensionamenti proposti dal R. I. Na. In questa sezione sono quelli netti, ossia non includono alcun margine di corrosione, della quale si può tener conto secondo quanto prescritto nei capitoli precedenti.

Si passa poi al gavone di prora per il quale si stabiliscono i valori da assegnare ai coefficienti di sicurezza parziali, che si riferiscono alla:

- pressione in acqua tranquilla (γ_{s2})
- pressione d'onda (γ_{w2})
- materiale (γ_m)
- resistenza (γ_R)

e che sono diversi per il fasciame, per i rinforzi ordinari e per le travi rinforzate.

Si definisce il punto di calcolo per la pressione laterale che, come al solito, è in corrispondenza del bordo inferiore del pannello per il fasciame e della mezzeria della campata per i rinforzi ordinari; tale pressione è data dalla somma di quella in acqua tranquilla e di quella d'onda (la prima è fornita in funzione dell'immersione e la seconda in funzione del moto della nave relativo all'onda); sia per la prima che per la seconda si distingue la pressione in esterna ed interna.

Per quel che riguarda più propriamente la struttura, si considera il fondo (a struttura longitudinale o trasversale), i ponti, la paratia longitudinale centrale, il bulbo di prora, i rinforzi nella zona piatta del fondo a prora, i rinforzi nella zona dello slancio di prua, la ruota di prora e il tunnel delle eliche trasversali.

4.1 FONDO

Per il fondo a struttura longitudinale i fasciami e i rinforzi ordinari devono avere rispettivamente uno spessore e un modulo di resistenza non inferiore ad un valore minimo fornito (per il primo) in funzione dell'intervallo fra i rinforzi ordinari e (per il secondo) in funzione della radice quadrata della lunghezza della nave, e un valore da calcolare (per il primo) in funzione della pressione in acqua calma, di quella d'onda e della tensione di snervamento del materiale, e (per il secondo) degli stessi parametri precedenti e in più dell'intervallo di ossatura e della campata delle travi.

Inoltre si prescrive che devono essere sistemati madieri ogni 4 intervalli di ossatura e, in generale, a non più di 2.5 m. Tali madieri devono avere un dimensionamento opportuno; cioè la loro altezza deve essere:

$$h_M = 0.085D + 0.15 \quad (\text{m});$$

lo spessore deve essere non inferiore a quello prescritto per i madieri del doppio fondo sistemati a poppavia della paratia di collisione e, in ogni caso, può essere assunto non maggiore di 10 mm; l'area netta della sezione della piattabanda deve essere:

$$A_p = 3.15D \quad (\text{cm}^2)$$

e il suo spessore netto deve essere:

$$t_p = 0.4D + 5 \quad (\text{mm}).$$

Qualora non sia prevista una paratia nel piano di simmetria, deve essere sistemato un paramezzale centrale avente dimensionamento uguale a quello dei madieri ed esso, in corrispondenza della paratia di collisione, deve essere provvisto di un'ampia squadra di estremità. Inoltre, in prosecuzione dei correnti longitudinali del fondo posizionati a poppavia della paratia di collisione, devono essere sistemati paramezzali laterali, in generale uno ogni due correnti, estesi per quanto compatibile con le forme di carena e aventi lo stesso dimensionamento dei madieri.

Per il fondo a struttura trasversale i fasciami devono avere spessore non minore di quello prima riportato per la struttura longitudinale; madieri devono essere sistemati ad ogni intervallo d'ossatura e il loro dimensionamento è tale che l'altezza e lo spessore sono gli stessi di quelli dei madieri nella struttura longitudinale e con la sola differenza che l'area della sezione della piattabanda è minore e fornita da:

$$A_p = 1.67D \quad (\text{cm}^2).$$

Anche in questo caso, in assenza di paratia centrale, deve essere prevista la sistemazione di un paramezzale centrale avente lo stesso dimensionamento del caso precedente.

4.2 FIANCO

Per il fianco a struttura longitudinale i dimensionamenti netti di fasciami e rinforzi ordinari devono essere non minori dei valori riportati in una tabella da cui si deduce che c'è un valore minimo che (per i primi) è funzione della lunghezza della nave e dell'intervallo d'ossatura e che (per i secondi) lo spessore minimo dell'anima è funzione della lunghezza della nave e dello spessore del fasciame associato, e di un valore calcolato che (per i primi) è funzione della pressione in acqua calma, di quella d'onda e della tensione di snervamento del materiale usato e che (per i secondi) è funzione, oltre che dei parametri precedenti (che evidentemente costituiscono i carichi), anche dell'intervallo d'ossatura e della campata.

Inoltre si devono sistemare costole rinforzate estese fino al ponte di coperta e le cui estremità devono essere avviate con ampio raccordo sul baglio rinforzato e sul madiere rinforzato; per esse si valuta un modulo di resistenza minimo e un'area netta a taglio che sono funzioni della pressione in acqua calma, di quella d'onda, della tensione di snervamento del

materiale, dell'intervallo di ossatura e (per il primo) della campata al quadrato e (per la seconda) della campata lineare.

Per il fianco a struttura trasversale devono essere previste costole in corrispondenza di ogni ossatura, la cui estensione verticale deve essere la stessa della paratia di collisione.

I dimensionamenti dei fasciami e delle costole sono gli stessi di quelli del fianco a struttura longitudinale.

Il valore del modulo di resistenza delle costole così valutato deve essere, in generale, mantenuto costante per tutta l'estensione della paratia di collisione.

In funzione della forma di carena e delle strutture a poppavia della paratia di collisione, devono essere sistemati, ad adeguato intervallo, uno o più correnti rinforzati del fianco, il cui modulo di resistenza e la cui area netta a taglio è funzione degli stessi parametri da cui dipendono quelli delle costole rinforzate nella struttura longitudinale e la cui altezza e spessore devono essere non inferiori a quelli forniti dalle seguenti formule:

$$b_A = 2.5(180 + L) \quad (\text{mm})$$

$$t_A = (6 + 0.018L)k^{1/2} \quad (\text{mm}).$$

Inoltre per resistere agli sforzi di palpitazione, devono essere sistemati, ad intervalli in generale non maggiori di 2 metri, strutture orizzontali costituite da correnti rinforzati del fianco sostenuti da bagli di palpitazione o da costole rinforzate le cui estremità sono collegate tra di loro da bagli rinforzati, sottostanti il copertino stagno, in modo da formare anelli rinforzati.

I bagli di palpitazione devono avere area netta e momento d'inerzia netto dati da:

$$A_B = 0.5L - 18 \quad (\text{cm}^2)$$

$$J_B = 0.34(0.5L - 18)b_B^2 \quad (\text{cm}^4)$$

in cui b_B è la lunghezza del baglio in metri.

Tali bagli devono essere collegati alle costole mediante squadre aventi lati in generale non minori di due volte l'altezza del baglio di palpitazione.

Invece le costole non portanti bagli di palpitazione devono essere collegate ai correnti rinforzati del fianco mediante squadre aventi spessore uguale a quello del corrente e lati non minori della metà della larghezza del corrente stesso.

In generale, i bagli di palpitazione aventi notevole lunghezza devono essere sostenuti al centro da una paratia di sbattimento o da puntelli disposti sia orizzontalmente, sia verticalmente.

Infine in luogo dei correnti rinforzati del fianco e dei bagli di palpitazione, possono essere sistemati, a intervalli non maggiori di 2.5 metri, copertini forati e, quando l'altezza del gavone è maggiore di 10 metri, deve essere comunque sistemato un copertino forato a circa metà altezza del gavone stesso.

Inoltre, quando la lunghezza del gavone supera i 10 metri e le costole sono sopportate da bagli di palpitazione o da copertini forati, devono essere sistemati rinforzi trasversali addizionali costituiti da paratie trasversali di sbattimento o da costole rinforzate.

4.3 PONTI

Il fasciame e i rinforzi ordinari dei ponti devono avere dimensionamento, riportato in apposita tabella, che deve essere non inferiore ad un valore minimo che (per il primo) è funzione della lunghezza della nave, dell'intervallo d'ossatura e delle caratteristiche del materiale e che (per i secondi) è funzione della lunghezza della nave, delle caratteristiche del materiale e dello spessore del fasciame associato; tali dimensionamenti devono inoltre non essere inferiori ad un valore calcolato che (per il primo) è funzione della pressione in acqua calma, di quella d'onda e della tensione di snervamento del materiale e che (per i secondi) è funzione, oltre che dei parametri precedenti, anche dell'intervallo d'ossatura e della campata al quadrato.

Per quel che riguarda i copertini non stagni e ubicati entro il gavone, essi devono essere provvisti di fori aventi un'area complessiva non minore del 10% di quella dei copertini stessi e devono avere spessore non inferiore a quello fornito dalla seguente formula:

$$t = 0.65 + 0.013L_1 \quad (\text{mm}).$$

I copertini possono essere sostituiti da strutture orizzontali equivalenti i cui dimensionamenti devono essere ottenuti sulla base di calcoli diretti. Detti copertini devono essere sostenuti da bagli rinforzati la cui sezione deve avere un'area netta, considerando una larghezza di fasciame associato la cui area netta è uguale a quella della piattabanda del baglio stesso, non inferiore al valore ottenuto da una apposita formula, funzione della pressione in acqua calma, di quella d'onda, della tensione di snervamento del materiale e della distanza della mezzeria del baglio considerato dalla mezzeria dei bagli adiacenti misurata verticalmente.

4.4 PARATIA LONGITUDINALE CENTRALE

Il R. I. Na. Prescrive di disporre una paratia longitudinale non stagna, con soluzioni che devono essere da esso approvate in funzione delle dimensioni della nave e della sistemazione del gavone di prora.

Nel caso la prora sia provvista di bulbo, la paratia longitudinale centrale deve, in generale, estendersi per tutta la lunghezza e l'altezza del gavone di prora.

Nelle zone dove le forme di scafo sono più stellate, come quelle posizionate sopra il bulbo e nella parte prodiera del gavone, tale paratia può essere localmente omessa.

Analoghe limitazioni di estensione della paratia possono essere adottate nel caso di prore senza bulbo, in relazione alle forme dello scafo.

Tuttavia la paratia deve essere sistemata nella zona alta del gavone.

La paratia longitudinale deve avere uno spessore che, per un'altezza almeno pari a quella del paramezzale centrale, deve essere non inferiore a quello di quest'ultimo; nelle altre zone sull'altezza della paratia longitudinale, lo spessore deve essere non inferiore al valore fornito dalla seguente formula:

$$t = 6.5 + 0.013L_1 \quad (\text{mm}).$$

Invece i rinforzi ordinari della stessa devono avere un modulo di resistenza non minore di quello fornito dalla formula seguente:

$$w = 3.5sl^2k(Z_{TOP} - Z_M) \quad (\text{cm}^3)$$

In cui Z_{TOP} è la coordinata, in metri, del punto più alto della cisterna e Z_M è la coordinata, in metri del punto a metà campata del rinforzo ordinario.

Se sono previste travi rinforzate verticali e/o orizzontali, esse devono avere un modulo di resistenza non minore del 50% di quello della costola o del corrente rinforzato del fianco corrispondenti.

Tali montanti e correnti devono essere provvisti di ampio e ben raccordate squadre di estremità ed essere adeguatamente collegati agli eventuali puntoni.

I fori nella paratia devono essere limitati, nella zona corrispondente al paramezzale centrale, a circa il 2% dell'area di tale zona e, nella zona superiore, devono avere un'area complessiva non minore del 10% dell'area di tale zona. La distribuzione dei fori deve essere tale da interessare il meno possibile le zone di fasciame adiacente alle travi rinforzate.

4.5 RINFORZI DELLA ZONA PIATTA DEL FONDO A PRORA

Le strutture della zona piatta del fondo a prora devono essere in grado di sopportare le pressioni dinamiche dovute all'impatto del fondo. La zona piatta del fondo è definita come:

- longitudinalmente, la zona del fondo situata fra ξL e $0.05L$ a poppavia della estremità avanti, dove il coefficiente ξ è funzione di C_B e deve essere $0.2 < \xi < 0.25$

- trasversalmente, tutta la zona piatta del fondo e le zone adiacenti fino ad un'altezza, misurata dalla chiglia, non minore di $2L$, in mm. In ogni caso, non è necessario che tale altezza sia maggiore di 300 mm.

La pressione dinamica di impatto sul fondo deve essere considerata se

$$T_F < \min(0.04L; 8.6m)$$

dove T_F è la minima immersione prodiera tra quelle previste in esercizio con zavorra o con caricazione parziale.

La pressione di impatto sul fondo è fornita da un'apposita formula in funzione di T_F , della lunghezza nave e di un coefficiente che tiene conto del tipo di navigazione.

Per quel che riguarda il dimensionamento netto del fasciame e dei rinforzi ordinari della zona piatta del fondo a prora, esso deve essere non minore di un valore minimo stabilito in una tabella e che (per il primo) è funzione della lunghezza della nave, dell'intervallo d'ossatura e delle caratteristiche del materiale e (per i secondi) lo spessore minimo dell'anima è funzione della radice quadrata della lunghezza della nave, delle caratteristiche del materiale e dello spessore del fasciame associato; inoltre tale dimensionamento deve essere non inferiore ad un valore calcolato funzione (per il primo) della pressione in acqua calma, di quella d'onda, dell'intervallo d'ossatura e delle caratteristiche del materiale e (per i secondi) dell'intervallo d'ossatura, delle caratteristiche del materiale, della campata e del fattore di forma inteso quale rapporto fra il modulo di resistenza plastico e quello elastico del rinforzo stesso con striscia di fasciame associato.

Inoltre deve essere assicurata una adeguata rastremazione tra i dimensionamenti della zona piatta del fondo a prora e quelli al di fuori di tale zona. La rastremazione deve essere tale che le prescrizioni relative ai dimensionamenti delle zone considerate siano soddisfatte.

Per il fondo a struttura longitudinale è prescritto che i rinforzi ordinari del fondo e gli eventuali paramezzali devono essere estesi quanto più a proravia possibile ed il loro intervallo deve essere non maggiore di quello adottato per la zona a poppavia della paratia di collisione. Viene anche prescritta la distanza fra i madieri pieni nel fondo semplice o nel doppio fondo, che è funzione della lunghezza della nave, ma che, per $T_F < 0.02L$ può essere non maggiore di un valore minore del precedente e dato ancora in funzione della lunghezza nave. Possono infine essere prescritti paramezzali laterali di altezza pari a quella dei madieri, spazati fra loro ad adeguato intervallo, oppure possono essere prescritti correnti longitudinali aventi un dimensionamento maggiorato.

Se il doppio fondo è a struttura trasversale devono essere previsti madieri pieni ogni due intervalli d'ossatura fra $0.75L$ e $0.8L$ dall'estremità addietro e ad ogni intervallo d'ossatura a proravia di $0.8L$ dall'estremità addietro. Inoltre devono essere sistemati paramezzali laterali di

altezza pari a quella dei madieri ad intervalli non maggiori di 2.4 m e possono essere richiesti paramezzali intermedi aventi altezza pari alla metà di quelli precedenti o altri rinforzi equivalenti.

Infine si prescrive la sistemazione di rinforzi longitudinali intercostali ad un intervallo non maggiore di 1.2 m, aventi modulo di resistenza non minore di 250 cm³.

4.6 RINFORZI NELLA ZONA DELLO SLANCIO DI PRUA

Il regolamento esegue una distinzione fra le navi passeggeri, che considera a parte, e tutte le altre, alle quali si fa riferimento in seguito. Si prescrive che la zona dello slancio di prua (che è considerata quale quella che si estende a proravia di 0.9L dalla estremità addietro e sopra il galleggiamento estivo) deve essere in grado di sopportare le pressioni dinamiche dovute all'impatto della stessa.

Per calcolare la pressione di impatto sullo slancio di prua il R. I. Na. Fornisce una formula funzione di un coefficiente che tiene conto del tipo di navigazione, della velocità, della lunghezza della nave e degli angoli che lo slancio di prua forma con il galleggiamento di pieno carico. Fornisce i soliti coefficienti di sicurezza parziali e per quel che riguarda il dimensionamento del fasciame e dei rinforzi ordinari si serve di una tabella in cui si prescrive un valore minimo che (per il primo) è funzione del fattore di forma, della lunghezza nave, dell'intervallo di ossatura e delle caratteristiche del materiale e che (per i secondi) devono avere uno spessore dell'anima funzione della lunghezza della nave, delle caratteristiche del materiale e dello spessore del fasciame associato; inoltre nella suddetta tabella vi sono dei valori da calcolare che (per il primo) è funzione della pressione in acqua calma, di quella d'onda e della tensione di snervamento del materiale e che (per i secondi) è funzione della tensione di snervamento del materiale, dell'intervallo di ossatura e della campata.

Si prescrive ancora che dove l'angolo tra l'anima del rinforzo e il fasciame associato è minore di 70°, devono essere sistemati, in corrispondenza di metà campata, dei rinforzi ordinari intercostali e che le travi rinforzate previste devono essere dimensionate in modo diretto tenendo conto della pressione di impatto cui si è fatto cenno precedentemente, utilizzando gli appropriati coefficienti di sicurezza parziali forniti.

4.7 RUOTA DI PRORA

Deve essere assicurata adeguata continuità alla robustezza strutturale in corrispondenza del collegamento tra la ruota di prora e le strutture circostanti.

Devono essere evitate brusche variazioni di sezione.

I dimensionamenti cui si fa riferimento nel seguito sono quelli lordi, cioè tengono conto del margine per la corrosione.

Lo spessore lordo della ruota di prora in lamiera, al di sotto del galleggiamento di pieno carico, deve essere non minore del valore, in mm, ottenuto dalla seguente formula:

$$t_s = 1.37(0.95 + \sqrt{L_3})\sqrt{k}$$

dove L_3 è la lunghezza della nave in metri da assumere non maggiore di 300 m.

Al di sopra del galleggiamento di pieno carico tale spessore può essere gradualmente rastremato fino a raggiungere, all'estremità superiore, un valore non minore di quello prescritto per il fasciame del fianco alle estremità.

Le lamiere della ruota di prora devono essere sostenute da squadre orizzontali poste a distanza non maggiore di 1200 mm e collegate, per quanto possibile, alle costole e ai correnti.

Dove ritenuto necessario, e particolarmente nelle parti più larghe della ruota, deve essere sistemata un'anima centrale di dimensioni adeguate.

La ruota di prora può anche essere massiccia perché costruita in acciaio forgiato e/o laminato e allora la sua area lorda in centimetri quadrati deve essere non inferiore al minimo fornito da due formule in funzione della immersione della nave, della sua lunghezza e dalle caratteristiche del materiale; invece il suo spessore lordo è fornito in funzione della sola lunghezza della nave e delle caratteristiche del materiale; tale spessore può essere gradualmente ridotto a partire dal galleggiamento di pieno carico fino all'estremità superiore, in cui non dovrà essere inferiore ai due terzi del valore di partenza; quando la ruota di prora è costruita in acciaio fuso, deve di norma essere sistemata un'anima verticale per il collegamento al paramezzale centrale.

4.8 *ELICHE TRASVERSALI*

Lo spessore del tunnel delle eliche trasversali deve essere non minore di quello del fasciame adiacente.

Quando il tunnel non è saldato allo scafo, i dispositivi di collegamento devono essere considerati nei singoli casi dalla Società.

4.9 *GAVONE DI POPPA*

Anche per il gavone di poppa si fa riferimento, nel proporzionamento regolamentare, alle dimensioni nette, si definisce il punto di carico sia per i fasciami che per i rinforzi, si fa riferimento

ad una tabella dei coefficienti di sicurezza parziali e si definisce una pressione esterna ed una interna.

Si consiglia di adottare per esso una struttura trasversale e si prescrive che devono essere sistemati madieri pieni ad ogni intervallo di ossatura, che devono avere altezza adeguata in relazione alle forme di carena e comunque, in presenza di un astuccio per l'albero portaelica, devono essere portati almeno al di sopra di quest'ultimo. Quando le forme di carena non permettono tale estensione, devono essere fissati, al di sopra dell'astuccio per l'albero portaelica, pannelli di lamiera di altezza opportuna aventi il bordo inferiore e superiore irrigiditi e fissati saldamente alle strutture rinforzate circostanti.

In corrispondenza ed in prossimità del dritto del timone, del mozzo per il passaggio dell'albero portaelica e della pinna di sostegno del timone, i madieri devono essere estesi fino al cielo del gavone e devono avere spessore maggiorato.

Tali madieri devono avere rinforzi ad intervalli non maggiori di 800 mm.

Le costole devono essere estese fino ad un ponte situato al di sopra del galleggiamento di pieno carico e devono essere sopportate da copertini forati (con fori aventi area complessiva non minore del 10% dell'area complessiva degli stessi) o da correnti rinforzati sopportati da anelli verticali rinforzati, costituiti da costole rinforzate e bagli rinforzati del cielo del gavone. La distanza fra detti supporti delle costole deve essere non maggiore di 2.5 metri.

I copertini e i correnti rinforzati del fianco entro il gavone devono essere sistemati in prosecuzione di copertini e di correnti rinforzati del fianco ubicati nella zona di nave ubicati immediatamente a proravia.

Se ciò non risultasse possibile in relazione alle forme di carena e ad esigenze di accessibilità, la continuità strutturale tra il gavone e le strutture a proravia deve essere ugualmente assicurata adottando ampie squadre di raccordo.

Nel caso in cui il gavone di poppa è adiacente al locale apparato motore il cui fianco è a struttura longitudinale, entro il gavone devono essere sistemate squadre di estremità dei correnti rinforzati del fianco stesso.

Sul piano di simmetria della nave deve, in generale, essere sistemata, nella parte alta del gavone, una paratia longitudinale forata, irrobustita da montanti ad ogni ossatura.

Nel caso di poppa avente uno sbalzo molto pronunciato ovvero quando la larghezza massima del gavone poppiero superi i 20 metri, possono essere richieste paratie di sbattimento longitudinali addizionali.

Come nel caso del gavone di prora, anche per quello di poppa si prescrivono i dimensionamenti minimi e quelli calcolati per i fasciami e i rinforzi ordinari, che in analogia al caso

precedente sono riportati in apposite tabelle e sono funzione degli stessi parametri utilizzati per il gavone di prora.

4.10 RINFORZO DELLA ZONA PIATTA DEL FONDO A POPPA

Qualora la zona di estremità poppiera sia conformata in modo tale che il fondo presenti una ampia zona piatta, incrementi degli spessori del fasciame del fondo e rinforzi ordinari addizionali possono essere richiesti nei singoli casi dal R. I. Na.

4.11 COLLEGAMENTO DELLE STRUTTURE DELLO SCAFO CON LA PINNA DI SOSTEGNO DEL TIMONE

Quanto segue vale quando il telaio di poppa è di tipo aperto ed è provvisto di pinna di sostegno del timone centrale.

La pinna di sostegno del timone deve essere progettata in modo tale da assicurare l'accessibilità ai fini di una corretta esecuzione dei giunti saldati e dei relativi controlli. I dimensionamenti della pinna possono essere gradualmente rastremati all'interno dello scafo.

Nella zona che si estende tra l'intersezione della pinna con il fasciame esterno e il copertino costituente il cielo del gavone, l'estensione verticale delle strutture dello scafo deve essere non minore dell'altezza della pinna, definita come la distanza tra l'intersezione della pinna con il fasciame esterno e la mezzeria della femminella inferiore.

Lo spessore delle strutture adiacenti alla pinna, e cioè del fasciame esterno, dei madieri, dei copertini e dei correnti di murata, della paratia centrale e di eventuali altre strutture, deve essere adeguatamente aumentato in relazione ai dimensionamenti adottati per la pinna.

In presenza della pinna di sostegno del timone, devono essere previste costole rinforzate, associate a bagli rinforzati, tra il copertino costituente il cielo del gavone e il ponte di coperta. L'intervallo di tali costole deve essere non maggiore di due intervalli di ossatura nella zona in corrispondenza della pinna, di 4 intervalli di ossatura per un adeguato tratto nella zona a proravia e a poppavia della pinna e di 6 intervalli di ossatura nella zona contigua alla paratia stagna di poppa.

Le suddette costole rinforzate devono essere provviste di ampie squadre di estremità e devono essere sistemate entro il cassero di poppa e, se questo non esiste, il dimensionamento per le costole rinforzate sottostanti al ponte di coperta deve essere adeguatamente aumentato.

Quando l'altezza fra il cielo del gavone e il ponte di coperta è maggiore di 2.6 metri ed il fianco è a struttura trasversale, devono essere sistemati uno o più correnti rinforzati del fianco, preferibilmente in prosecuzione di analoghe strutture ubicate a proravia.

4.12 TELAIIO DI POPPA

Il telaio di poppa può essere massiccio o fuso, a sezione cava o composto di lamiera.

Esso deve essere efficacemente collegato alla struttura della zona addietro della nave e la parte inferiore deve estendersi a proravia del dritto dell'elica per una lunghezza in generale non minore di $1500+6L$ mm, al fine di assicurare un adeguato collegamento alla chiglia.

Lo spessore netto del fasciame collegato al telaio di poppa deve essere non minore del valore ottenuto dalla formula seguente:

$$t = 0.045Lk^{\frac{1}{2}} + 8.5.$$

Tale spessore, nella sua parte inferiore, deve essere gradualmente raccordato con quello della chiglia.

Nei telai di poppa di tipo fuso, la parte inferiore deve essere provvista, quando possibile, di un'anima longitudinale idonea al collegamento con il paramezzale centrale.

Per quel che riguarda il dritto di poppa il regolamento fornisce il suo dimensionamento lordo, per i vari tipi possibili, ricorrendo ad una tabella dalla quale si evince che esso è funzione della radice quadrata della lunghezza della nave. Si distingue inoltre fra il caso di una nave con elica centrale e il caso senza la presenza della suddetta elica.

Per il dimensionamento del dritto del timone, si fornisce un modulo di resistenza minimo in funzione della sua lunghezza e della forza che agisce sulla pala del timone.

Per quel che riguarda il timone si dice che le femminelle devono essere saldamente forgiate o fuse con il telaio di poppa e che la loro altezza deve essere non maggiore di 1.2 volte il diametro degli agugliotti. Lo spessore di materiale intorno al foro della femminella deve essere non minore di metà del diametro dell'agugliotto.

Infine si conclude questo capitolo riportando la norma che riguarda l'astuccio per l'albero portaelica, il cui spessore non può in nessun caso essere assunto inferiore a quello del fasciame del fianco adiacente al telaio di poppa.

5. LE STRUTTURE DI PRUA: DESCRIZIONE

La struttura della prua include tutte le strutture a proravia della paratia di collisione e consiste in una parte della chiglia verticale, alti madieri e costole del fianco, i copertini, i correnti rinforzati, i ponti e la prua stessa.

La prua è generalmente in lamiera, fusa o forgiata, o, per piccoli scafi, può essere costituita da una trave a sezione rettangolare.

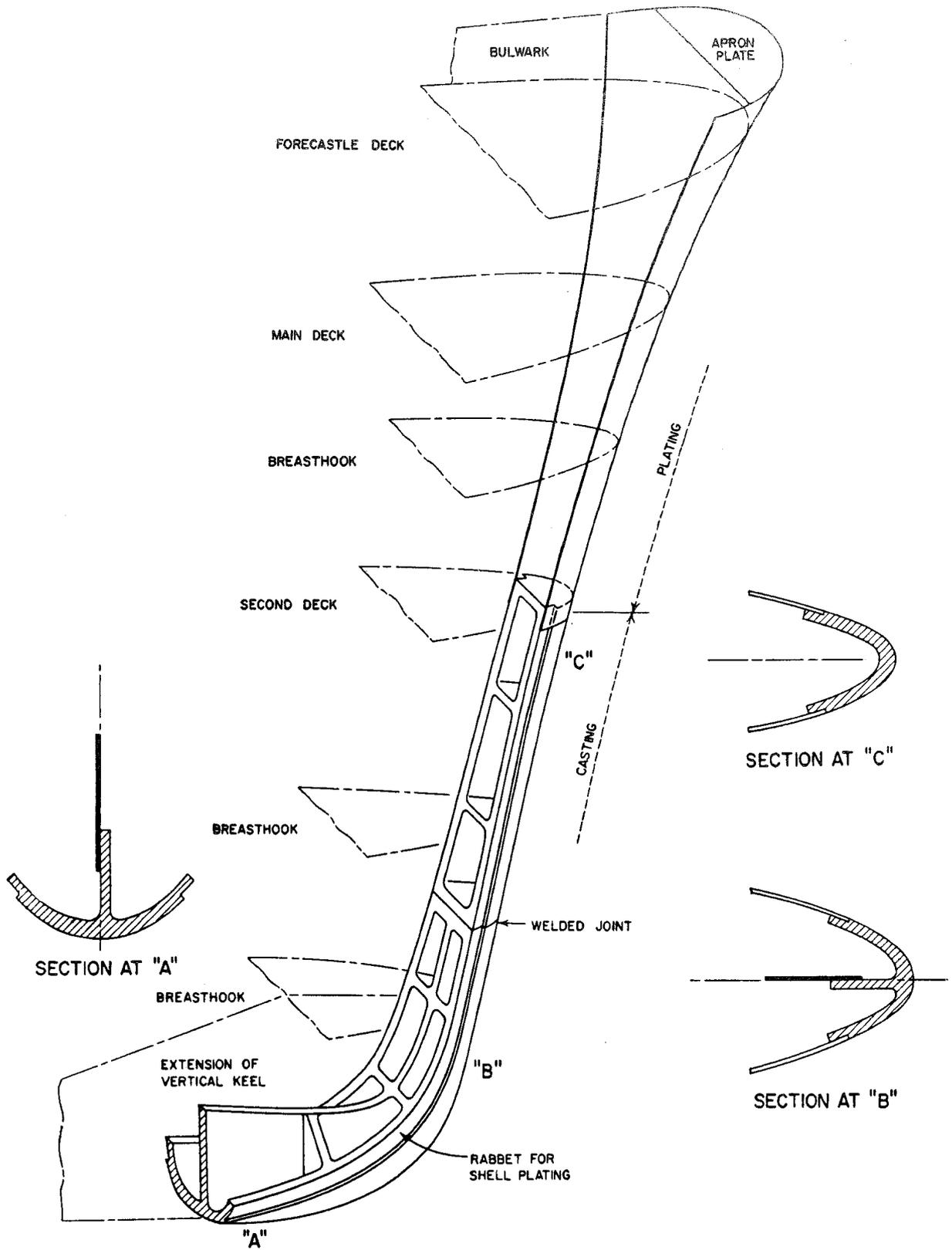
Le società di classificazione forniscono formule per le dimensioni di queste travi (per i piccoli scafi) in funzione della sola lunghezza della nave. Per grandi scafi in genere si usa una struttura fusa per la parte inferiore della prua, mentre la parte superiore è costituita da lamiera molto spessa e appositamente sagomata. Tuttavia per le navi di dimensioni ancora maggiori la prua è formata interamente, dal basso in alto, da una struttura in acciaio fuso. Anche per questo tipo di struttura i regolamenti prescrivono formule che ne danno la dimensione, generalmente richiedendo una robustezza non minore di quella di prua costituita in lamiera.

Gli spessori delle pareti e delle anime della prua fusa in acciaio non devono essere minori di quelli richiesti per assicurare una solida struttura e in generale essi sono abbastanza elevati.

In generale è importante evitare brusche variazioni di spessore e utilizzare ampie squadre per il collegamento fra le flange e le anime delle travi.

Lo spessore della parte superiore della prua in lamiera deve essere tale da resistere agli urti dell'ancora quando essa viene calata o salpata con nave che rolla. Un altro carico da considerare per queste lamiere è lo sfregamento della catena su di esse quando la nave è ferma ed ancorata. In genere per uno scafo di lunghezza intorno ai 150 metri è sufficiente uno spessore di 19 mm, mentre per navi di lunghezza superiore si può arrivare a spessori pari o leggermente superiori ai 25 mm.

Per meglio comprendere quanto prima definito si può fare riferimento allo schema seguente:



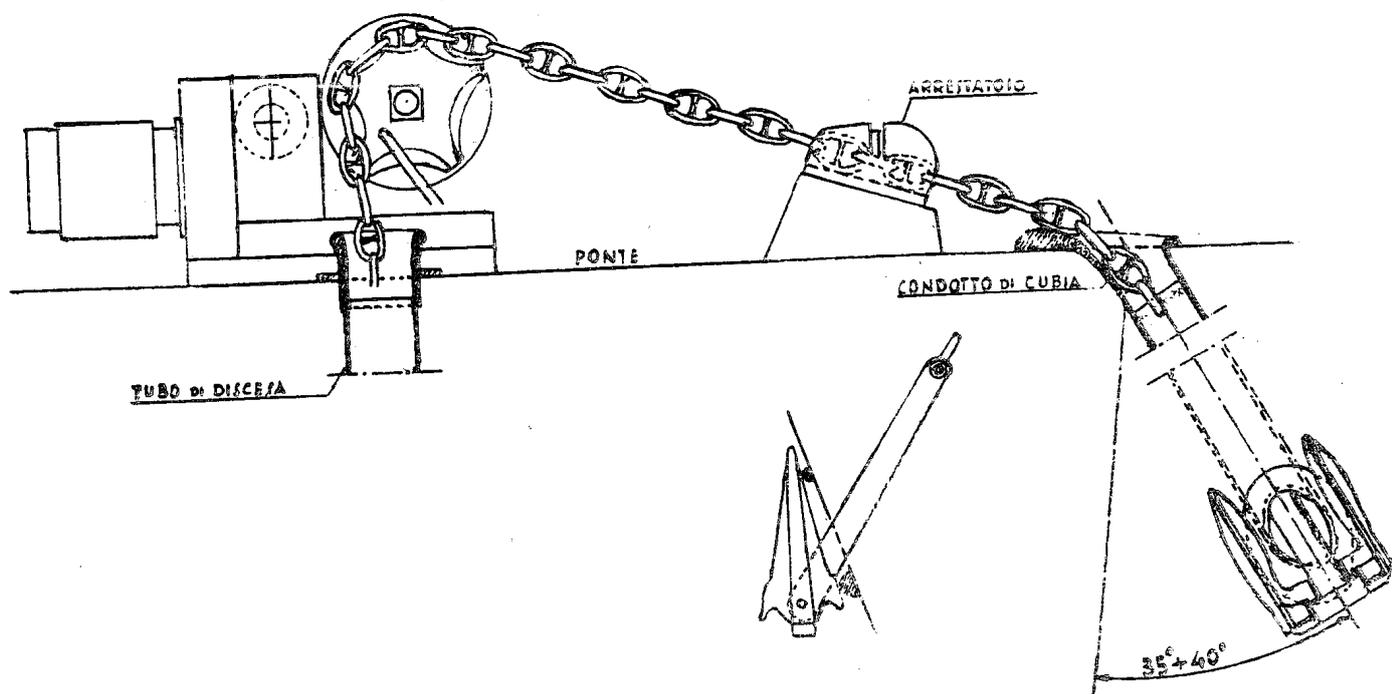
La nave deve poter ormeggiare e perciò ha bisogno di ancore per la cui manovra e per la sistemazione delle catene ad esse collegate, ha bisogno di installazioni fisse a scafo che, nella quasi totalità dei casi, sono sistemate a prua.

Per poter manovrare e incanalare le ancore si ricorre alle cosiddette “cubie”, che sono condotti cilindrici attraversanti in direzione subverticale, simmetricamente rispetto al piano longitudinale, l'estremità prodiera dello scafo, dal ponte al fasciame esterno dello scafo, ove terminano con una flangia ringrossata, detta “occhio di cubia”, mentre l'estremità superiore sul ponte è coronata da un'altra grossa flangia che costituisce l'occhio superiore.

La cubia serve a costituire la guida della catena dell'ancora nel cammino ponte-fuori bordo e permette di alloggiare l'ancora in posizione fissa al termine del salpamento, in quanto in essa trova posto il fuso dell'ancora, mentre le marre restano scontrate sull'occhio di cubia.

Le cubie devono essere di costruzione robusta in relazione ai notevoli sforzi cui vanno soggette: oltre all'usura dovuta allo strisciamento delle catene, è da considerare che esse rappresentano il fulcro della catena e della nave quando l'ancora è in presa sul fondo.

La disposizione delle cubie e la sagoma dei relativi occhi va studiata in modo da permettere agevolmente sia la manovra della catena, sia la rientrata del fuso dell'ancora. Normalmente in cantiere si usava preparare un simulacro in legno dell'estremità prodiera dello scafo, nonché della catena e dell'ancora, al fine di ricercare per tentativi la migliore posizione che risponda alle volute condizioni: generalmente la sistemazione che si assegna alle cubie è la seguente: un'inclinazione verso prua di circa 35° - 40° sulla verticale, in relazione alla spellatura della nave e di circa 15° - 25° rispetto al piano longitudinale, come mostrato dalla figura seguente:



Già da qualche anno, specialmente per le navi passeggeri, si realizza l'occhio di cubia incassato nello scafo, in modo che l'ancora una volta rientrata col fuso in cubia resti con i bracci e le maglie alloggiata in un recesso senza sporgere dalla superficie di avviamento del fasciame esterno.

Una volta le cubie venivano costruite in ghisa fuse generalmente in due pezzi: il condotto cilindrico con l'occhio inferiore e lo sbocco superiore. Oggi esse sono in acciaio e precisamente gli occhi sono in acciaio fuso mentre il condotto è in lamiera saldata: le varie parti vengono montate in posto in modo che venga assicurato lo stagno sia dei collegamenti di unione sia dei collegamenti con le strutture dello scafo; a tal fine si osserva che il R. I. Na. richiede una prova a getto per la verifica dello stagno.

Non vi sono norme regolamentari per il dimensionamento, ad eccezione per quel che riguarda la forma degli sbocchi –al fasciame del fianco ed al ponte- che devono presentare, in corrispondenza della zona di strisciamento delle catene, un'ampia svasatura con profilo avente raggio di curvatura uguale o maggiore di 10 calibri (diametro della singola maglia di catena).

Empiricamente lo spessore del condotto può determinarsi con le seguenti formule:

$t=0.6d+10$ se in ghisa

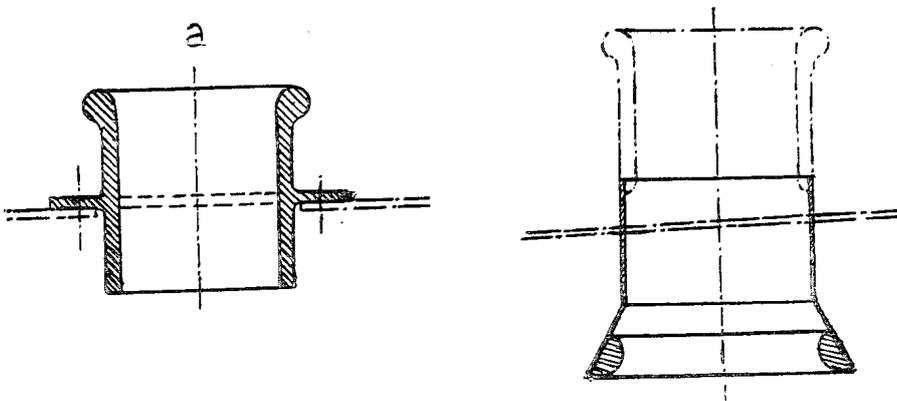
$t=0.4d+3$ se in acciaio

in cui d è il calibro di catena; invece il diametro del condotto deve essere pari a circa $8d$.

Le catene vengono sistemate a bordo in un locale detto pozzo catene, che è generalmente situato a proravia della paratia di collisione ed è diviso in due parti longitudinalmente in modo da dare separatamente alloggio alle catene di destra e di sinistra: la sua capacità deve essere tale da contenere la completa dotazione e permetterne agevolmente l'avvio allo sbocco sul ponte quando vengono filate. Normalmente la capacità del pozzo si assume uguale a circa 1.5 volte il volume delle catene e comunque deve essere tale che rimanga al di sopra di tutta la dotazione bisciata nei pozzi uno spazio libero alto circa un metro.

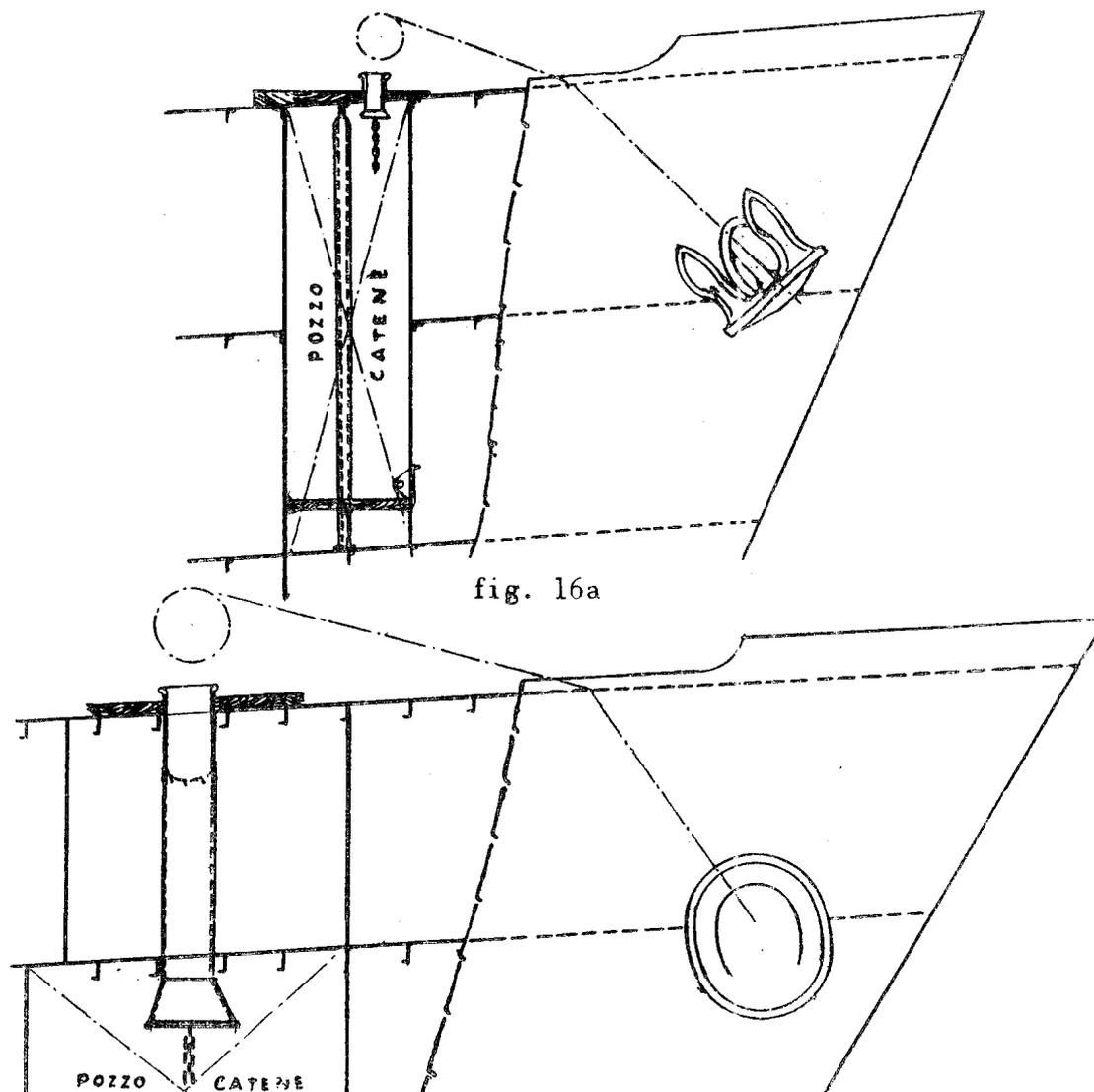
Le pareti delimitanti il pozzo sono metalliche e vengono proporzionate quali elementi di paratia stagna di cisterna se il pozzo è ricavato entro un gavone adibito a cisterna di assetto; mentre saranno proporzionate come elementi di paratia stagna ordinaria se il pozzo è a poppavia della paratia di collisione.

Devono essere previsti due sbocchi, uno a destra e uno a sinistra, per le due rispettive catene ed un portello stagno di accesso; un pagliolo di legno duro, rialzato rispetto al fondo metallico, ed un robusto golfare per l'attacco dell'estremità della catena. Gli sbocchi possono essere in ghisa o di acciaio saldato come indicato nella figura seguente:



Infine va ricordato che bisogna munire il pozzo catene di adeguati mezzi di drenaggio.

Naturalmente a seconda delle dimensioni della nave, il pozzo può trovare ubicazione o immediatamente al di sotto del ponte scoperto, oppure più in basso e corrispondentemente potrà impegnare tutta o parzialmente la larghezza dello scafo (vedi figura):



Per ovvie ragioni le facce interne delle pareti del pozzo devono essere lisce e quindi, nel caso che il pozzo catene impegni tutta la larghezza dello scafo, si provvederà a proteggere le costole di murata con un rivestimento in legno duro; invece, se il pozzo catene non impegna tutta la larghezza dello scafo, bisognerà applicare i montanti all'esterno delle pareti.

6. CARICHI SULLE STRUTTURE DI PRUA

I carichi agenti su uno scafo sono dovuti principalmente al mezzo in cui esso si muove, cioè il mare.

Prima di affrontare l'argomento di questo capitolo, che riguarda i carichi sulle strutture di prua e, perciò, essenzialmente quelli agenti sul fondo della stessa e che si riferiscono particolarmente allo slamming, si ritiene opportuno riportare di seguito una classificazione dei carichi, quale essa è oggi normalmente adottata e che tiene conto sia della loro natura che della risposta strutturale cui essi danno origine.

Attualmente i carichi sogliono essere così classificati:

- carichi in acqua calma o statici
- carichi dinamici a bassa frequenza
- carichi dinamici ad elevata frequenza
- carichi di funzione.

Per quel che riguarda i primi è evidente che ci si riferisce a scafo fermo in acqua tranquilla e possono essere ritenuti statici perché essi non sono altro che la differenza, sezione per sezione, fra la spinta in acqua tranquilla, che, data la simmetria trasversale dello scafo, ha risultante contenuta nel piano diametrale e rivolta verso l'alto, e i pesi che, con nave dritta, hanno anche essi risultante contenuta nel piano diametrale e rivolti verso il basso; globalmente le risultanti delle spinte e dei pesi devono essere uguali e agenti sulla stessa verticale per ragioni di equilibrio alla traslazione verticale e alla rotazione rispetto all'asse y trasversale; non è detto però che tale uguaglianza sia verificata sezione per sezione e si ha quindi un carico risultante, il cui primo integrale fornisce il taglio nella sezione longitudinale considerata e il cui secondo integrale fornisce il momento flettente nella sezione longitudinale considerata. Tali carichi, che sono convenzionalmente definiti statici, sono in effetti variabili perché, considerando la nave in movimento, c'è consumo di combustibile e eventuale imbarco e/o sbarco di merci, per cui essi sono soggetti ad una certa variabilità, che alcuni ricercatori hanno tentato, in effetti con buoni risultati, di quantizzare. Tali carichi provocano una risposta sia locale, sia, soprattutto, globale o primaria.

Per quel che riguarda i carichi dinamici a bassa frequenza, si intende generalmente quelli dovuti all'onda, il cui periodo medio è di circa 10 sec e quindi hanno una frequenza di 0.1 Hz, che è molto diversa da quella naturale dello scafo e quindi non c'è pericolo di risonanza con la vibrazione propria della nave. Tali carichi producono essenzialmente una risposta primaria che va a sommarsi a quella corrispondente ai carichi in acqua calma, maggiorandola; in genere si suole affermare che

la risposta, in termini di tensioni, dovuta alle onde è circa i 2/3 di quella complessiva, mentre quella in acqua calma è circa 1/3.

Questa affermazione è giustificata anche dalle norme dei registri di classificazione che, con le loro formule, permettono di calcolare il momento flettente longitudinale dovuto al moto ondoso; altri metodi per calcolare tale momento sono quello, usato soprattutto in passato, di congelare lo scafo su un'onda di lunghezza pari a quella della nave e di altezza che, nel tempo, è variata da $\frac{L_w}{20}$ a $0.6\sqrt{L_{bp}}$ a altezze equivalenti fornite dai registri sfruttando misure al vero per ottenere momenti flettenti identici a quelli realmente verificatesi nel corso degli anni. Altri metodi che possono essere utilizzati per il calcolo del momento d'onda sono quelli che si basano sulla strip-theory e che danno risultati attendibili soprattutto per il moto di sussulto e per quello di beccheggio e le misure al vero e su modelli, che hanno soprattutto lo scopo di fornire un mezzo per testare i metodi teorici disponibili e quindi giudicare della loro bontà:

Per quel che riguarda i carichi d'onda ad elevata frequenza si intende soprattutto lo slamming che è quel fenomeno per cui uno scafo in mare ondoso emerge con la prua dall'acqua e poi vi rientra con una certa velocità sbattendo su di essa e originando così pressioni elevate che sollecitano localmente il fondo della prua provocando spesso deformazioni permanenti della stessa e dando vita a fenomeni vibratorii che possono entrare in risonanza con quelli primari e comunque provocando momenti flettenti ondulatorii (di frequenza maggiore di quelli primari) che si sommano a questi ultimi e possono portare alla rottura dello scafo sia per fatica, sia per superamento della tensione di snervamento del materiale.

Infine vi sono i carichi di funzione, che sono caratteristici di ogni tipo di nave e che possono essere ad esempio quelli che si verificano sul ponte di una porta-aerei in conseguenza dell'atterraggio e/o del decollo di un aereo, quelli dovuti agli urti sullo scafo da muovere per i rimorchiatori, quelli termici per le navi che trasportano carichi refrigerati, quelli dovuti all'urto sul ghiaccio per le navi rompighiaccio e così via.

In conseguenza dei moti della nave, e in particolare del beccheggio, possono verificarsi due eventi quando lo scafo viene investito da un treno d'onde proveniente da prua:

- si può avere imbarco di acqua sul ponte (se il moto di beccheggio è in opposizione di fase con quello delle onde, cioè se la prua si sposta verso il basso e si trova su una cresta)
- si può verificare il fenomeno dello slamming (se il moto di beccheggio è in fase con quello delle onde, cioè se la prua si sposta verso l'alto e si trova su una cresta: è ovvio

che successivamente essa si sposterà verso il basso in un cavo e quindi si avrà un urto della zona del fondo sulla superficie dell'acqua).

E' evidente che l'occorrenza del primo fenomeno si riduce se la nave ha un grande bordo libero, ma è pure evidente che non si può eccedere su di esso, altrimenti si riduce l'entità del carico pagante per una nave da carico, mentre per una nave passeggeri è noto che il bordo libero è elevato perché il carico pagante, cioè i passeggeri, pesano relativamente poco.

Si suole distinguere una causa statica ed una dinamica per tenere conto del treno d'onde: per la prima si ha una riduzione del bordo libero (h_s) che, secondo alcuni ricercatori può essere quantizzata nel modo seguente:

$$\frac{h_s}{L} = k_1' F_n^2$$

in cui:

$$k_1' = k_1 \frac{B}{L_E}$$

$$k_1 = 0.75$$

L_E = distanza dalla prua alla quale si misura h_s

$$F_n = \text{numero di Froude} = \frac{V}{\sqrt{gL}}$$

tale valore di h_s , per una nave della serie 60 avente $L=122$ m, raggiunge il valore di 2 metri.

Per la seconda, dovuta alla circostanza che quando la prua si immerge sposta l'acqua e quando emerge la risucchia, si può dire che essa viene valutata con la seguente formula:

$$h_d = k_2 s \omega_e \left(\frac{L}{g} \right)^{1/2} \quad (\text{ft})$$

per $0.16 < F_n < 0.25$

e

$$1.6 < \omega_e^2 \frac{L}{g} < 2.6$$

in cui:

$$k_2 = \frac{1}{3} (C_B - 0.45)$$

per

$$0.6 < C_B < 0.8$$

s = spostamento verticale in piedi

ω_e = frequenza circolare di oscillazione in radianti al secondo.

Da esperimenti effettuati si è visto che per uno stato del mare costante, se si aumenta il bordo libero di un metro, la velocità critica della nave (cioè quella alla quale l'acqua imbarcata non viene trasportata per più del 5% del tempo di oscillazione) può essere aumentata da 3 a 4 K_n .

E' noto che quando uno scafo si muove in mare mosso il comandante riduce la velocità, soprattutto se la nave è di piccole dimensioni e ciò per assicurare una discreta tenuta al mare del battello; se invece lo scafo è di grandi dimensioni, come nel caso delle super petroliere, il comandante di solito, salvo casi eccezionali, non sente la necessità di ridurre la velocità, per cui i moti della nave vengono alterati per effetto del moto delle onde. Tuttavia per i moti di sussulto e beccheggio, che in questo studio sono quelli che ci interessano di più, si può dire che il loro periodo è notevolmente maggiore di quello delle onde, che quindi non li alterano; l'effetto predominante di questo fenomeno è un forte urto, con conseguenti elevate pressioni (che possono anche superare il valore di 4 kg/cm^2) sul fondo della prua e il cui effetto è quello di provocare deformazioni permanenti del fasciame e un fenomeno vibratorio, noto col nome di whipping, che si propaga verso poppa e che può arrivare al 20% delle tensioni primarie che si verificano in mare mosso.

Il fenomeno dello slamming si verifica quando la velocità relativa fra prua dello scafo, che scende, e onda, che sale, supera una soglia critica che, ovviamente, è funzione della velocità della nave e il cui valore, da prove sperimentali, è risultato essere pari a circa 3.6 m/sec per navi da carico; è altresì evidente che le pressioni dipendono dalla zona della prua in cui vengono misurate e raggiungono il massimo nella zona in cui si verifica l'urto e poi decrescono mano a mano che ci si sposta verso poppa.

Un'altra osservazione ovvia che si può fare è che l'entità di questa pressione dipende dalla forma del fondo della prua e aumenta via via che da forme a V ci si sposta verso forme ad U, raggiungendo un valore massimo per fondo piatto.

6.1 SLAMMING

Lo slamming è definito come un fenomeno idrodinamico di impatto ed è associato a un rapido cambio nell'accelerazione della nave. Il cambio più rapido nell'accelerazione si ha a prua ed a poppa, dove sia i moti che le accelerazioni sono le maggiori fra quelle che interessano lo scafo.

La figura seguente mostra una tipica registrazione del fenomeno dello slamming e essa mette in evidenza la grande differenza fra il periodo del beccheggio e quello dello slamming e la elevata accelerazione al momento dell'impatto (che in figura raggiunge il valore di 6g contro quello di 0.8g dovuto al beccheggio, che decresce rapidamente nell'arco di tempo di 0.2 secondi).

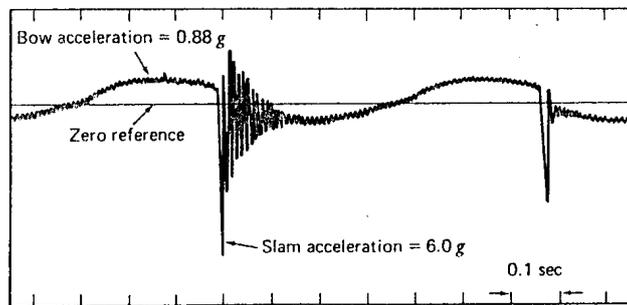


Figure 7.20 Typical slamming record.

Importante perché lo slamming si verifichi è il valore della velocità relativa della prua rispetto all'onda, che deve essere superiore ad un certo valore critico, che si è visto da dati sperimentali essere di 3.66 m/sec per una nave di 160 metri⁴, che dipende dalla velocità della nave e che, quindi, in funzione di essa, può essere maggiore o minore.

Gli effetti del fenomeno dello slamming sono di due tipi:

- una forte pressione di impatto sul fondo⁵ che ne può causare una deformazione permanente e che decresce col tempo come si evince dalla figura seguente

⁴ Analiticamente questo valore critico può essere ricavato dalla seguente formula:

$$V_r^2 = V_s^2 + \dot{s}^2$$

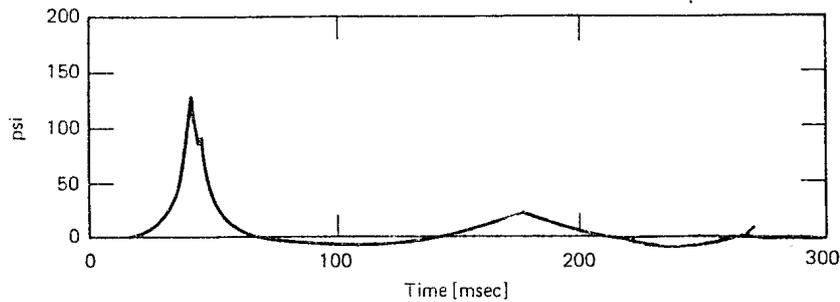
in cui V_r è il valore critico della velocità relativa, V_s è la velocità della nave e \dot{s} è la velocità relativa, che, in termini adimensionali, può essere così ricavata:

$$\frac{\dot{s}}{\sqrt{gL}} = \sqrt{\frac{1}{\sqrt{2}} \frac{b}{\pi L} - \frac{V_s^2}{gL}}, \text{ in cui } b \text{ è la larghezza del pannello di lamiera.}$$

⁵ Da dati sperimentali si è ricavata la seguente relazione fra pressione e velocità relativa:

$$p = 0.086V^2$$

in cui p è la pressione in psi e V è la velocità relativa in ft/sec.



- una tensione nello scafo dovuta a fenomeni vibratori noti col termine di whipping, che può raggiungere il 20% della tensione primaria, e che si riduce nel tempo per effetto dello smorzamento, che trasforma l'energia prodotta dall'impatto in calore in conseguenza dell'attrito interno.

Quando una sezione di prua a V penetra nell'acqua per una certa quantità z , essa è soggetta a pressioni che, integrate, danno origine ad una forza d'inerzia, una di smorzamento e una di spinta, per cui l'equazione del moto è la seguente:

$$F_i + F_d + (F_b - F_w - F_s) = 0$$

con:

F_i = forza d'inerzia

F_d = forza di smorzamento

F_b = forza di spinta

F_w = peso della sezione

F_s = forza della parte rimanente dello scafo sulla sezione.

Per l'impatto iniziale F_d , F_b e F_w sono modeste, per cui si ha:

$$F_i = F_s.$$

La forza d'inerzia F_i si ottiene differenziando il momento: $(M_0 + a_z)\dot{z}$ in cui a_z è la massa d'acqua aggiunta funzione del tempo e M_0 è la massa della sezione, per cui:

$$F_i = \frac{d}{dt}(M_0 + a_z)\dot{z} = (M_0 + a_z)\ddot{z} + \dot{a}_z\dot{z}$$

Pertanto:

$$F_s - M_0\ddot{z} = a_z\ddot{z} + \dot{a}_z\dot{z} = \text{Impatto idrodinamico} = P.$$

Se la massa d'acqua aggiunta, come è ragionevole ipotizzare, dipende anche dall'immersione z , si ha:

$$\dot{a}_z = \frac{da_z}{dz} * \frac{dz}{dt} = \frac{da_z}{dz} \dot{z} \Rightarrow F_s = (M_0 + a_z)\ddot{z} + \frac{da_z}{dz}(\dot{z})^2.$$

Se si ipotizza che la sezione non sia connessa allo scafo, quando $t=0$, $z=0$ e

$\dot{z} = V_0$, si ricava:

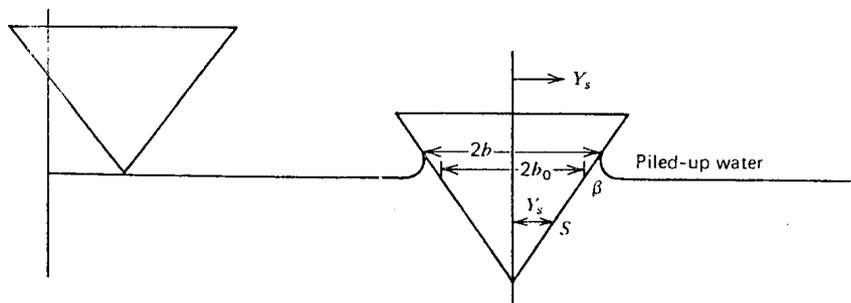
$$\dot{z} = \frac{M_0 V_0}{M_0 + a_z} \Rightarrow \ddot{z} = \frac{M_0 V_0 \dot{a}_z}{(M_0 + a_z)^2} \Rightarrow \frac{P}{M_0} = \frac{V_0 \dot{a}_z}{\left(1 + \frac{a_z}{M_0}\right)^2}.$$

Dalla relazione precedente si deduce che se M_0 è molto maggiore di a_z l'impatto sarà modesto, mentre, per $M_0 \Rightarrow \infty$, si ha $P \Rightarrow V_0 \dot{a}_z$.

Il valore della massa d'acqua aggiunta si può quantizzare con la seguente relazione:

$$a_z = \frac{1}{8} \pi^3 \rho z^2 \cot g^2 \beta$$

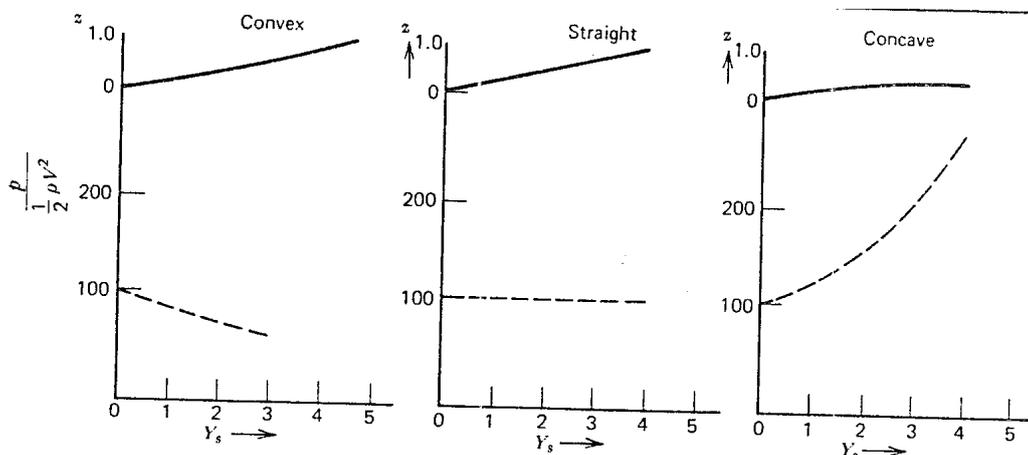
In cui β è l'angolo che il fianco forma col piano diametrale e la restante simbologia è indicata nella figura seguente:



Con facili passaggi si può mostrare che l'espressione adimensionalizzata della pressione è data da:

$$\frac{p}{\frac{1}{2} \rho V^2} = \frac{\pi}{\beta \sqrt{1 - \frac{x^2}{b^2}}} - \frac{x^2 b^2}{1 - \frac{x^2}{b^2}}$$

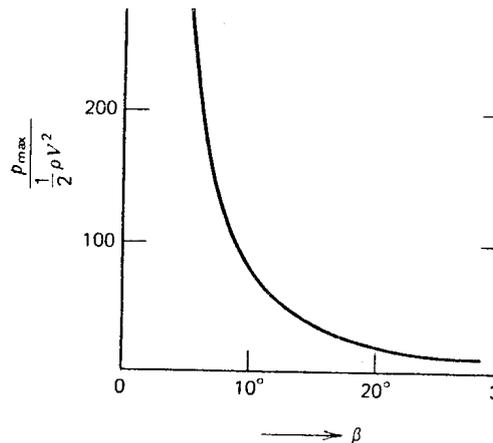
e per tenere conto della forma della prua si può, almeno qualitativamente fare ricorso alla figura seguente:



da cui si evince che per forme convesse (le più comuni per il fondo dello scafo), il massimo picco di pressione diminuisce all'aumentare dell'immersione, da cui è direttamente dipendente il valore di Y_s , che è la semilarghezza della sezione.

In generale si può dire che per una nave di forme regolari, la pressione massima è data da:

$$\frac{p_{\max}}{\frac{1}{2}\rho V^2} = 1 + \frac{\pi^2}{4\beta^2}, \text{ che è diagrammata nella figura seguente:}$$



E' evidente che per chiglia piatta, cioè $\beta=0$, teoricamente si dovrebbe avere una pressione infinita, che, nei calcoli è invece valutata con la seguente relazione:

$$\frac{p}{\frac{1}{2}\rho V^2} = \frac{2C_0}{V}$$

in cui C_0 è la velocità del suono nell'acqua (circa 15 m/sec).

E' importante nello slamming, ai fini della valutazione della risposta strutturale delle zone di prua, ricavare la pressione massima e, per integrazione sull'area interessata, la forza che agisce sui vari elementi e a tal proposito si è universalmente accettato, pur se sussistono ancora vari dubbi ed incertezze, di utilizzare la seguente formula:

$$p=kV^2$$

in cui;

k è un coefficiente dimensionale dipendente dalla forma della sezione e particolarmente di quella compresa fra la linea di fondo e un'immersione pari a $T/10$

V è la velocità relativa fra onda e prua della nave al momento dell'impatto, che può essere ricavata da uno dei numerosi programmi di calcolo oggi disponibili, che forniscono i moti dello scafo al variare della sua velocità⁶.

Per valutare k nel modo più semplice possibile in fase di progetto, si è eseguita un'analisi di regressione su un campione di 15 dati sperimentali e si è giunti alla sua seguente espressione:

$$k = \exp(-3.599 + 2.419a_1 - 0.873a_3 + 9.624a_5)$$

con a_1 , a_3 e a_5 numeri reali che dipendono solo dalla larghezza, dall'altezza, dall'area e dal momento d'inerzia della sezione considerata.

La espressione precedente fornisce un'approssimazione media del 16.2%, che è pienamente accettabile per fini ingegneristici in una prima fase del progetto; tuttavia lo scarto massimo che si ricava in un caso particolare, cioè per la nave più veloce e che è rappresentata dal quindicesimo elemento del campione è pari al 66.1%, chiaramente inaccettabile.

Per ovviare a questo inconveniente successivamente è stato proposto da OCHI un altro metodo, altrettanto semplice e più affidabile, che utilizza dei grafici e che può essere così riassunto.

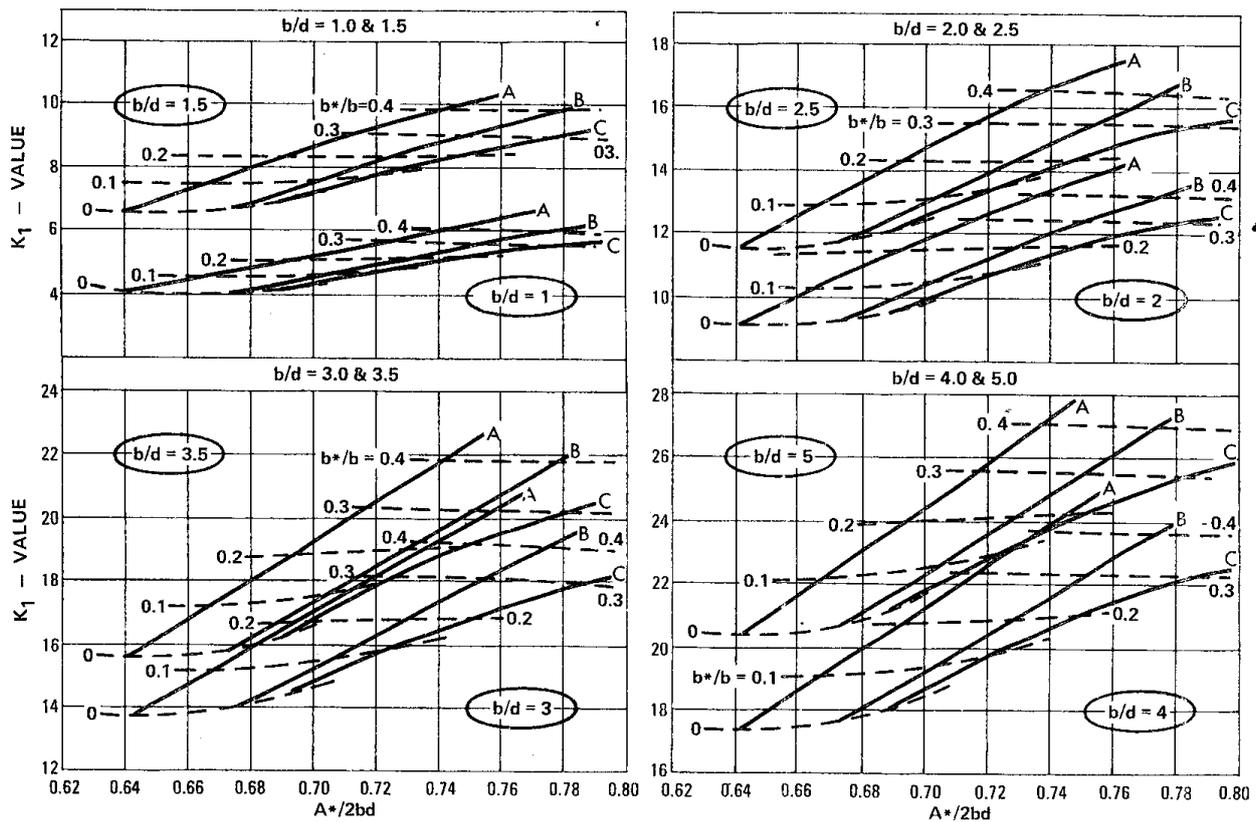
La pressione dovuta allo slamming viene espressa attraverso un coefficiente adimensionale k_1 nel modo seguente:

$$p = kV^2 = 1/2(\rho k_1 V^2)$$

in cui ρ è la densità dell'acqua e k_1 dipende da k e quindi anch'esso dalla forma della sezione considerata.

La determinazione del coefficiente k_1 è particolarmente semplice, perché esso dipende solo da due parametri, e cioè dall'area della sezione del fondo fino ad un'altezza pari a T/10 e dalla dimensione del fondo piatto dello scafo, come risulta evidente dai grafici riportati nella figura seguente:

⁶ In effetti l'esponente di V è indicato pari a due per semplicità, perché da dati sperimentali si è visto che esso è più prossimo ad un valore compreso fra 1.7 e 1.8.



In cui:

b = larghezza della sezione considerata all'immersione di $T/10$

b^* = metà larghezza del fondo piatto della sezione considerata

d = immersione pari a $T/10$ nella sezione considerata

A^* = area della sezione considerata al di sotto di un'immersione pari a $T/10$.

Nei grafici precedenti compaiono serie di curve denominate A, B e C, che si riferiscono a tre diverse forme di prua e fra le quali si può scegliere quella che più si avvicina alla forma della sezione di calcolo.

A questo punto il paragrafo in oggetto può considerarsi concluso anche se sono pienamente consapevole di non aver esaurito l'argomento sul quale, specie per quel che riguarda lo slamming, la letteratura tecnica è particolarmente estesa, ma spesso confusa e ancora non porta a risultati che possano essere considerati definitivi.

Non volendo aumentare la confusione che esiste sull'argomento, posso ritenermi soddisfatta per aver riportato i metodi più semplici per ricavare le pressioni e, quindi, le forze agenti sulla zona di prua di uno scafo e che serviranno per il dimensionamento e la verifica delle strutture di tale zona.

7. PROPORZIONAMENTO REGOLAMENTARE E DIRETTO DEL FASCIAME E DEI CORRENTI DI PRUA.

Per strutture complesse come quelle navali, anche quando ci si limita solo ad una parte di esse, è estremamente difficoltoso procedere con il solo proporzionamento diretto perché vi sono grandissime difficoltà a valutare i carichi agenti sulle stesse, a causa della loro natura stocastica derivante dal fatto che essi sono dovute al mare, che è continuamente variabile; inoltre tali strutture sono a molte iperstatiche e quindi non è semplice valutare la loro risposta ai carichi agenti, anche se essi fossero noti con precisione.

Pertanto nel seguito, così come è prassi nella costruzione navale, effettueremo il proporzionamento della nostra struttura di prua di una ipotetica nave di date dimensioni, facendo ricorso molto spesso alle formule fornite dal R. I. Na. 2005, capitolo 9, per dimensionare gli elementi che costituiscono detta struttura e poi li verificheremo con i metodi della Scienza della Costruzioni.

La nave di riferimento si suppone sia una petroliera a doppio scafo avente le seguenti dimensioni:

$$L = 240 \text{ m}$$

$$B = 40 \text{ m}$$

$$D = 20 \text{ m}$$

$$T = 15 \text{ m}$$

$$C_B = 0.8$$

$$V = 13 \text{ kn.}$$

Dal regolamento si ricava la pressione sul ponte nella zona centrale, che deve risultare maggiore o uguale a $10\phi \text{ KN/m}^2$, con $\phi=1$ per il ponte di bordo libero.

Inoltre noi ci occuperemo della zona a prua della paratia di collisione, che deve essere posizionata a $L/20=6$ metri dalla prua per $L \leq 200$ m e a 10 metri dalla prua per $L > 200$ m, pertanto la nostra paratia di collisione si troverà ad una distanza di 10 metri dalla prua.

La pressione d'onda sul ponte esposto per una posizione compresa fra $0.75L$ e L , a partire dalla perpendicolare addietro, è data da:

$$p_w = 19.6n\phi\sqrt{H} \quad \text{KN} / \text{m}^2$$

con:

$$\phi=1$$

$$n=1$$

e

$$H = C_{F1} \left[2.66 \left(\frac{x}{L} - 0.7 \right)^2 + 0.14 \right] \sqrt{\frac{VL}{C_B}} - (z - T_1) \geq 0.8$$

con:

$$C_{F1} = 1$$

$$V = 13 \text{ kn}$$

$$T_1 = 15 \text{ m}$$

$$z = 20 \text{ m}$$

Pertanto per una sezione posta, come esempio, leggermente a pruvia della mezzeria fra la paratia di collisione e la prua, si ricava:

$$x = 237 \text{ m} \rightarrow H = 17.474 \rightarrow p_w = 81.93 \text{ KN/m}^2.$$

Come conseguenza dei valori precedentemente calcolati, la pressione da considerare per verificare le strutture del ponte è:

$$p_1 = p + p_w = 91.93 \text{ KN/m}^2.$$

Il fasciame del ponte deve avere uno spessore che, secondo il Regolamento, deve essere non inferiore al valore dato dalla seguente formula:

$$t = 2.1 + 0.013Lk^{\frac{1}{2}} + 4.5s \quad [mm]$$

con

$$s = \text{intervallo d'ossatura} = 0.46 + 0.0023L = 1.012 \text{ m, che assumeremo pari ad 1 metro.}$$

Pertanto lo spessore del ponte a proravia della paratia di collisione deve essere pari a 9.5 mm.

Invece il modulo di resistenza minimo dei longitudinali del ponte nella zona che ci interessa è dato da:

$$w = \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} P_s + \gamma_{w2} P_w}{m R_y} \left(1 - \frac{s}{2l} \right) s l^2 10^3 \quad [cm^3]$$

con

$$m = 12$$

$$\gamma_R = 1.4$$

$$\gamma_m = 1.02$$

$$\beta_b = 1 \text{ ipotizzando che non ci siano squadre di estremità per metterci in sicurezza}$$

$$\gamma_{s2} = 1$$

$$\gamma_{w2} = 1.2$$

$$p_s = 10 \quad \text{KN/m}^2$$

$$p_w = 81.93 \quad \text{KN/m}^2$$

$$R_y = 235 \quad \text{N/mm}^2$$

$$s = 1 \quad m$$

l = distanza fra i bagli, deve essere assunta ≤ 2 m e che pertanto noi assumeremo pari a 2 m

Dai valori precedenti si ricava:

$$w = 164.5 \quad cm^3$$

a cui si può pervenire scegliendo un ferro piatto di altezza pari a 21.4 cm e spessore di 1.2 cm, con striscia di fasciame associato di larghezza pari a 100 cm e spessore pari a 0.95 cm; tale ferro è caratterizzato da un modulo di resistenza di 165 cm^3 .

Si può ora procedere con la verifica diretta degli elementi del ponte a proravia della paratia di collisione; se si inizia dai longitudinali, che considereremo quali travi incastrate alle estremità, perché il carico insiste su più campate e quindi è impedita la rotazione alle loro estremità, si ricava:

$$M = \frac{psl^2}{12} = \frac{91.93 * 2^2 * 1}{12} \quad KN * m = 30.64 \quad KN * m$$

e quindi una tensione data da:

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{30.64}{164.5} \quad \frac{KN * m}{cm^3} = 186 \quad \frac{N}{mm^2}$$

Quindi da questo risultato si ricava che il regolamento prevede un coefficiente di sicurezza nei riguardi di questi elementi contro lo snervamento pari a $s = R_y/\sigma = 1.26$, che può essere considerato accettabile tenendo conto che ci si trova in prossimità dell'estremità della nave e che quindi in questa zona il momento flettente primario è praticamente nullo e la sola tensione agente sulla struttura è quella locale e quella terziaria nel fasciame.

A conforto di questa conclusione calcoliamo ora il coefficiente di sicurezza dei longitudinali del ponte a centro nave, che ci aspettiamo sia superiore; la campata di tali travi è data dalla seguente formula:

$$l = 3.70 + \frac{L-180}{100} = 4.3 \quad m, \text{ che assumeremo pari a 4 metri.}$$

Lo spessore del ponte deve essere non inferiore a:

$$t = 1.6 + 0.032Lk^{\frac{1}{2}} + 4.5s = 14 \quad mm$$

Invece il modulo di resistenza minimo dei longitudinali con striscia di fasciame associato deve essere non inferiore a:

$$w = c_c \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} P_s + \gamma_{w2} P_w}{12(R_y - \gamma_R \gamma_m \sigma_N)} \left(1 - \frac{s}{2l}\right) sl^2 10^3 \quad [cm^3]$$

con

$$\beta_b = 1$$

$$c_c = 1$$

$$\gamma_R = 1.02$$

$$\gamma_m = 1.02$$

$$\gamma_{s2} = 1$$

$$\gamma_{w2} = 1.20$$

$$R_y = 235 \quad \text{N/mm}^2$$

$$\sigma_N = 60 \quad \text{N/mm}^2$$

$$p_s = 10 \quad \text{KN/m}^2$$

$$p_w = 17.5n\phi = 17.5 \quad \text{KN/m}^2.$$

Pertanto:

$$w = 218 \text{ cm}^3,$$

che può essere realizzato con un ferro piatto avente altezza pari a 34 cm e spessore pari a 1.3 cm, con striscia di fasciame associato di larghezza pari a 100 cm e spessore pari a 1.4 cm; tale ferro realizza un modulo di resistenza di 225 cm^3 .

Procedendo alla sua verifica con le stesse ipotesi precedenti, si ricava:

$$M = \frac{psl^2}{12} = \frac{27.5 * 4^2 * 1}{12} = 36.667 \quad \text{KN} * m$$

e

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{36.667}{225} 10^5 = 16296 \quad \frac{N}{\text{cm}^2} = 162.96 \quad \frac{N}{\text{mm}^2}$$

Pertanto il regolamento prevede un coefficiente di sicurezza a centro nave che effettivamente risulta maggiore di quello che viene previsto per la prua e che è dato da:

$$s = 235/162.96 = 1.44.$$

Per la verifica del fasciame del ponte a prua occorre innanzitutto valutare la pressione agente su di esso, che, per quanto visto fino ad ora, è pari a:

$$p = 91.93 \text{ KN/m}^2 = 9.193 \text{ N/cm}^2.$$

Tale pressione si considererà agente su un pannello di lamiera largo 100 cm (intervallo fra i longitudinali) e lungo 200 cm (distanza fra i bagli); il suo spessore è 0.95 cm.

Considerando una striscia di fasciame di larghezza pari ad 1 cm e di lunghezza pari a 100 cm, considerata incastrata agli estremi, si ricava:

$$M = \frac{ps^2b}{12} = \frac{9.193 * 100^2 * 1}{12} = 7661 \quad [N * cm]$$

$$w = \frac{bt^2}{6} = \frac{0.9025}{6} = 0.150 \quad [cm^3]$$

$$\sigma = \frac{M}{w} = 511 \quad \left[\frac{N}{\text{mm}^2} \right]$$

Pertanto il coefficiente di sicurezza è

$$s = \frac{R_y}{\sigma} = \frac{235}{511} = 0.46$$

che è chiaramente inaccettabile in campo elastico e che fa capire che il fasciame lavora in regime plastico per cui occorre ricorrere alle curve del Clarkson per verificare se le deformazioni permanenti che vengono causate dalla pressione agente sono ammissibili oppure non.

Tuttavia, prima di procedere a questa verifica, vediamo se la lastra schematizzata quale trave si collassa oppure no; il momento che provoca lo snervamento nella sezione di incastro è pari a:

$$M'_s = \sigma_y \frac{bt^2}{6} = 3535 \quad [N * mm]$$

invece quello che provoca la cerniera plastica alle estremità è dato da:

$$M''_s = 1.5M'_s = 5302 \quad [N * mm]$$

Il carico applicato provoca un momento all'estremità pari a $76610 \text{ N*mm} > M''_s$ e uno in mezzzeria pari alla metà di quello di estremità, che risulta minore di quello che provoca la completa plasticizzazione della sezione; si formano perciò due cerniere plastiche e la lastra non si trasformerebbe in un meccanismo se fosse valida l'ipotesi di considerarla quale trave; per avere una eventuale conferma di questa conclusione applichiamo il metodo del Clarkson, che prevede l'utilizzazione di opportune curve.

Per utilizzare le suddette curve occorre calcolare il parametro di snellezza della lastra β , il rapporto di forma a/b , la deformazione permanente ammissibile w_p e il parametro di carico Q .

Per il pannello da verificare e per la natura del materiale, è facile rendersi conto che:

$$E = 2.06 * 10^5 \quad \text{N/mm}^2$$

$$\sigma_y = 235 \quad \text{N/mm}^2$$

$$b = 100 \quad \text{cm}$$

$$t = 0.95 \quad \text{cm}$$

per cui:

$$\beta = \frac{b}{t} \sqrt{\frac{\sigma_y}{E}} = 3.55.$$

Inoltre, essendo, $p = 0.09193 \text{ N/mm}^2$, risulta:

$$Q = \frac{pE}{\sigma_y} = 0.343$$

Il parametro di forma è evidentemente:

$$\frac{a}{b} = \frac{200}{100} = 2$$

Mentre la deformazione permanente ammissibile per navi mercantili è universalmente considerata pari a :

$$w_p = \frac{b}{100} = 1 \quad [cm]$$

Per cui si ha l'altro parametro che occorre per utilizzare le curve del Clarkson:

$$\frac{w_p}{\beta t} = 0.3$$

Dalle curve riportate di seguito, in cui la prima si riferisce a $w_p/\beta t = 0.2$ e la seconda si riferisce allo stesso parametro uguale a 0.4, si ricava dalla prima $Q = 0.5$, e dalla seconda $Q = 0.7$, pertanto interpolando, si ottiene il nostro $Q = 0.6$, maggiore di quello applicato, e quindi la pressione agente è ammissibile.

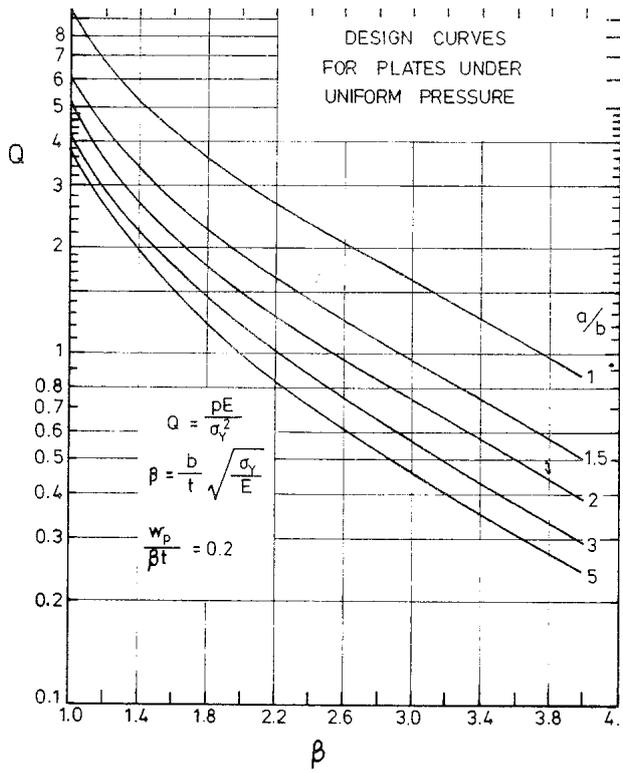
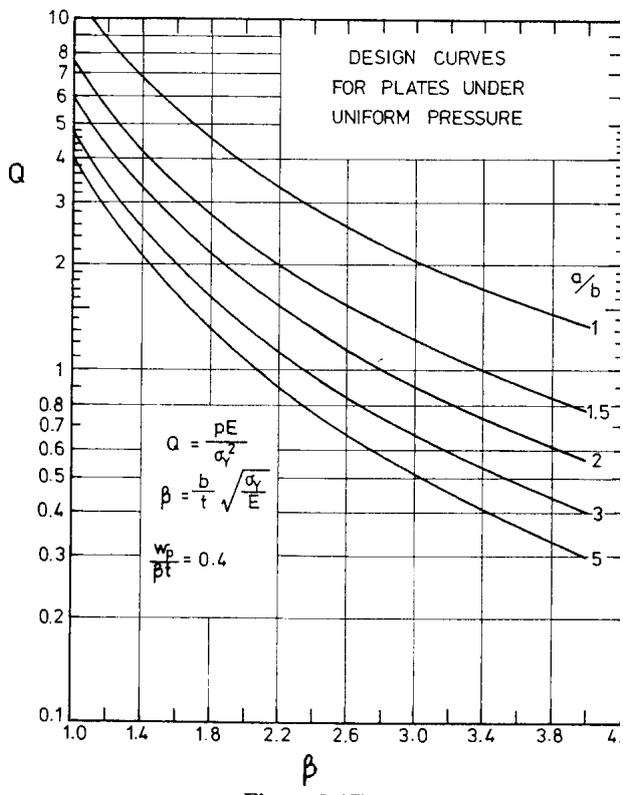


Figure 9.17a



Ora calcoliamo la deformazione permanente che si ottiene con il nostro carico applicato; dalla teoria del Clarkson si ha:

$$\frac{w_p}{t} = 4\left(1 - \sqrt{1 - m_e}\right) - 2m_e - \frac{m_e^2}{2}$$

con

$$m_e = \frac{M_e - M_y}{\frac{M_p}{3}}$$

$$M_y = \frac{\sigma_y}{\sqrt{1 - \nu + \nu^2}} \frac{t^2}{6}$$

$$M_p = 1.5M_y$$

$$M_e = \left(\frac{t_r^2}{6} + \frac{t^2 - t_r^2}{4} \right) \sigma_y$$

con i nostri dati, e cioè:

$$t_r = 0$$

$$t = 9.5 \quad \text{mm}$$

$$\beta = 3.55$$

si ricava:

$$M_e = 6012 \quad \text{N*mm}$$

$$M_y = 4008 \quad \text{N*mm}$$

$$M_p = 6012 \quad \text{N*mm}$$

$$M_e = 1$$

$$F(m_e) = 1$$

Pertanto dalla relazione seguente:

$$\frac{w_{p0}}{t} = \frac{1.5\beta^2}{24\sqrt{1 - \nu + \nu^2}} = 0.07\beta^2 = 0.88 \Rightarrow w_{p0} = 8.38 \text{ mm}$$

che è la deformazione permanente al completamento delle cerniere.

Inoltre risulta:

$$\frac{w_p}{w_{p0}} = \frac{2}{3} F(m_e) = 0.667 \Rightarrow w_p = 5.59 \text{ mm}$$

E' questa la deformazione permanente massima della nostra lastra, che è perfettamente accettabile perché inferiore a quella limite $b/100 = 10 \text{ mm}$.

Pertanto la nostra verifica ha dimostrato che il dimensionamento del fasciame del ponte a proravia della paratia di collisione è adeguato a resistere ai carichi che deve sopportare.

Procediamo ora con il dimensionamento e la verifica degli elementi del fondo, per i quali occorre innanzitutto ricavare la pressione d'impatto dovuta allo slamming; precedentemente si è visto che essa dipende da un coefficiente k facilmente determinabile una volta note le forme di prua e dalla velocità d'impatto relativa, che si può ricavare da opportuni programmi di calcolo che permettono di valutare i moti e quindi le accelerazioni dello scafo. Nella impossibilità di utilizzare uno di tali programmi, non a disposizione della scrivente, ci viene in aiuto, come al solito, il Regolamento del R.I.Na., che indica che la pressione di impatto sul fondo si può ricavare con la seguente relazione:

$$p_{B1} = 25n \left[0.004 - \left(\frac{T_F}{L} \right)^2 \right] \frac{L_1 L}{T_F} \quad [KN / m^2]$$

con

$$n = 1$$

$$T_F = \text{MIN}(0.04L; 8.6 \text{ m}) = 8.6 \text{ m}$$

$$L_1 \leq 200 \text{ m}$$

Pertanto $p_{B1} = 379 \text{ KN/m}^2$, cioè la pressione di impatto sul fondo è 379/91.93 circa 4 volte superiore a quella che abbiamo considerato agente sul ponte dello scafo a proravia.

Lo spessore del fasciame del fondo a prua deve essere non minore del valore fornito dalla seguente formula:

$$t = c_F (0.038L + 0.7) (sk)^{\frac{1}{2}} - c_E$$

con

$$s = 1 \text{ m} = 1000 \text{ mm}$$

$$c_F = 1$$

$$c_E = 0 \text{ per } L = 240 \text{ m.}$$

Pertanto $t = 16 \text{ mm}$, mentre la distanza fra i madieri deve essere non maggiore di 2.5 m e noi assumeremo che essa sia proprio uguale a 2500 mm.

Per la verifica del fasciame del fondo procederemo allo stesso modo di quanto fatto per quello del ponte, cioè considereremo un pannello di lamiera di spessore pari a 16 mm, larghezza pari a 1000 mm e lunghezza pari a 2500 mm incastrato ai bordi e soggetta alla pressione di 0.379 N/mm².

Considerando una striscia di fasciame larga 1 mm, si ricava:

$$M = \frac{pbs^2}{12} = \frac{0.379 * 1 * (1000)^2}{12} = 31583 \quad N * mm$$

e

$$w = \frac{bt^2}{6} = 42.667 \quad mm^3$$

Pertanto la tensione agente è:

$$\sigma = 749 \text{ N/mm}^2 > \sigma_y$$

e perciò la lamiera lavora in campo plastico e per una verifica più attendibile occorre ricorrere alle curve del Clarkson, per entrare nelle quali si devono ricavare i seguenti parametri:

$$\beta = 2.11$$

$$a/b = 2.5$$

$$Q = 1.41$$

$$w_p = b/100 = 1 \text{ cm}$$

$$w_p/\beta t = 0.3$$

Quindi, essendo l'ultimo parametro ancora pari a 0.3, occorre interpolare i risultati fra le curve relative ai parametri 0.2 e 0.4, che sono già state riportate in precedenza.

Da tali curve si ricava $Q = 1.85$ per $w_p/\beta t = 0.2$ e $Q = 1.95$ per $w_p/\beta t = 0.4$ pertanto il nostro Q ammissibile è pari a 1.9, che risulta maggiore di quello applicato e infatti $p_{amm} = 0.51 > p_{fondo} = 0.379 \text{ N/mm}^2$.

Anche per il fasciame del fondo ricaviamo la deformazione permanente dovuta al carico agente come fatto per il fasciame del ponte:

$$w_{p0}/t = 0.07\beta^2 = 0.312 \rightarrow w_{p0} = 5 \text{ mm}$$

$$w_p/w_{p0} = 2/3 * F(m_e)$$

$$M_e = 17052 \quad \text{N*mm}$$

$$M_y = 11368 \quad \text{N*mm}$$

$$M_p = 17052 \quad \text{N*mm}$$

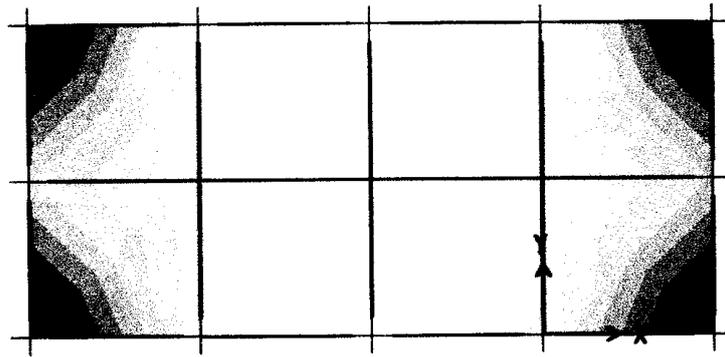
$$m_e = 1$$

$$F(m_e) = 1$$

$$w_p/w_{p0} = 0.667 \rightarrow w_p = 3.335 \text{ mm} < b/100 = 10 \text{ mm}.$$

Quindi anche in questo caso la verifica ha fornito un risultato soddisfacente.

Per completare il discorso sulla verifica del fasciame del fondo, riportiamo di seguito il diagramma che fornisce la tensione puntuale di Von Mises, ottenuto con un calcolo agli elementi finiti eseguito con il programma strutturale SAP 2000 PLUS, schematizzando il fasciame con elementi SHELL:



SAP2000 v6.11 - File:fasciame fondo sap - Stress SVM Diagram (LOAD1) - N-mm Units

Dal diagramma precedente si nota come tutta la striscia centrale trasversale lavora ad una tensione maggiore di 495 N/mm^2 , che costituisce il fondo scala del nostro diagramma, pertanto esso conferma i risultati ai quali eravamo pervenuti con la schematizzazione a strisce.

Procedendo ora con il proporzionamento e la verifica dei longitudinali del fondo a prua della paratia di collisione, il Regolamento ci propone le seguenti formule:

$$w = \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} P_s + \gamma_{w2} P_w}{8R_y} \left(1 - \frac{s}{2l}\right) s l^2 10^3 \quad [cm^3]$$

con

$$\gamma_R = 1.4$$

$$\gamma_m = 1.02$$

$$\beta_b = 1$$

$$\gamma_{s2} = 1$$

$$\gamma_{w2} = 1.2$$

$$p_s = \rho_L g (z_L - z) = 1.025(20 - 0) = 20.50 \quad [t/m^2] = 2.09 \quad [KN/m^2]$$

con

$$\rho_L g = 1.025 \quad [t/m^3]$$

$$z_L = z_{TOP} + 0.5(z_{AP} - z_{TOP}) = 20 + 0.5(20 - 0) = 20 \quad m$$

$$p_w = \rho_L a_{z1} (z_{TOP} - z) = 0.1 * 52.27 * 20 = 104.54 \quad [KN/m^2]$$

$$a_{z1} = \sqrt{a_H^2 + \alpha_p K_x L^2} = 52.27$$

$$a_H = a_B g \quad [m/s^2] = 0.887 * 9.81 = 0.87 \quad [m/s^2]$$

$$a_B = n \left(0.76F + 1.875 \frac{h_w}{L} \right) = 1 \left(0.76 * 0.138 + 1.875 \frac{11.35}{240} \right) = 0.887$$

con:

$$h_w = 11.44 - \left| \frac{L - 250}{110} \right| = 11.35$$

$$F = 0.164 \frac{V}{\sqrt{L}} = 0.138$$

$$\alpha_p = A_p \left(\frac{2\pi}{T_p} \right)^2 = 0.167 \quad [rad/s^2]$$

$$T_p = 0.575 \sqrt{L} = 8.91 \quad [s]$$

$$A_p = 0.328 \left(1.32 - \frac{h_w}{L} \right) \left(\frac{0.6}{C_B} \right)^{0.75} = 0.336 \quad [rad]$$

$$K_x = 1.2 \left(\frac{x}{L} \right)^2 - 1.1 \frac{x}{L} + 0.2 \geq 0.018$$

$$x = 237 \quad m$$

$$K_x = 0.284$$

$$s = 1 \quad m$$

$$l = 2.5 \quad m$$

pertanto:

$$w = 485 \text{ cm}^3$$

che può essere realizzato con un ferro piatto avente altezza pari a 31 cm, spessore pari a 1.71 cm, striscia di fasciame associate di spessore pari a 2.55 cm e larghezza pari alla distanza fra i longitudinali, che è di 100 cm.

Procedendo alla verifica diretta, considerando il longitudinale incastrato ai madieri, si ricava:

$$M = \frac{psl^2}{12} = \frac{379 * 1 * 2.5^2}{12} \quad [KN * m] = 197.396 * 10^5 \quad [N * cm]$$

$$\sigma = \frac{M}{w} = 407 \quad [N / mm^2] \geq \sigma_y.$$

Quindi, per rimanere in campo elastico, occorrerebbe utilizzare un longitudinale avente $w=840 \text{ cm}^3$.

In effetti sembrerebbe che il Regolamento ammetta una deformazione plastica dei longitudinali del fondo, così come del resto abbiamo visto che ammette una deformazione plastica del fasciame del fondo.

Tuttavia la struttura non collassa perché si formano solo due cerniere plastiche all'estremità del longitudinale, mentre in mezzeria si resta in campo elastico in quanto si ha:

$$\sigma_{\frac{l}{2}} = \frac{407}{2} = 203.5 \quad [N / mm^2] < \sigma_y.$$

In alternativa all'aumento delle dimensioni del longitudinale, poiché il R. I. Na. impone una distanza fra i madieri non maggiore di 2.5 metri, si può pensare di mantenere invariato il dimensionamento dei longitudinali e di disporre i madieri ad un intervallo minore e pari a:

$$l = \sqrt{\frac{12M}{0.379 * 10^3}} = 1.9 \quad [m]$$

con

$$M = \sigma_y w = 1.14 * 10^8 \quad [N * mm].$$

Passiamo ora al proporzionamento e alla verifica diretta del paramezzale centrale e dei madieri.

Il Regolamento prescrive per entrambi un'altezza dell'anima pari a:

$$h_M = 0.085D + 0.15 = 1.85 \text{ m}$$

e uno spessore della stessa pari a:

$$t_M = 10 \text{ mm}$$

un'area della piattabanda data da:

$$A_p = 3.15D = 63 \text{ cm}^2$$

uno spessore della piattabanda dato da:

$$t_p = 0.4D+5 \leq 14 = 13 \text{ mm}$$

e una larghezza della stessa pari a:

$$h_p = \frac{6300}{13} = 485 \quad [mm] .$$

Inoltre viene prescritto di sistemare paramezzali laterali aventi lo stesso dimensionamento dei madieri e del paramezzale centrale ad una distanza pari a due intervalli di ossatura e quindi a 2000 mm, pertanto la larghezza del fasciame associato è pari a $b_F = 2000 \text{ mm}$.

Il modulo di resistenza di tali travi è pari a:

$$w = 20479 * 10^3 \text{ mm}^3.$$

Effettuando la verifica a trave dei paramezzali si ricava:

$$M = \frac{psl^2}{12} = \frac{0.379 * 2500^2 * 2000}{12} = 3.9 * 10^8 \quad [N * mm]$$

$$\sigma = \frac{M}{w} = 19.28 \quad [N / mm^2].$$

Quindi la conclusione è che sia il paramezzale centrale che quelli laterali sono molto poco sollecitati dalla pressione d'impatto sul fondo.

Per quel che riguarda i madieri c'è da aspettarsi la stessa situazione, infatti, effettuando i calcoli, si ricava:

$$M = \frac{psl^2}{12} = \frac{0.379 * 2500 * 2000^2}{12} = 3.16 * 10^8 \quad [N * mm]$$

$$\sigma = \frac{M}{w} = 15.42 \quad [N / mm^2].$$

Essendo risultate molto modeste le tensioni di lavoro delle travi rinforzate del fondo non si ritiene opportuno estendere la verifica anche al caso di calcolo a grigliato della struttura completa.

A conclusione di questa verifica si può concordare con quanto ricavato dalla quasi totalità dei ricercatori che si sono interessati al problema e cioè che le elevate pressioni sul fondo che provoca lo slamming, hanno scarsa influenza sulla robustezza primaria e secondaria dello scafo, ma danno vita ad elevatissime tensioni sulle strutture locali; a conferma di quanto prima basta osservare il fondo di navi realizzate, che, in genere, presenta un elevato numero di deformazioni permanenti, segno che su esse hanno agito tensioni superiori a quelle di snervamento.

Procedendo ora con il proporzionamento e la verifica diretta delle strutture del fianco, si utilizza il Regolamento per determinare lo spessore del fasciame del fianco a prua della paratia di collisione; esso fornisce la seguente formula:

$$t = c_F (0.038L + 7.0) (sk)^{\frac{1}{2}} - c_E \quad [mm]$$

con

$$c_F = 1$$

$$c_E = 0$$

$$s = 2.5 \text{ m}$$

Pertanto risulta $t = 25.5 \text{ mm}$.

Una verifica diretta del fasciame del fianco si può eseguire sul suo primo corso assumendo un punto di calcolo coincidente con il fondo e ipotizzando che la pressione sia costante e pari a quella di impatto sul fondo; poiché si è visto che tale verifica risultava soddisfacente per il fasciame del fondo il cui spessore è di 16 mm, sembrerebbe sia superfluo effettuare la verifica del fasciame del fianco, tuttavia poiché si è visto che il fondo lavora in regime plastico, si ritiene opportuno ricorrere al calcolo diretto per controllare se, nel caso del fianco, ci si trova in regime elastico o plastico.

Quindi, considerando una striscia di fasciame di larghezza pari ad un millimetro e incastrata alle estremità, si ricava:

$$M = \frac{pbl^2}{12} = \frac{0.379 * 1 * 1000^2}{12} = 31583 \quad [N * mm]$$

$$w = \frac{bt^2}{6} = 108.375 \quad [mm^3]$$

$$\sigma = \frac{M}{w} = 291.4 \quad [N / mm^2].$$

Pertanto anche per il fasciame del fianco si supera la tensione di snervamento, ma non si formano le cerniere plastiche all'estremità, in cui la plasticizzazione interessa solo una parte del fasciame stesso.

Procedendo nella verifica, si osserva che il R. I. Na. prescrive un modulo di resistenza dei rinforzi ordinari a prua, che deve essere non inferiore al valore fornito dalla seguente formula:

$$w = \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} P_s + \gamma_{w2} P_w}{8R_y} \left(1 - \frac{s}{2l}\right) sl^2 10^3 \quad [cm^3]$$

Quindi la formula è la stessa che fornisce il modulo di resistenza dei longitudinali del fondo e, considerando che il primo longitudinale del fianco si trova solo un metro al di sopra del fondo, si può ritenere che il modesto decremento di p_s e p_w non modifichi il risultato al quale si giunge e perciò le conclusioni sono le stesse che abbiamo ricavato dalla verifica dei longitudinali del fondo.

Per quel che riguarda le costole rinforzate, che si devono estendere fino al ponte di coperta, il loro modulo di resistenza deve essere non minore del valore dato dalla seguente formula:

$$w = \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} \lambda_{bs} P_s + \gamma_{w2} \lambda_{bw} P_w}{8R_y} s l^2 10^3 \quad [cm^3]$$

con

$$\gamma_R = 1.60$$

$$\gamma_m = 1.02$$

$$\gamma_{s2} = 1$$

$$\gamma_{w2} = 1.20$$

$$\beta_b = 1$$

$$\lambda_{bs} = 1 + 0.2 \frac{P_{sd} - P_{su}}{P_{sd} + P_{su}} = 1.02$$

$$\lambda_{bw} = 1 + 0.2 \frac{P_{wd} - P_{wu}}{P_{wd} + P_{wu}} = 1.02$$

p_{sd} (p_{wd}) = pressione in acqua tranquilla (pressione d'onda), in KN/m^2 , all'estremità inferiore del rinforzo in esame

p_{su} (p_{wu}) = pressione in acqua tranquilla (pressione d'onda), in KN/m^2 , all'estremità superiore del rinforzo in esame = 0 KN/m^2 .

Quindi si ricava $w=705.8 \text{ cm}^3$.

Pertanto, considerando una pressione uniforme e pari a quella massima sul fondo, si ha:

$$M = \frac{pbl^2}{12} = \frac{379 * 2.5 * 18.15^2}{12} = 26010.65 \quad [KN * m]$$

$$\sigma = \frac{26010.10 * 10^3 * 10^3}{705.8 * 10^3} = 36851 \quad [N / mm^2]$$

Questo valore è chiaramente inaccettabile perché si è considerata una campata unica fra ponte e cielo del doppio fondo; infatti il Regolamento impone di sistemare correnti rinforzati del fianco ad una distanza adeguata, per la quale non fornisce alcuna indicazione, e che noi ora vogliamo calcolare.

Dall'espressione precedente, imponendo che la tensione di lavoro sia pari a quella di snervamento, si ricava una distanza fra i correnti rinforzati uguale a:

$$M_{amm} = 705.8 * 10^3 * 235 = 1.66 * 10^8 \text{ N} * \text{mm}$$

$$d = \sqrt{\frac{12M_{amm}}{q * 2500}} = 1449 \text{ mm} \cong 1.45 \text{ m}.$$

Se invece si adotta uno schema più aderente alla realtà, e cioè con una pressione triangolare con estremità nulla in corrispondenza del ponte di coperta, si ha:

$$P = \frac{p_m l}{2} = \frac{0.379 * 18.5 * 10^6}{2} = 3.5 * 10^6 \quad [N]$$

$$M_{estremo\ inferiore} = \frac{Pl}{10} = 6.48 * 10^9 \quad [N * mm]$$

$$M_{amm} = 1.66 * 10^8 \quad [N * mm]$$

$$d = \sqrt{\frac{2 * M_{amm} * 10}{p_m}} = 1.87 \quad [m]$$

Quindi devono essere previsti correnti rinforzati orizzontali ad una distanza fra di loro di 1.87 metri.

Poiché le costole sono caricate di punta dalla pressione di impatto sul fondo si ritiene utile effettuare una verifica a carico di punta delle stesse; le costole possono essere realizzate con un ferro piatto di altezza pari a 37 cm, spessore pari a 1.68 cm e fasciame associato di larghezza pari a 250 cm e spessore pari a 2.55 cm; la loro area è $A = 695.38 \text{ cm}^2$ e il momento d'inerzia è $I = 24229 \text{ cm}^4$, pertanto la sua tensione critica si calcola ricavando prima la snellezza:

$$\lambda = \frac{l}{\rho}$$

con

$$l = 187 \text{ cm}$$

$$\rho = \sqrt{\frac{I}{A}} = 5.9$$

Pertanto:

$$\lambda = 31.68.$$

Essendo $\lambda < \lambda_{lim} = 100$ occorre utilizzare una formula valida per le travi tozze, che potrebbe essere quella del Tetmejer:

$$\sigma_{cr} = 3100 - 11.4\lambda = 2738 \quad [kg / cm^2] = 268.68 \quad [N / mm^2] > \sigma_y$$

La tensione di lavoro è pari, considerando una forza verticale ottenuta moltiplicando la pressione di impatto per la superficie sostenuta dalla costola, a:

$$\sigma_l = \frac{P}{A}$$

con

$$P = 100 * 250 * 0.379 * 10^2 = 9475 \quad N$$

Quindi:

$$\sigma_l = 31,2 \text{ N/mm}^2 < \sigma_{cr}.$$

Pertanto la costola non corre il pericolo di cedere per carico di punta.

I correnti rinforzati previsti sul fianco dal Regolamento devono avere un modulo di resistenza non minore del valore ricavabile dalla seguente formula:

$$w = \gamma_R \gamma_m \beta_b \frac{\gamma_{s2} P_s + \gamma_{w2} P_w}{8 R_y} s l^2 * 10^3 = 614.8 \quad [cm^3]$$

Il Regolamento prescrive che tali correnti rinforzati possano essere sostituiti da copertini forati a intervalli non maggiori di 2.5 metri e il cui spessore deve essere non inferiore a quello ricavato dalla seguente formula:

$$t = 2.1 + 0.013 L k^{\frac{1}{2}} + 4.5 s = 9.72 \quad [mm];$$

pertanto la soluzione che si può pensare di scegliere è quella di alternare un corrente rinforzato con un copertino, dal cielo del doppio fondo al ponte di coperta, ad una distanza l'uno dall'altro di 1.87 metri.

Inoltre deve essere prevista una paratia stagna centrale, il cui spessore di fasciame, per un'altezza pari a quella del madiere (quindi 1.85 metri), deve avere uno spessore non minore di quello del paramezzale centrale (10 mm) e, per i corsi superiori, lo spessore deve essere non minore di:

$$t = 6.5 + 0.013 L_1 = 9.1 \quad [mm]$$

8. CONCLUSIONI

Al termine del mio lavoro di tesi è opportuno elaborare delle conclusioni, sia per sintetizzare quanto fatto, sia per analizzare criticamente i risultati ottenuti.

Innanzitutto, come recita il titolo della tesi: “ La robustezza dello scafo con particolare riguardo alla struttura di prua “, mi sono interessata al problema della valutazione della robustezza dello scafo, con particolare riferimento alle strutture di prua, che, almeno da un punto di vista locale, sono fra le più sollecitate.

Per quel che riguarda la robustezza in generale di qualsiasi struttura è noto che, ai fini di una sua valutazione, è necessario innanzitutto individuare i carichi agenti su di essa, la geometria e le caratteristiche del materiale di cui la struttura è composta e i vincoli cui essa è soggetta.

Anche per lo scafo occorre seguire queste varie tappe, con la complicazione (ed è bene precisare che nel caso delle navi le complicazioni sono sempre presenti per la difficoltà di schematizzare opportunamente una struttura fra le più grandiose ed affascinanti fra quelle ideate dall'uomo) che occorre riferirsi ad una robustezza primaria, ad una secondaria e infine ad una terziaria.

Per quel che riguarda la prima, che si riferisce alla nave schematizzata come una trave, i carichi agenti sono quelli dovuti al mare e ho esaminato come, pur con una certa approssimazione, è possibile valutarli; per quel che riguarda il materiale, che può in realtà essere di varia natura, potendosi utilizzare leghe di alluminio, vetroresina, legno, leghe al carbonio per gli scafi più piccoli, cemento etc., mi sono limitata a considerare l'acciaio ordinario e, con l'utilizzazione di un opportuno coefficiente, quello ad elevata resistenza; per quel che riguarda la geometria è evidente dall'analisi del piano dei ferri di varie navi, che essa può essere assimilata ad una trave cava in parete sottile irrigidita da rinforzi verticali, longitudinali e trasversali; per quel che riguarda i vincoli, essi possono essere ritenuti assenti, a meno che, come abbiamo visto in uno dei precedenti paragrafi, non si voglia considerare lo scafo come una trave su appoggio elastico e quindi ricorrere a molle dotate di rigidità verticale per tenere conto dell'effetto del mare in cui lo scafo si trova a navigare.

Una volta ricavati i carichi, in maniera deterministica e/o probabilistica, dall'analisi dei ferri longitudinali costituenti una sezione trasversale si ricava il suo modulo di resistenza e, nota la tensione ammissibile del materiale, è facile effettuare la verifica della robustezza longitudinale semplicemente dividendo il momento flettente primario per detto modulo di resistenza, controllando che la tensione risultante risulti minore di quella ammissibile.

Sempre nell'ambito della robustezza primaria, c'è da effettuare la verifica a flessione orizzontale, che si conduce nello stesso modo visto precedentemente, avendo l'accortezza di

considerare il momento flettente orizzontale e il modulo di resistenza rispetto ad un asse contenuto nel piano diametrale.

Infine sempre per quel che riguarda la robustezza primaria occorre effettuare una verifica a torsione non uniforme (che è quella che sempre agisce su uno scafo), una volta noto il momento torcente (per conoscere il quale è necessario calcolare la posizione del centro di taglio), è possibile ricavare la tensione di ingobbimento (o di warping), che si somma a quelle longitudinali e verificare che il loro valore complessivo sia minore o uguale a quello ammissibile; per quel che riguarda la verifica a taglio occorre innanzitutto calcolare, sezione per sezione, il valore del taglio agente e poi, considerando a seconda del tipo di nave, sezioni mono o pluriconnesse, calcolare il flusso del taglio e quindi la tensione di taglio, che risulta essere massima in corrispondenza dell'asse neutro e che deve essere minore o uguale alla tensione tangenziale ammissibile, che di solito si ritiene essere pari al 70% di quella longitudinale ammissibile.

Per quel che riguarda la robustezza secondaria occorre osservare che essa si riferisce alla verifica delle travi rinforzate estententesi da paratia trasversale a paratia trasversale e, più in generale, ai pannelli nervati che costituiscono gli elementi più diffusi nella costruzione navale.

Per quel che riguarda i carichi agenti su di essi, occorre considerare i pesi locali della struttura e della merce, le spinte locali idrostatiche e/o idrodinamiche e, in più, i carichi derivanti dalla robustezza longitudinale e che, stante la limitata estensione verticale di tali elementi rispetto all'altezza della nave, possono essere ritenuti costanti e di natura membranale.

Per quel che riguarda infine i vincoli, essi dovrebbero in ogni caso essere considerati quali incastri cedevoli, dei quali è però estremamente complicato valutare il grado di cedevolezza, oppure, più semplicemente, considerare l'appoggio e/o l'incastro perfetto, per scegliere fra i quali occorre valutare sia il tipo e le dimensioni delle strutture di estremità sia, soprattutto, il tipo e l'estensione del carico.

Una volta individuati il carico e i vincoli, è possibile calcolare la tensione risultante che dovrà essere sommata, tenuto conto del segno e della fase, con quella proveniente dal calcolo della robustezza primaria.

Per quel che riguarda infine la robustezza terziaria occorre osservare che essa si riferisce a quella di un pannello di fasciame compreso fra due rinforzi longitudinali e due rinforzi trasversali adiacenti.

Anche in questo caso occorre considerare i carichi, che ancora una volta, saranno quelli dovuti ai pesi locali e alle spinte idrostatiche e/o idrodinamiche (in più occorrerà tenere conto dei carichi derivanti dalla risposta primaria, che, come già detto, possono essere considerati di tipo membranale e ritenuti costanti, e dei carichi derivanti dalla risposta secondaria che, sia pure con un

grado di approssimazione minore, potranno anche essi, nel fasciame, essere considerati di tipo membranale e di valore costante).

Per quel che riguarda i vincoli, in questo caso a maggior ragione di quanto visto per la verifica secondaria, occorre tenere conto del tipo e dell'estensione del carico per scegliere fra l'appoggio o l'incastro perfetto.

Si può poi passare al calcolo delle tensioni con la teoria delle piastre o, più semplicemente, ma con un elevato grado di approssimazione per i rapporti fra lunghezza e larghezza della piastra che di solito vengono utilizzati nella costruzione navale, isolando una striscia di fasciame di larghezza unitaria e utilizzando la teoria della trave.

Infine occorre sommare la tensione così calcolata, e che evidentemente è di natura flessionale, a quelle derivanti dalla risposta primaria e secondaria, sempre tenendo conto dei relativi segni e fasi.

Dopo aver trattato nella mia tesi la robustezza primaria facendo riferimento anche alle norme contenute nel R. I. Na. 2005 e traendo da esse conclusioni che confermano la bontà delle ipotesi avanzate nel passato ai fini di valutare l'entità dei carichi idrodinamici rispetto a quelli idrostatici, sono passata a considerare la robustezza trasversale, che può essere considerata come un caso particolare di robustezza secondaria (come è evidente dalla osservazione che per essa si utilizzano valori di tensione ammissibile diversi –e superiori- da quelli che si adoperano per la robustezza primaria).

In questo paragrafo, riportando e completando i calcoli eseguiti su un telaio di petroliera provato dal D. I. N. sotto la direzione del Prof. Spinelli e presentati al convegno ICMRT 07 tenutosi ad Ischia, sono giunta alla conclusione che i vincoli più appropriati da utilizzare per una sezione trasversale degli scafi, al fine di eliminare i suoi moti di corpo rigido, sono i seguenti:

- appoggio al ginocchio
- molla dotata di rigidità verticale in corrispondenza della paratia verticale
- doppio pendolo nel piano diametrale.

Il completamento dei calcoli riportati nell'articolo in oggetto è consistito nell'estendere l'analisi al caso di telai tridimensionali considerando tutti quelli compresi fra due paratie trasversali contigue e ritenendo che essi fossero collegati dalle travi longitudinali incastrate alle estremità.

Il risultato di questi calcoli ha mostrato che le tensioni nei nodi variano al variare della posizione longitudinale dei telai e che quelle massime si registrano nel telaio centrale.

Infine si è riportata la teoria su cui si basa il metodo delle deformazioni utilizzato dal programma di calcolo adoperato per il mio studio.

Nei paragrafi successivi mi sono occupata di trattare più propriamente le strutture di prua (accennando anche a quelle di poppa), riferendomi sia a quanto è prassi nella tradizione dei cantieri navali, sia a quanto specificato nelle norme dei regolamenti: la conclusione è stata che tale zona deve essere particolarmente rinforzata per i notevoli carichi che deve sopportare.

Per quel che riguarda i carichi –che è indispensabile calcolare per eseguire un proporzionamento diretto delle strutture- si è considerato con particolare attenzione il fenomeno dello slamming, senza purtroppo poter giungere a risultati quantitativi perché non mi è stato possibile utilizzare il software necessario per valutare i parametri per il calcolo delle forze d’impatto; pertanto, dopo aver riportato le basi della teoria che regola il fenomeno, ho dovuto far ricorso alle formule empiriche del regolamento per giungere a dei risultati concreti.

Una volta ricavati i carichi, ho potuto eseguire il proporzionamento degli elementi principali della zona di prua degli scafi sia da un punto di vista regolamentare, sia da un punto di vista di calcolo diretto; la conclusione del calcolo diretto è che il regolamento ammette una deformazione permanente del fasciame di prua e di alcuni elementi della stessa, in quanto in alcune zone si sono ricavate tensioni superiori a quella di snervamento.

Con quanto esposto il lavoro si può considerare concluso e spero, con esso, di aver fornito un contributo –non so quanto importante- alla determinazione del modo di affrontare lo studio di questa particolare zona di scafo, alla quale non sempre viene dedicata l’attenzione necessaria.

9. BIBLIOGRAFIA

- 1) R. I. Na. Parte B, 2005.
- 2) CALDWELL J. B. "Ultimate longitudinal strength"
Trans. R. I. N. A., 1965
- 3) "Ultimate strength of a ship's hull girder in plastic and buckling modes"
SSC-229, 1980
- 4) HUGHES O. F. "Ship structural design"
John Wiley & sons, New York, 1983
- 5) SPINELLI F. "Costruzioni Navali"
Liguori, Napoli, 1961
- 6) BHATTACHARYYA R. "Dynamics of marine vehicles"
John Wiley & sons, New York, 1978
- 7) OCHI M. K. & MOTTER L. "Prediction of slamming characteristics and hull response for ship design"
Trans. SNAME, 1973
- 8) MANSUR A. & D'OLIVERIA J. M. "Hull bending moment due to ship bottom slamming in regular waves"
JSR, 1972
- 9) MANDARINO M. "Appunti di Costruzioni navali I"
- 10) TURTORO A. "Appunti di Costruzioni Navali II"
- 11) MANUALE SAP 2000 PLUS
- 12) PRZEMIENIECKI J. S. "Theory of matrix structural analysis"
McGraw-Hill, 1968
- 13) SPINELLI F. "Prove sperimentali di robustezza trasversale su struttura navale al vero"
Tecnica Italiana, 1963
- 14) TURTORO A. & TURTORO M. "On the analysis of transverse strength of a ship's hull"
ICMRT, Ischia, 2007