



DIPARTIMENTO DI INGEGNERIA CIVILE

ELETTRA G.L.T.

MODIFICA DELLO SCARICO A MARE
PER LA RIDUZIONE DELLE SCHIUME

DIMENSIONAMENTO STATICO

Il manufatto di restituzione e' sostanzialmente un cassone in acciaio che raccoglie le acque sfioranti dal preesistente sfioratore e le convoglia al mare in profondita' limitando cosı' le agitazioni turbolente in superficie e quindi l'ossigenazione dell'acqua marina.

Esso e' realizzato con lamiera in acciaio Fe 510 da 8 mm di spessore, saldate tra loro, ed irrigidito con profilati a L 40-80-8 mm (Fe 510), saldati alle lamiere stesse per tutto il perimetro interno del cassone, come illustrato in fig. 1.

L'ancoraggio del cassone allo sfioratore in calcestruzzo esistente, e' affidato a delle barre in acciaio diwidag Φ 40mm, opportunamente pretensionate.

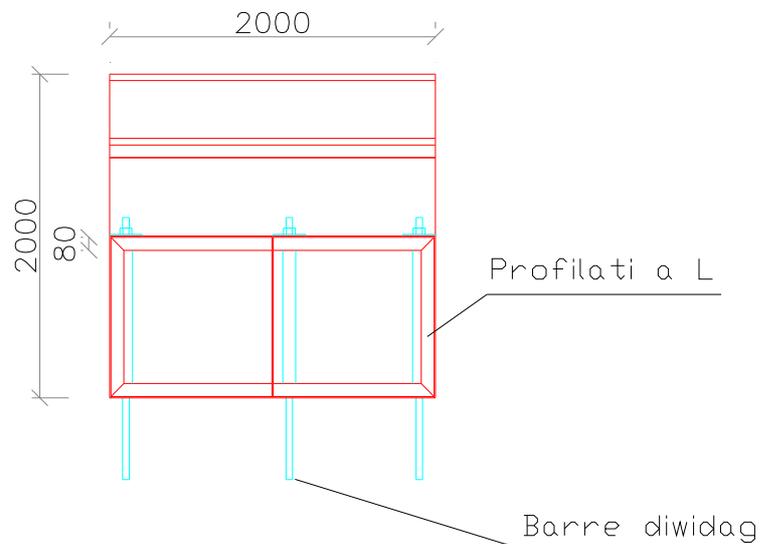


Fig. 1 - Sezione

Il carico di progetto considerato per il dimensionamento statico e' di 2 t/m^2 , corrispondente ad un'onda incidente, non frangente, di altezza pari a 1m; quest'onda, urtando una parete verticale rigida, quale quella del cassone in esame, si riflette creando cosı' un'onda stazionaria di ampiezza doppia rispetto a quella incidente.

Di conseguenza la spinta dinamica dell'onda sul cassone, a carattere idrostatico, risulta doppia rispetto a quella dell'onda incidente pari a circa 2 t/m^2 . Assunto, in sicurezza, la costanza del valore medio del livello del mare all'interno del cassone si ottiene il diagramma di spinta lungo le pareti laterali del medesimo come riportato in figura 2.

Per quanto riguarda eventuali fenomeni dovuti al frangimento delle onde, fatto che comporterebbe sollecitazioni sulla struttura notevolmente maggiori rispetto a quelle a carattere idrostatico, si osserva che il frangimento dell'onda avviene per tiranti pari a $1.25 \div 1.7$ l'altezza dell'onda.

Nell'ipotesi che la massima altezza dell'onda sia pari ad 1 m, il frangimento si verificherebbe in condizioni di basse maree eccezionali con altezze del tirante misurate dal fondo del mare inferiore a 1.7 m.

Di conseguenza, le maggiori sollecitazioni interesserebbero comunque solo la parte inferiore dei cassoni, caratterizzata, per ragioni geometriche, da una maggior robustezza strutturale rispetto alla rimanente parte in elevazione.

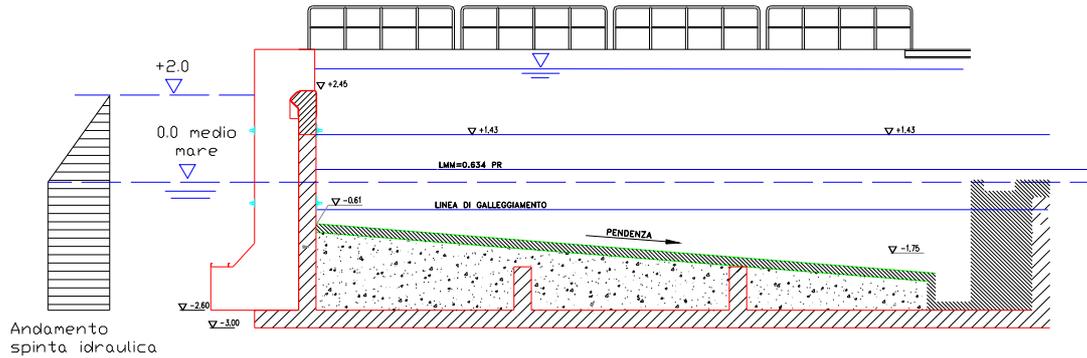


Fig. 2 – Sezione longitudinale del cassone accoppiato allo sfioratore

▪ Dimensionamento profilati ad L

Lo schema statico utilizzato per dimensionare i profilati d'irrigidimento, è quello del doppio telaio simmetrico, sollecitato da un carico uniformemente distribuito, (Fig. 3).

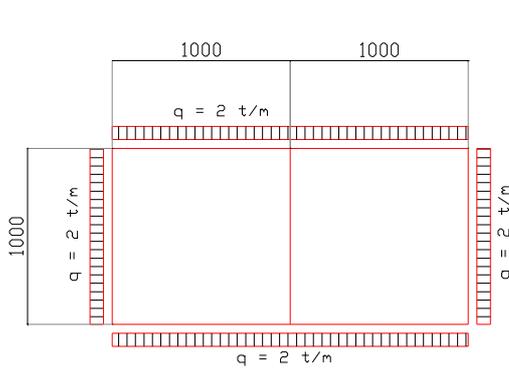


Fig. 3 – Schema statico per il dimensionamento dei profilati ad L

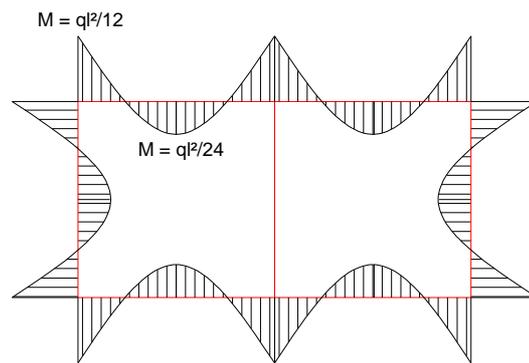


Fig. 4 – Andamento dei momenti flettenti

Il carico considerato, come precedentemente specificato, è pari a 2000 kg/m^2 , il calcolo quindi sarà effettuato per metro lineare di lunghezza del cassone, cioè riferendosi ad un carico q pari a $2000 \text{ [kg/m}^2\text{]} \cdot 1 \text{ [m]} = 2000 \text{ kg/m}$.

La distribuzione di carico considerata, genera sulla struttura, un momento flettente, uno sforzo di taglio ed uno sforzo normale rispettivamente pari a:

$$M = \frac{ql^2}{12} = \frac{2000 \cdot 1^2}{12} = 166.7 \text{ kg} \cdot \text{m}, \text{ (Fig. 4);}$$

$$N = \frac{ql}{2} = \frac{2000 \cdot 1}{2} = 1000 \text{ kg};$$

$$T = \frac{ql}{2} = \frac{2000 \cdot 1}{2} = 1000 \text{ kg}.$$

Tenuto conto che la sollecitazione calcolata è corrispondente ad un metro lineare di lamiera, ed essendo 20 cm l'interasse dei profilati, le sollecitazioni gravanti su ciascun profilato saranno pari a quelle calcolate diviso 5, ossia il numero dei profilati per metro lineare. In questo modo si ottiene:

$$M = \frac{166.7}{5} = 33.4 \text{ kg} \cdot \text{m};$$

$$N = \frac{1000}{5} = 200 \text{ kg}$$

$$T = \frac{1000}{5} = 200 \text{ kg}$$

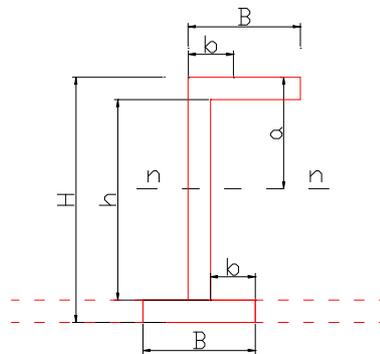


Fig. 3 – Schema statico della sezione dei profilati a L (parte tratteggiata) con la porzione collaborante della lamiera del cassone

La sollecitazione che il carico esterno genera è quindi pari a:

$$\sigma = \frac{M}{W} + \frac{N}{A}$$

essendo:

W = modulo di resistenza della sezione reagente, $\frac{I_n}{a} = 29cm^3 = 0.00029m^3$, dove I_n indica il momento d'inerzia della sezione rispetto l'asse neutro n-n che è pari a $\frac{BH^3 - bh^3}{12} = \frac{4 \cdot 8.8^3 - 3.2 \cdot 7.2^3}{12} = 127.6cm^4 = 0.000001276 m^4$, a la distanza del lembo più lontano della sezione dall'asse neutro, pari a $0.044m$, ed infine A l'area della sezione reagente che risulta uguale a $0.00122m^2$.

La tensione agente σ è quindi pari a $\frac{33.4}{0.00029} + \frac{200}{0.00122} = 279106.8kg/m^2 = 28kg/cm^2 \ll$

$\sigma_{amm} (2400kg/cm^2)$

Per quanto riguarda il taglio, tenuto conto che la parte di sezione resistente a taglio è rappresentata dall'anima del profilato che è pari a $A_{anima} = 0.000576m^2$, si ha:

$$\tau \cong \frac{T}{A_{anima}} = \frac{200}{0.000576} \cong 347222kg/m^2 \cong 35Kg/cm^2 \ll \tau_{amm} (0.577\sigma_{amm} = 1386kg/cm^2)$$

- Dimensionamento pareti del cassone

Lo schema statico utilizzato per dimensionare la lamiera del cassone è quello della trave continua infinita semplicemente appoggiata, sollecitata da un carico uniformemente distribuito (Fig. 5). I vincoli sono rappresentati dai profilati a L con interasse 20 cm.

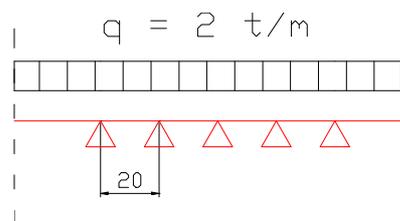


Fig. 6 – Schema statico della parete del cassone

Il momento flettente massimo agente sulla trave è assunto pari a $\frac{ql^2}{10}$ per tener conto, cautelativamente, in qualche misura, dell'imperfezione dell'incastro all'estremità superiore ed inferiore.

Questo valore, infatti, è maggiore di quello fornito assumendo, ai fini del calcolo, uno schema statico di trave semplicemente appoggiata su un infinito numero di appoggi (parte

centrale del cassone) o semplicemente incastrata (parti estreme del cassone). In questi casi il massimo momento risulta pari a $\frac{ql^2}{12}$.

Assunta una lunghezza della trave pari a 0.2 m (interasse profilati ad L) il massimo momento flettente generato sulla lamiera dalla sollecitazione esterna risulta quindi pari a:

$$M = \frac{ql^2}{10} = \frac{2000 \cdot 0.2^2}{10} \cong 8 \text{ kg} \cdot \text{m}.$$

A cui corrisponde una tensione massima pari a:

$$\sigma = \frac{M}{W} = \frac{8}{0.0000107} \cong 747663.5 \text{ kg} / \text{m}^2 \cong 75 \text{ kg} / \text{cm}^2 \ll \sigma_{\text{amm}}$$

dove:

$$W = \text{modulo di resistenza pari a } \frac{bh^2}{6} = \frac{1 \cdot 0.008^2}{6} = 0.0000107 \text{ m}^3, \text{ essendo } b \text{ la larghezza}$$

della trave ed h l'altezza della trave.

$$\text{Il massimo valore dello sforzo di taglio è invece pari a } T = \frac{q \cdot l}{2} = \frac{2000 \cdot 0.2}{2} = 200 \text{ kg},$$

$$\text{quindi la tensione agente } \tau \text{ è uguale a } \frac{T}{A} = \frac{200}{0.008} = 25000 \text{ kg} / \text{m}^2 = 2.5 \text{ kg} / \text{cm}^2, \text{ dove } A$$

rappresenta la sezione reagente, pari a $1 \cdot 0.008 = 0.008 \text{ m}^2$.

E' comunque da osservare che la lamiera, essendo parte integrante della sezione reagente di figura 3, risulta soggetta ad una sollecitazione composta da tre componenti, ossia: sforzi normali nelle due direzioni nel piano $\sigma_1 = 75 \text{ kg} / \text{cm}^2$, $\sigma_2 = 28 \text{ kg} / \text{cm}^2$ ed uno sforzo di taglio, lungo lo spessore, pari a $\tau_{12} = 2.5 \text{ kg} / \text{cm}^2$. La sollecitazione complessiva σ_{id} può essere valutata, secondo normativa, attraverso la relazione:

$$\sigma_{id} = \sqrt{\sigma_1^2 + \sigma_2^2 + \sigma_1 \sigma_2 + 3\tau_{12}^2} = 97 \text{ kg} / \text{cm}^2$$

Come si nota dai calcoli, le verifiche di resistenza sono ampiamente soddisfatte per spessori sia della lamiera sia dei profilati di 8 mm. Uno spessore inferiore sarebbe comunque stato sufficiente a garantire la stabilità statica del manufatto, ma è stata scelta tale soluzione per tener in debito conto sia di eventuali limitati fenomeni di frangimento dell'onda sia di quelli legati all'aggressività dell'acqua marina.

Nell'ipotesi, infatti, che a causa della corrosione lo spessore della lamiera possa ridursi anche di 2 mm nel corso degli anni, la stabilità totale della struttura non ne sarebbe compromessa.

Per garantire una buona durabilità della struttura, sarà comunque necessario porre particolare attenzione alla protezione contro la corrosione, trattando l'acciaio con opportune vernici o, ancora meglio, prevedendo un sistema di protezione attivo.

Un piano di manutenzione nel corso degli anni sarà comunque necessario, al fine di garantire il suo corretto funzionamento dal punto di vista idraulico per la possibilità di incrostazioni e la sua stabilità statica.

▪ Instabilità flessionale della parete centrale:

La parete centrale, che ha la funzione di diminuire la luce libera d'inflessione della parete perimetrale del cassone stesso, è soggetta prevalentemente a compressione con carico di punta q pari a $2t$ per ogni metro lineare di struttura.

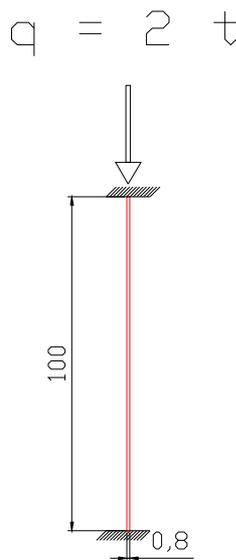


Fig. – 7 Schema statico della parete centrale del cassone caricata in punta.

Lo schema statico utilizzato per verificare l'instabilità flessionale della suddetta parete, è quello di una trave a doppio incastro, caricata in punta.

La lunghezza libera d'inflessione l_0 , per una trave incastrata sui due estremi, è pari a $l/2$, essendo l la lunghezza della trave, ma aumentato a $0.7l$ come previsto dalle norme C.N.R. UNI 10011.

Poiché i vincoli d'incastro sono rappresentati da profilati a L, larghi 8 cm, la lunghezza della trave risulta pari a $100 - (2 \cdot 8) = 84$ cm. Di conseguenza la lunghezza libera d'inflessione l_0 è pari a $0.7 \cdot 84 = 58.8$ cm.

Per calcolare l'instabilità flessionale a carico di punta, si fa riferimento al "metodo ω ", secondo il quale $\sigma_{cr} = \sigma \cdot \omega$, dove il coefficiente ω è tabellato in funzione della snellezza

$$\lambda = \frac{l_0}{\rho} \cong 250, \text{ dove:}$$

ρ = raggio d'inerzia pari a $\sqrt{\frac{I}{A}} = \sqrt{\frac{4.27}{80}} = 0.23 \text{ cm}$ essendo indicati con A l'area della sezione, pari a $100 \cdot 0.8 = 80 \text{ cm}^2$, e con I il momento d'inerzia rispetto al piano di minore rigidità flessionale che risulta pari a $\frac{bh^3}{12} = \frac{100 \cdot 0.8^3}{12} = 4.27 \text{ cm}^4$;

La tensione σ agente sulla parete è quindi pari a $\frac{q}{A} = \frac{2000}{80} = 25 \text{ kg/cm}^2$. In funzione della snellezza si ricava, da apposite tabelle, il valore del coefficiente ω che per sezioni generiche con spessore ≤ 40 mm e snellezza 250 è uguale a 12.4.

Dai calcoli risulta che la verifica alla stabilità flessionale è ampiamente soddisfatta, infatti si ha: $\sigma_{cr} = \omega \sigma = 12.4 \cdot 25 = 310 \text{ kg/cm}^2 \ll \sigma_{amm}$.

- Instabilità flessionale delle sedi dei tiranti:

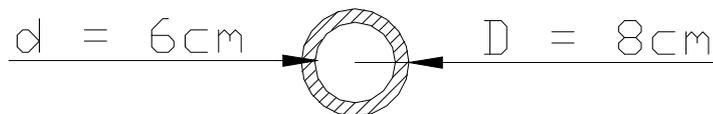


Fig. 8 – Sezione del tubo per le sedi delle barre diwidag

Le barre diwidag, che garantiscono l'ancoraggio allo sfioratore in calcestruzzo, sono pretese a circa $q = 10t$; il carico agente sui tubi sarà quindi posto pari al pretensionamento delle barre. Risulta quindi che la tensione agente sulla sezione del tubo risulta:

$$\sigma = \frac{q}{A} = \frac{10000}{22} \cong 455 \text{ kg/cm}^2$$

Anche in questo caso ci si avvale del “metodo ω ” per verificare l’instabilità flessionale. La

snellezza risulta pari a $\lambda = \frac{l_0}{\rho} = 28$, dove:

l_0 = lunghezza libera di inflessione, pari a 70 cm, essendo, come da normativa, $l_0 = 0.7 \cdot l$ per travi con doppio incastro, con $l = 100$ cm;

ρ = raggio principale di inerzia pari a $\sqrt{\frac{I}{A}} = 2.5\text{cm}$, avendo indicato con I il momento di

inerzia, che per una sezione circolare e’ pari a $\frac{\pi(D^4 - d^4)}{64} = \frac{3.14 \cdot (8^4 - 6^4)}{64} = 137.4\text{cm}^4$ e

con A la sezione, che e’ pari a 22cm^2

Il coefficiente ω quindi diventa 1.04, risultando perciò: $\sigma_{cr} = \sigma\omega = 472\text{kg/cm}^2 \ll \sigma_{amm}$.

Stante l’elevato margine di sicurezza che si ottiene con un pretensionamento di 10 t, sarebbe opportuno aumentare tale tensione anche fino a 15 t, per tener anche in debito conto gli eventuali rilassamenti che si potrebbero verificare nel corso del tempo. Comunque, almeno inizialmente, è consigliabile controllare periodicamente la forza di precompressione delle barre.

▪ Ancoraggio del cassone allo sfioratore

L’ancoraggio del cassone allo sfioratore in cls esistente, e’ previsto attraverso 6 barre diwidag Φ 40mm, per cassone. Affinché non vi sia scorrimento tra cassone e sfioratore, è necessario pretendere adeguatamente le medesime barre.

Gli ancoraggi sono sottoposti a delle sollecitazioni pari al carico esterno gravante sulle pareti laterali del cassone stesso. Assunto il carico di progetto pari a 2 t/m^2 , ed una superficie della parete laterale di 5.5 m^2 , il carico totale gravante sulle barre diventa pari a 11 t; ogni barra dovrà quindi sopportare un carico $p = 11/6\text{ t} = 1.8\text{t}$.

Tenuto conto di un coefficiente di attrito tra acciaio e cemento pari a 0.3, un pretensionamento delle barre di 10 t e’ ampiamente sufficiente a garantire la tenuta del cassone, essendo lo sforzo che l’attrito oppone alla sollecitazione esterna di circa $10 \cdot 0.3 = 3\text{ t}$.

▪ Verifica del calcestruzzo dello sfioratore

Per distribuire la tensione delle barre su una superficie più ampia dello sfioratore in cls, vengono utilizzate delle piattabande 30·30 cm e spessore 2 cm. La tensione agente σ risulta

pari a 11kg/cm^2 , ampiamente compatibile con le caratteristiche del cls essendo quello utilizzato per lo sfioratore di classe Rck 300.

Trieste, 10/02/2003

Prof. Ing. Fiorotto Virgilio

Ing. Russo Davide