



Corso Luigi Einaudi, 55 - Torino

**Appunti universitari**

**Tesi di laurea**

**Cartoleria e cancelleria**

**Stampa file e fotocopie**

**Print on demand**

**Rilegature**

NUMERO: 658

DATA: 07/10/2013

# **A P P U N T I**

STUDENTE: Bertone

MATERIA: Calcestruzzo Armato, Precompresso

Prof. Giordano

Il presente lavoro nasce dall'impegno dell'autore ed è distribuito in accordo con il Centro Appunti.

Tutti i diritti sono riservati. È vietata qualsiasi riproduzione, copia totale o parziale, dei contenuti inseriti nel presente volume, ivi inclusa la memorizzazione, rielaborazione, diffusione o distribuzione dei contenuti stessi mediante qualunque supporto magnetico o cartaceo, piattaforma tecnologica o rete telematica, senza previa autorizzazione scritta dell'autore.

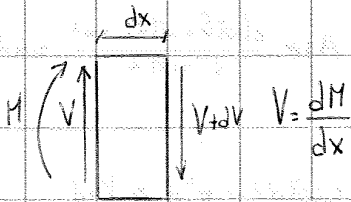
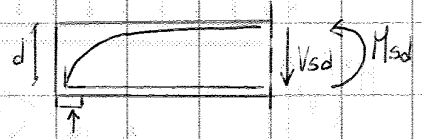
**ATTENZIONE: QUESTI APPUNTI SONO FATTI DA STUDENTIE NON SONO STATI VISIONATI DAL DOCENTE.  
IL NOME DEL PROFESSORE, SERVE SOLO PER IDENTIFICARE IL CORSO.**

**TAGLIO**

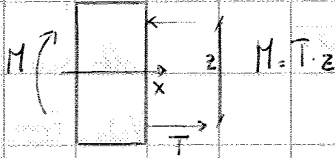
$$V_{rdc} = \left[ C_{red,c} \cdot K \left( \rho_l \cdot 100 f_{ctk} \right)^{1/3} + k \cdot G_{cp} \right] b_w d \quad (1)$$

**ELEMENTI CHE NON RICHIEDONO ARMATURA A TAGLIO**

Mecanismo resistente è quello del modello orcio-tirante



Eq. equilibrio



Resultanti interne

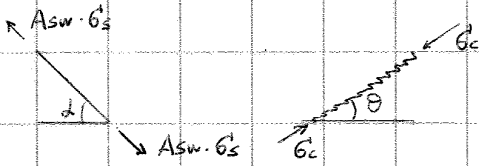
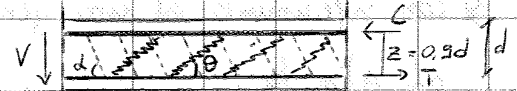
comportamento a Trave (elem. a luce grande)

$$V = dM/dx = \frac{d}{dx} (T \cdot z) = \frac{dT}{dx} \cdot z + \frac{dz}{dx} \cdot T$$

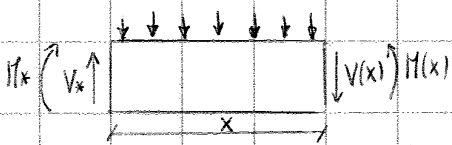
comportamento ad orcio (elem. a luce piccola)

**ELEMENTI CHE RICHIEDONO ARMATURA A TAGLIO**

Formazione di un Traliccio isotattico di Horsch.

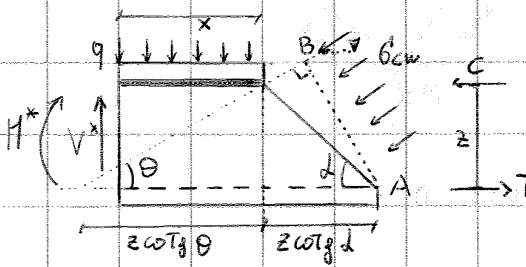


Considerando il Traliccio solo soggetto alle seguenti forze si ha



$$M(x) = M^* + V^* \cdot x - q x^2 / 2 \quad V(x) = V^* - q x$$

1) conio di Trave con n. verticali ad un estremo e n+1 orizzontali all'altro



$$AB = z (\cot \theta + \cot d) \sin \theta$$

$$V^* - q x = V(x) = V_{sd} = G_{cw} \cdot b_w \cdot z (\cot \theta + \cot d) \sin^2 \theta$$

$$G_{cw} = \gamma_1 \cdot f_{cd}$$

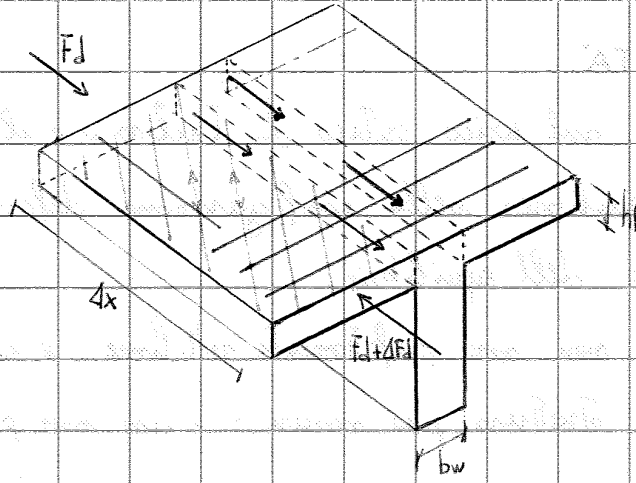
$$V_{rdmax} = d_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot \gamma_1 \cdot f_{cd} (\cot \theta + \cot d) / (1 + \cot^2 \theta) \geq V_{sd}$$

coff. rid. costante compressa  $\rightarrow$  fattore rid. Trave con n. verticali e n+1 orizzontali e come presenza stirrups nel comp. di compressione

$$\text{adimensionato (diviso per } d_{cw} \cdot b_w \cdot z \cdot \gamma_1 \cdot f_{cd}) \rightarrow V_{rd} = (\cot \theta + \cot d) \sin^2 \theta \geq V_{sd}$$

SEZIONE A T

$$V_{sd} = \Delta F_d / (h_f \cdot \Delta x)$$



(2)

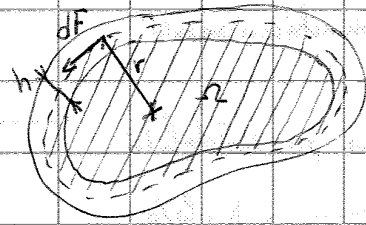
TORSIONE

Si fa riferimento alla teoria di Breda

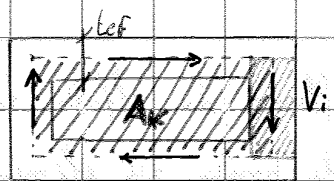
$$dF = q \cdot ds = (\tau \cdot h) \cdot ds$$

$$M_t = \int ds \cdot \phi (q \cdot ds) \cdot r = q \cdot \phi \cdot r \cdot ds = 2 \cdot q \cdot \Omega$$

$$\tau = T_{sd} / (2 \cdot \Omega \cdot h)$$



$$V_i = \tau \cdot z \cdot t_{ef} = \frac{T_{sd}}{2 A_k t_{ef}} \cdot t_{ef} \cdot z$$



$$V_i = \frac{T_{sd} \cdot z_i}{2 A_k}$$

Posa di Taglio

ho trasformato unificò e Torsione in uno unificò e Taglio

soluzione tramite angolo  $\theta_i = \theta_0 \cdot d_h \cdot d_m$  <sup>1. line conto elementi verticali</sup>  
 valore raccomandato  $\frac{1}{200}$  <sup>1. line conto stesso elemento</sup>

③

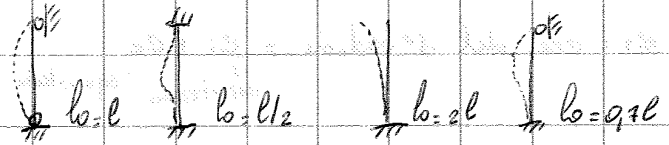
In elementi isolati gli effetti dell'imperfessione geometrica si possono risolvere in 2 modi:

a) considero eccentricità  $e_i = \theta_i \cdot l_0 / 2$

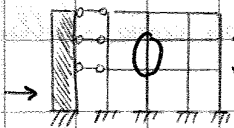
$l_0$  = lunghezza libera di inflessione (distanza tra due punti di flesso)

$l_0$  è solito in base a:

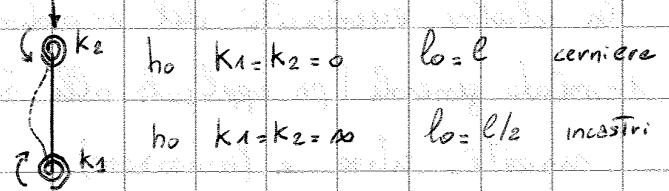
- elementi isolati (sono o colonne o elementi che da un punto di vista del calcolo sono isolati dal contesto):



- elementi di sistemi di controventi (2 nodi fissi)



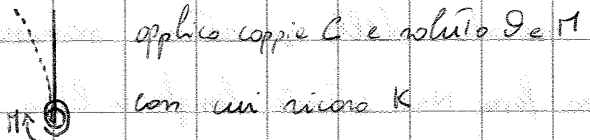
ogni elemento completamente ensibile controvento



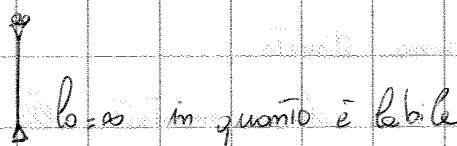
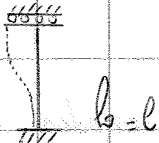
- elementi di sistemi non controventati (2 nodi mobili)



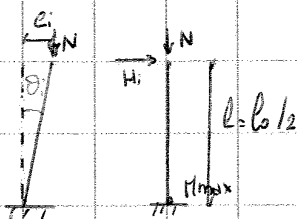
non ho vincoli orizzontali



$K_1$  e  $K_2 = \infty$  (infinitamente rigidi) in realtà uno dei due piani si deve aprire quindi se  $K_1 = K_2 = 0 \Rightarrow$

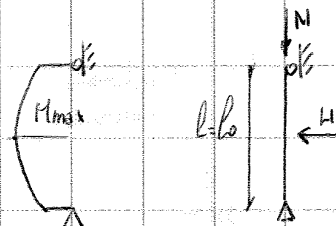


b) considero eccentricità ininterrompibile con una forza in grado di generare lo stesso situazione sono  $M_{max}$ , forza trasversa  $H_i$



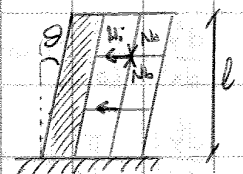
$H_i = \theta_i \cdot N$

Telaio nodi mobili



$H_i = 2\theta_i \cdot N$

Telaio nodi fissi



$H_i = \theta_i \cdot (N_b - N_a)$

$$M^I = HL + F(e_e + e_i) = \cos t$$

$$M^{II} = Nsd \cdot e_2 \quad \text{funz. lineare di } 1/r$$

Risposta dello snodo all'aumentare della curvatura

assegnato un dato valore di  $Nsd$

x  $M_{int} = M_{est}$  allora zero la curvatura in cui ho un equilibrio

x i due punti di equilibrio sono a curvatura crescente e

Trovare il punto di demarcazione dei due domini e zero il Max momento del 2° ordine

che può pensare di applicarsi alla colonna

Una configurazione è stabile o instabile andando a inserire una perturbazione e si verifica

le oscillazioni che subisce la struttura se piccole allora è stabile se no instabile; introduzione

perturbazione nel dire aumentare curvatura allora  $M_{est}$  vale più del momento interno

quindi non instabilizza struttura se diminuisce curvatura allora  $M_{int} > M_{est}$  stabile

Max curvatura per la sezione di base non dipende da sollecitazione ma da geometria e materiali

NB: ipotesi curvatura, calcolo  $1/r$ , calcolo  $e_2$ , calcolo  $M^{II}$ , noto  $M^{II}$  allora sommo

$M^{II} + M^I = M_{tot}$  quindi calcolo e verifico curvatura se è sufficiente secondo campo.

curvatura di base corrispondente a curvatura di momento =  $\frac{E_0 d}{0,65d}$

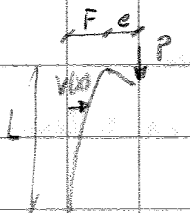
$$1/r = k_r \cdot k_f \cdot \frac{1}{r_0}$$

coeff. coricoziale      coefficiente ridotte

si ottiene: 
$$e_2 = \frac{L_0^2}{\pi^2} \cdot \frac{1}{r} = \frac{L_0^2}{\pi^2} \left( k_r \cdot k_f \cdot \frac{1}{r_0} \right) \approx \frac{L_0^2}{10} \left( k_r \cdot k_f \cdot \frac{1}{r_0} \right) \quad M^{II} = Nsd e_2 = Nsd \frac{1}{r} \frac{L_0^2}{\pi^2}$$

col metodo generale l'andamento del momento massimo non cambia con il base quindi le colonne modello è e forme di misura

Per calcolare il momento unico per una data curvatura possibile l'equilibrio nella sezione maggiormente sollecitata  $M(x) = P(e + f)$   $F \cdot \frac{\pi^2}{2} = x_{max}$

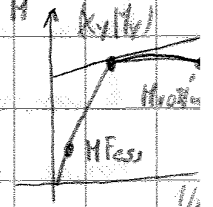


$$M(x) = P \left( e + \frac{L^2}{10} x_{max} \right)$$

$$M_y = P_0 e + \frac{P_0 L^2}{10} x_y = M^I + M^{II}$$

Tangente sempre nel punto massimo

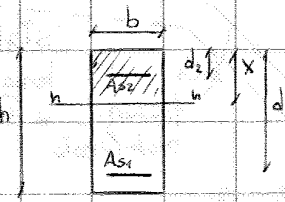
$$P_0 = \frac{M_y(P_0)}{e + \frac{L^2}{10} x(P_0)}$$



calcolo  $P_0$  calcolo di momento  $M + \frac{1}{10}$ , calcoli  $M^I$  e  $M^{II}$  o  $P_0 e = M^I$  ho finito con  $M$  e  $P_0$

5

de tensioni sono calcolati considerando caratteristiche geometriche omogeneizzate della sezione reagenti (omogeneizzato a CLS  $n = E_s / E_c$ )



$$S_n \cdot n = \frac{bx^2}{2} + nAs_2(x-d_2) - nAs_1(d-x)$$

$$J = \frac{bx^3}{3} + nAs_2(x-d_2)^2 + nAs_1(d-x)^2$$

$$G_{c,max} = -\frac{M}{S} \quad G_{s1} = n \frac{M}{S} (d-x) \quad G_{s2} = n As_2 (x-d_2)$$

Compressione

da viscosità (aumento def. e tensioni costanti) può cambiare distribuzione tensione all'interno della sezione, se ne può tenere conto considerando un modulo elastico fittizio ridotto rispetto a quello:

$$E_c^* = \frac{E_c}{1+\phi}$$

$$\phi = 2 \quad E_c^* = \frac{E_c}{3}$$

modulo elastico reale  $n=7$

modulo elastico fittizio  $n=21$

$n=15$  valore medio

c) DEFORMAZIONE

Sono stati stabiliti dei valori limite di deformazione che tengono conto della natura della struttura, delle finiture, dei trascorsi e funzione della struttura.

- d'aspetto e la funzionalità possono essere pregiudicati se l'inflessione di una trave, piastra o abaco è maggiore di 1/250 della luce.
- Per gli elementi portati (travetti, muri, inf.m.) la deformazione dopo la costruzione non deve superare 1/500 della luce.

E.C.2 limitazione del rapporto luce/altezza

$$l/d \text{ in riferimento di } p \geq p_0 \quad p \leq p_0$$

$p_0$  = rapporto sezione di riferimento

$p$  = rapporto sezione tra struttura e mom.

Per travi e T se  $t_f/t_w > 3$  allora  $[\frac{e}{s} \cdot 0,8]$

Travi e piastre con luce  $> 7m$  allora  $[\frac{e}{s} \cdot \frac{7}{l_{eff}}]$

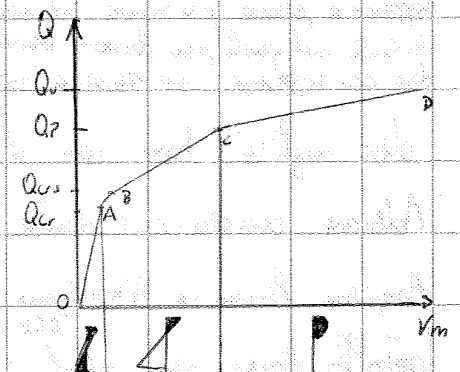
Effetti della flessione sulla deformazione

Diagramma conico Q fucce  $v_m$

OA: tratto lineare

ABC: flessione CLS (piccoli conchi fucce aumento  $\tau_{omb}$ )

CD: plasticizzazione materiali



⑥

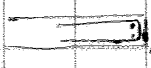
## PUNZONAMENTO

È una rottura a Toglio, fragile se non vi sono soffe quindi la resistenza è basata solo sulla resistenza del c/s difficile da prevedere (regolare strutture con comportamento bidimensionale).

La rottura per punzonamento è indotta dall'applicazione di una forza concentrata distribuita su una superficie limitata (ordine di grandezza dello spessore dell'elemento).

- Comportamento: si formano sup. di rottura delle periferie dell'area concentrata fino a portare al distacco del materiale nell'intorno dell'impronta concentrata, le sup. di rottura hanno una certa inclinazione.
- Soluzione: incassare le sup. di rottura con elementi (armature) L alle sup. di rottura, per facilitare realizzare meglio soffe verticali e spilli [S]
- Modello resistente ipotizza che si formi il cono di fessure con angolo  $\theta$  di inclinazione 1:2 o  $\theta = 26^\circ$  e che le fessure partono da una distanza pari a  $2d$  (si basa su comportamento sperimentale), inoltre prevede armature di cintura dentro perimetro controllo da resistenza e punzonamento che viene verificata con riferimento al perimetro di controllo  $u_1$  ( $2d$  ogni lato); qualora fosse richiesta armatura a Toglio, occorre determinare un ulteriore perimetro  $u_{out}$  all'esterno del quale le armature non risultano più necessarie.

Una volta fatto verifica sullo primo caso mette armature e verifica verifica e se non è verificata per il solo c/s allora dovrà disporre altre armature di cintura e faccia verifica fino a che non è soddisfatta per il solo c/s (diminuiscono le  $\tau$  in quanto l'area di controllo aumenta). Per invece di mettere armature a Toglio posso cambiare soluzione strutturale (cambio altro elemento, aumento area controllo, aumento spessori mettendo spilli).

- Situazioni particolari: - come viste sui bordi (si fa ricordo con  $R=2d$ , oppure si posizionano opportune armature di bordo ); - presenza di fori (se la distanza tra perimetro e bordo apertura  $\leq 6d$  si ritiene inefficace la parte di perimetro di verifica

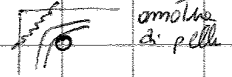
per definire  
area di  
controllo



DISPOSIZIONI COSTRUTTIVE

- Distanza minima Tra le bare (per garantire adeguata composizione del c/c con sviluppo aderente ottimale)  $d \geq \phi_{max}$   
 $\geq 20mm$   
 $\geq d_g + 5mm$

- Diametro minimo del manufatto (necessario per evitare deformazioni eccessive nella barra)  
 $\phi \leq 16mm \Rightarrow 4\phi$        $\phi > 16mm \Rightarrow 3\phi$



- Aderenza acciaio - c/c

Sono considerate condizioni di buona aderenza: bare inclinate Tra  $45^\circ$  e  $90^\circ$  sull'orizzontale, bare inclinate da  $0^\circ$  e  $45^\circ$  e inserite in elementi di spessore  $\leq 25cm$ ,  $> 25cm$  se si trovano nelle metà inferiore o almeno a  $30cm$  dalla sup. superiore.

Tensione ultima di aderenza è definita  $F_{bd} = 2,25 \eta_1 \eta_2 f_c T_d$   
 aderenza  $\phi$  barra

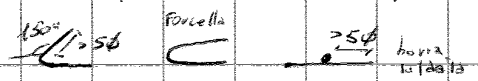
lunghezza di ancoraggio di bare necessaria ad ancorare una barra soggetto a una forza che produce la tensione  $\sigma_{sd}$ :

$$\frac{\text{perimetro}}{\pi \phi} l_{breqd} \cdot F_{bd} = \sigma_{sd} \cdot \frac{\pi \phi^2}{4} l$$

$$l_{breqd} = \frac{\sigma_{sd} \phi}{F_{bd}} \frac{\phi}{4}$$

- Ancoraggio

Necessario per consentire completa trasmissione al c/c della forza di aderenza, evitare la flessione longitudinale ed il distacco dal c/c.



lunghezza di ancoraggio di bare  $l_{bd} = d_1 d_2 d_3 d_4 d_5 l_{breqd} \geq l_{min}$

$d_1$  = forma barre,  $d_2$  = ricoprimento,  $d_3$  confinamento,  $d_4$  = influenza una o più barre,  $d_5$  = pinnone

Per semplicità l'ancoraggio in trazione può essere calcolato come lunghezza di ancoraggio equivalente ( $d_1 l_{breqd}$  o  $d_5 l_{breqd}$ )

Per le staffe l'ancoraggio deve essere fatto con gomi o armature trasversali adatte

- Giunzioni (sovrapposizioni)

devono essere tali da assicurare trasmissione della forza da una barra alla successiva, evitare distacco dal c/c in vicinanza delle giunzioni, evitare formazione di

**PRECOMPRESSIONE**

- modalità introduzione:
  - spartimento impugno ai rinvoli
  - utilizzo strutture messe in tensione:
    - PRE-TENSIONE
    - POST-TENSIONE
    - PRECOMP. ESTERNA

- sistemi di precompressione:
  - integrale } non fissata
  - sezione interamente soggetta } fissata
  - parziale } fissata

- criteri progetto:
  - soluzione fase precompressione → pre-tensione = min. di s.c.
  - post-tensione = min. di variazione
  - soluzione andamento cavi → cavi isostatici
  - cavi iperstatici (con appoggi fissi)

- indici di tensione (POST-TENSIONE,  $t_{s=0}$ ):
  - effetto mutuo  $\Delta P_c = A_p \cdot E_{sp} \cdot \frac{\Delta \delta_c}{E_{cm}}$   $E_c$
  - effetto  $P(s) = C e^{-\lambda s}$   $P_s = P_0 e^{-\lambda (d+k_s)}$
  - rientro ancoraggi  $P_{2,0} = \frac{P_{1,0} e^{-\lambda (d+k_a)}}{2 - e^{-\lambda (d+k_a)}}$

- indici di tensione (PRE e POST-TENSIONE,  $t_{s=0}$ ):
  - ritiro  $E_{c,sh}$  (+)
  - fessure  $E_{cx} = \delta_c / E_c \cdot \varphi_c(L, \omega)$  (+)
  - rilassamento  $\Delta \delta_c$  (-)

- Analisi effetti precompressione:
  - Teoria coazioni colomati (pre-tensione)  $\delta_s^i = E_{sp} \cdot E_c \cdot E_{sp} (\lambda_T \mu_T \epsilon)$   
 $\delta_c (\mu_T \cdot E_c (\lambda_T \mu_T))$
  - metodo con chi equivalenti  $q = \frac{8FP}{e^2}$
  - si ottengono nelle volte si ma sempre in conchi

- Sle:
  - controllo tensionale (ch e acciaio)  $\delta_{sp} \leq 0,75 f_{pk}$   $\delta_{sp} \leq (p, 8 f_{pk}, 0,3 f_{pk} / T_{0,10})$
  - fessurazione (limite de gesso o smalto almeno 25mm di spessore c.l.s.)
  - deformazione (re fissate acciaio e soluzione rigida e comp. visco-elasto c.l.)
  - vibrazione (occhio pochi hertz. Tro divisioni comprese fatte per effetti fluttuanti)


- Sli:
  - per alle azioni max. (due modalità)
  - per Togli e Tensione

8

## STRUTTURE IN CEMENTO ARMATO PRECOMPRESSO

Precompressione = stato di tensione e di deformazione artificialmente indotto nelle strutture al fine di migliorarne il comportamento strutturale, si tratta di pre-introdurre nella struttura uno stato di tensione opposto a quello e un suo corrispettivo durante l'azione dei carichi esterni in modo da ridurre le deformazioni in futuro.

### MODALITÀ DI INTRODUZIONE

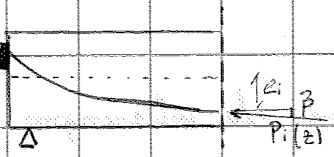
- opzionamento impresso ai rinvii = modalità che dona ottimi risultati, precomprimendo la struttura con ut. lino di mortinetto  con l'andare del tempo le deformazioni imposte viene completamente annullate dai fenomeni di ritiro e fluage (ritiro mangia 70% dell'occlusamento).
- utilizzo di armature opportunamente messe in tensione prima (pre-tensione) o contemporaneamente all'applicazione dei carichi (post-tensione), questo sistema non è molto efficiente se usano queste armature ordinarie in quanto si può imporre una tensione di precompressione piccola che fornisce piccole deformazioni annullate da ritiro e fluage nel tempo. Quindi si utilizzano acciaio molto pregiato con limite di snervamento molto elevato (con predeformazioni ordine 7‰) gli acciai da precompressione sono disponibili in fili, trefoli e barre (Trefolo = fatto per assemblaggio di fili 5 o 6, fili piccole barre 2-3 mm con tensioni rottura elevate). La lontananza = riduzione tensione nel tempo non trascurabile negli acciai da precompressione. (Tensione rottura esatta, di lino 1600 (B))

### SISTEMI DI PRECOMPRESSIONE

- 1 integrale: sotto carichi di servizio non si manifestano tensioni di trazione (nella direzione delle precompressioni) il valore di precompressione che è stato richiesto è tale per cui le mie barre e interamente compresse.
- 2 e trazione interamente reggente: le tensioni di trazione massima non superano un valore specificato e ritenuto accettabile, impongono elevate precompressioni in modo da limitare trazioni a  $f_{ctk}$ .
- 1.2 -> ho e che fare con trazione non fissate

CRITERI DI PROGETTO

Il progetto consiste nella soluzione delle forze di precompressione applicate alle strutture e individuazione del Tracciato dei singoli cori. In fase preliminare si può fare riferimento al caso risultante ( caso orientato in ogni sezione un tiro pari alle risultanti dei tiri nei singoli cori e applicato nel baricentro degli stessi).



$$P = \sqrt{\left(\sum_{i=1}^n P_i \cos \beta_i\right)^2 + \left(\sum_{i=1}^n P_i \sin \beta_i\right)^2}$$

$$\tan \beta = \sum P_i \cos \beta_i / \sum P_i \sin \beta_i$$

$$e = \sum P_i e_i \cos \beta_i / \sum P_i \cos \beta_i$$

Nelle strutture a cori aderenti (PRE-TESSE) la precompressione è individuata in modo da soddisfare le verifiche in corrispondenza delle combinazioni di carico delle azioni e il non superamento di un determinato livello tensionale ai lembi estremi.

Nelle strutture con cori bracci permanentemente non aderenti, la verifica condizionante è una verifica di resistenza.

■ SCELTE TRACCIATO CORI: è condizionata da schema statico e modalità costruttive.

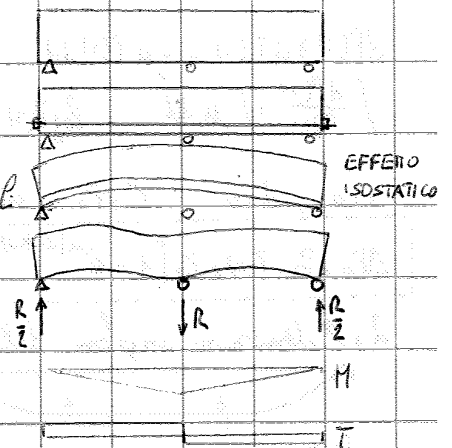
Nel caso di travi in semplice appoggio si sceglie tracciato parabolico con eccentricità totale poter controllare sollecitazioni flessionali. In appoggio vicino a estremità trave si ancora nella parte inferiore, se lontano da estremità si ancora nel baricentro.

Nel caso di travi continue insorgono effetti ipostatlici, in corrispondenza degli appoggi di continuità i cori presentano una contro-curvatura che condiziona effetti ipostatlici: cori molto chiusi sull'appoggio portano ad un aumento del momento ipostatlico positivo sull'appoggio.

Lo schema statico: il sistema di forze indotto dalla precomp. è chiuso, induce tensione nel cori e compressione nelle strutture.

Lo schema statico ipostatlico: semplice nascita di spostamenti incompatibili. Lo schema quindi nasce dalle sezioni.

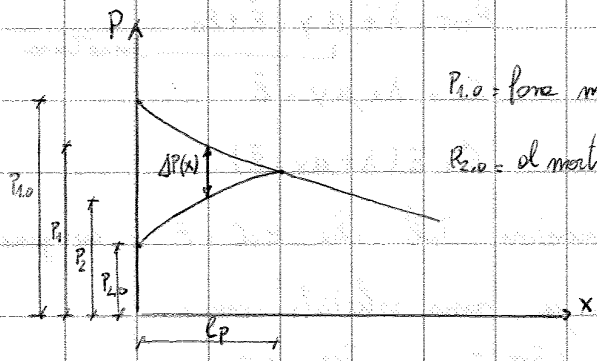
Se uno cori chiuso effetto ipostatlico è più grande se uno cori aperto è più piccolo, è più favorevole avere cori chiusi.



Prodotti rientro ancoraggi = dovute al rientro del cavo all'interno del unico di ancoraggio, ha effetto confinato nelle zone terminali del cavo grazie all'effetto che impedisce che l'effetto del rientro si risente in un tratto troppo esteso di Tronco. Nel caso di Tronci con lunghezza limitata e effetto ridotto l'effetto può non essere trascurabile.

$\Delta a$  = entità del rientro (2-4 mm)  $l_p$  = tratto caratteristico della diminuzione di tensione

$$\Delta a = \int_0^{l_p} \Delta E(x) dx = \frac{1}{E_{sp}} \int_0^{l_p} \Delta G(x) dx = \frac{1}{E_{sp} A_p} \int_0^{l_p} \Delta P(x) dx$$



$P_{1,0}$  = forze martinetto  
 $P_{2,0}$  = al martinetto dopo bloccaggio

$$\Delta P(x) = P_1(x) - P_2(x)$$

$$P_1(x) = P_{1,0} \cdot e^{-\mu(d+kx)}$$

$$P_2(x) = P_{2,0} + P_{2,0} [1 - e^{-\mu(d+kx)}] = P_{2,0} [2 - e^{-\mu(d+kx)}]$$

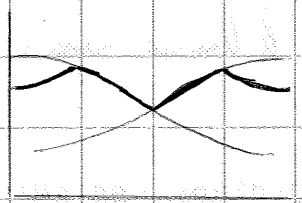
$$\Delta P(x) = P_{1,0} e^{-\mu(d+kx)} - P_{2,0} [2 - e^{-\mu(d+kx)}]$$

per  $x = l_p$   $\Delta P(x) = 0$

$$P_{2,0} = \frac{P_{1,0} e^{-\mu(d+kx)}}{2 - e^{-\mu(d+kx)}}$$

Nel caso di Tronci corti e quindi con corti la tensione da entrambi i lati non ha senso in quanto  $l_p > l$

Nel caso di Tronci lunghi con  $l_p = l/2$  allora andamento delle tensioni sarà questo:



È importante ordine di tensione in quanto ho comportamenti differenti.

Condute per ritiro - fluog - rilassamento: fenomeniologici del CCS e rilassamento acciaio.

$E_{c,sh}$  = ritiro CCS       $E_{c,c}$  = fluog CCS       $\Delta G_c$  = rilassamento acciaio.

$$E_{c,c} = \frac{G_{c,0}}{E_c} \cdot \varphi(t, t_0)$$

$G_{c,0}$  = valore in funzione delle def del caso

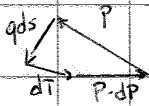
$$\Delta E_c = E_{c,sh} + G_{c,0} \frac{\varphi(t, t_0)}{E_c} + \Delta G_c \left[ \frac{1}{E_c} + k \frac{\varphi(t, t_0)}{E_c} \right]$$

↑  
 ritiro, positivo  
 perché accorciamento

↓  
 fluog con  $G_{c,0} = \text{cost}$   
 positivo e compressione

$\Delta G_c$  negativo e molte zone in funzione delle sollecitazioni.  $\Delta N_p$  e  $\Delta M_p$  di reazione a reazione del cavo  $\Delta P = \Delta G_p A_p$

↓  
 def totale (elastica + viscosa)  
 $k$  = coeff. immediato tempo conto che  $\Delta G_c$  varia nel tempo diminuisce compressione quindi negativa.

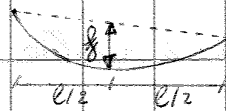


$q ds = q r dt$  Troncano elemento  $q \cdot ds = P \cdot dt$  (11)

$P dt = q \cdot r dt \rightarrow q = \frac{P}{r}$

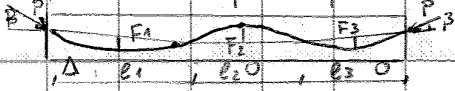
se Tracciato parabolico ( $1/r = \text{costante}$ )

$\frac{1}{r} \approx \frac{d^2 y}{dx^2} = \frac{8 \cdot F}{e^2}$



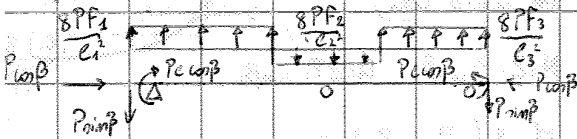
$q = \frac{8 \cdot F \cdot P}{e^2}$

se Tracciato qualunque



corichi equivalenti lungo sviluppo del cavo

forze concentrate in corrispondenza delle estremità



d'approccio può essere utilizzato in fase di progetto preliminare della precompressione ed esempio nell'individuazione del Tracciato del cavo risultante. Una volta

individuato un Tracciato del cavo che verificarsi in alcune sezioni di riferimento, si passa alle sue precompressioni nei Tracciato dei singoli cori. Si hanno due limitazioni:

- i singoli cori possono non seguire una forma parabolica al fine di evitare casi tipici di interferenze;
- troncature le variazioni di tensione lungo il cavo, per cori di elevata lunghezza, non risulta più possibile;

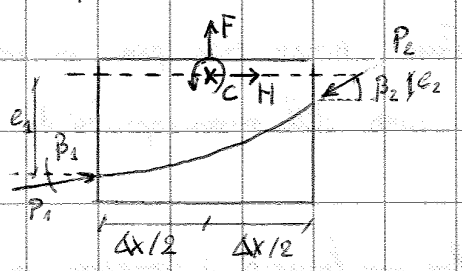
In queste situazioni si abbandona l'idea di definire i corichi equivalenti in forma chiusa e si opta per un numero facendo riferimento ad un cono finito di Torre.

In tal caso al cono devono essere applicate le azioni di estremità  $P_1$  e  $P_2$  oltre ad un sistema di forze tali da mantenere il cono in equilibrio (le forze di estremità si annullano in tutte le sezioni tranne quelle di simmetria). Se dimensione del cono è piccola si possono considerare le risultanti riannodate tra loro e risultano definite rispetto a metà cono.

$F = P_2 \sin \beta_2 - P_1 \sin \beta_1$

$H = P_2 \cos \beta_2 - P_1 \cos \beta_1$

$C = (P_1 \sin \beta_1 + P_2 \sin \beta_2) \frac{\Delta x}{2} - (P_1 \cos \beta_1) e_1 + (P_2 \cos \beta_2) e_2$



for riferimento alle teorie dell'elasticità per solitori prismatici della deformazione.

Nel caso di flessione bisogna tener conto delle conseguenti riduzioni di rigidezza, particolare attenzione deve essere posta all'effetto del comportamento visco-elastico del CCS.

- ▶ Se l'odi riborsione: non interessa solo la struttura ma anche nel caso di precompressione stessa le riborsioni dei cori fra due successivi derivatori che possono indurre fatica più effetti flessionali. Importanti in ponti flessionali e precompressione esterne.

SLU

Nella maggior parte dei casi la precompressione fa nascere effetti flessionali alla struttura e quindi si adotta un coefficiente di sicurezza perché  $\gamma_{p, fav} = 1,0$  ed il valore medio della forza  $P_m(t, x)$ .

Nel caso di aumento di valore della precompressione ma può essere sfavorevole (soprattutto precompressione esterne che può generare instabilità) quindi adotta  $\gamma_{p, sfav} = 1,3$ .

Nelle verifiche locali si utilizza coefficiente sicurezza  $\gamma_{p, sfav} = 1,2$ .

Moto valore di calcolo ammettendo precompressione  $P_d(t, x) = \gamma_p P_m(t, x)$  si può risolvere predeformazione  $\bar{\epsilon}$  e ammettendo precompressione è considerato come ordinario, più  $\epsilon > \bar{\epsilon}$ .

px - trazione  $\bar{\epsilon} = P_d / E_{sp} A_p$

post - trazione  $\bar{\epsilon} = P_d / E_{sp} A_p + \epsilon_{cp}$   $\epsilon_{cp} = \text{def. CCS dovuto a azioni prima messa in opera della struttura}$

- ▶ Se più sollecitazioni normali

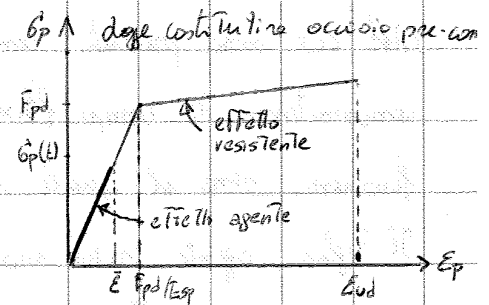
effetto agente è legato a predeformazione  $\bar{\epsilon}$  dipende da forza nel caso posizione e sua inclinazione  $N_p = \bar{\epsilon} E A_p \cos \theta$   $H_f = N_e$

se struttura isostatica, se ipostatica tener conto azioni

effetti resistenti = legato a risorse disponibili ed di lì di quelle impiegate nelle altre in trazione e successivamente calate

da verifica di resistenza alle azioni normali può essere fatta con due modalità:

1. precompressione vista in parte come effetto agente ed in parte come effetto resistente, l'effetto agente è introdotto sotto sollecitazioni e contribuisce a ridurre sollecitazioni presenti sulle sezioni, sforzo normale di compressione è benefico nei confronti delle coperture portanti, effetto resistente se ne tiene conto nelle sollecitazioni momento resistenti traslando origine assi del diagramma  $\sigma_p \epsilon_p$  in corrispondenza di  $\bar{\epsilon}, \sigma_p(t)$ .

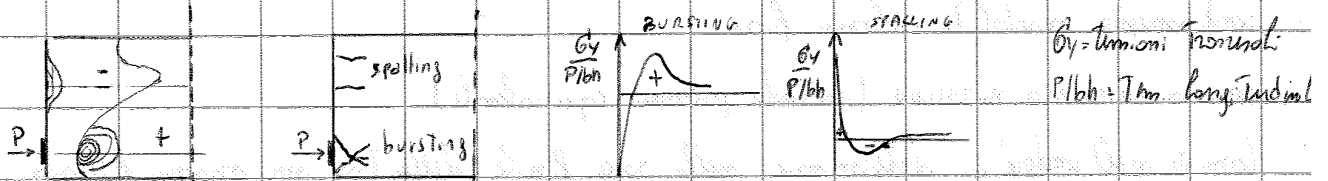


Si apre in modo diverso tra pre-tensione e post-tensione (in quanto nel primo le croni trophite più aderente su una certa lunghezza di trave, nel secondo si apre con croni concentrate in corrispondenza ancoraggi di estremità e/o eventuali deviatori).

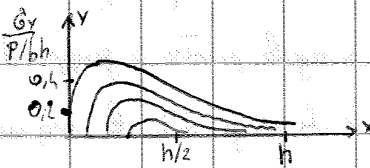
■ POST-TENSIONE

zona di ancoraggio = parte di struttura compresa tra le focine di applicazione della forza di precompressione e la sezione in cui si raggiunge una distribuzione lineare delle deformazioni, il passaggio da uno stato di deformazione lineare a non lineare è accompagnato da tensioni trasversali:

- tensioni bursting = tensioni trasversali generate dalla diffusione della forza di precompressione ed aventi valore massimo ad una certa distanza dall'ancoraggio e a livello del core
- tensioni di spalling = generate direttamente dall'ancoraggio aventi valore massimo nelle sezioni immediatamente adiacenti all'ancoraggio ma dal lato opposto della sezione rispetto al core, possono essere ridotte per croni con elicità eccentrica



Andamento tensioni di parete da: eccentricità core, inclinazione core, sue proiezioni ancoraggio, presenza di più livelli di core, tipo ancoraggio, orientazione trasversale e longitudinale, struttura ULS, ritiro e flu.

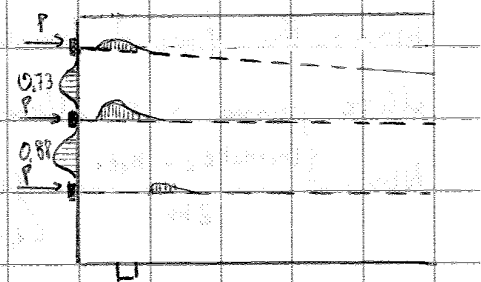


tensioni trasversali sono il 60% di quelle longitudinali

Andamento tensioni bursting secondo Guyon

Determinazione tensione spalling complesso in quanto dipende dal tipo di ancoraggio, e si sono più con le tensioni possono aumentare come si vede nelle prove fotoelastiche di Sorjous, si sono tensioni di spalling tra le zone tra, direttamente correlate con valori max delle tensioni uniformi di compressione e più del doppio delle tensioni di bursting.

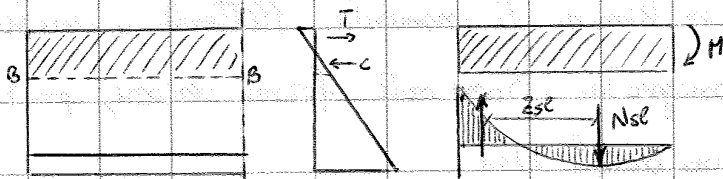
Prove fotoelastiche per identificare stati tensionali elemento poiché sbatte riferimento. Tensioni con ordine di grandezza





(14)

### CALCOLO ARMATURA DI SPALLING (metodo primo equivalente)

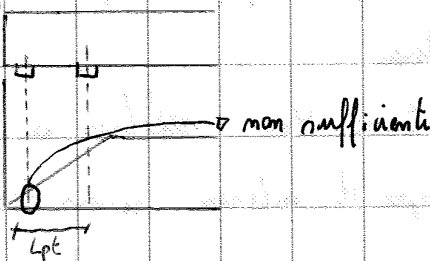


primo Tale da equilibrare le componenti  $T$  e  $C$  sarà soggetto a momento  $M$  che sarà equilibrato da due forze come compressione e una trazione spalling.

Procedimento: se corso molto eccentrico e quindi fuori dal nocciolo allora nascono delle trazioni  $T$  dal lato opposto al corso, dopodiché considero prima soggetto a  $M$  e dico che  $M$  sarà bilanciato da reazioni spalling  $N_{sc}$ , noto  $N_{sc}$  calcolo armatura spalling:

$$N_{sc} = \frac{M}{z_{sc}} \Rightarrow A_{sc} = \frac{N_{sc}}{f_{syd}}$$

- d'armatura è da scegliere lungo in corrispondenza della fascia tensionale della Trave NB quando si può si mette appoggio centrale, intorno poché è comodo in quanto per una armatura poteva più evitare il taglio delle armature longitudinali in quanto il tralzo potrebbe già lavorare ad una trazione sufficiente da evitare il tipo abrupto al taglio.



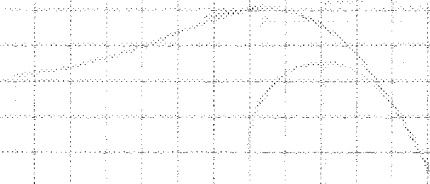
LEZIONE 6/06/2013

## DUTTILITÀ

Caratteristica dei materiali da costruzione come i metalli questo storicamente capacità del materiale di sopportare deformazioni plastiche elevate dopo il campo elastico.

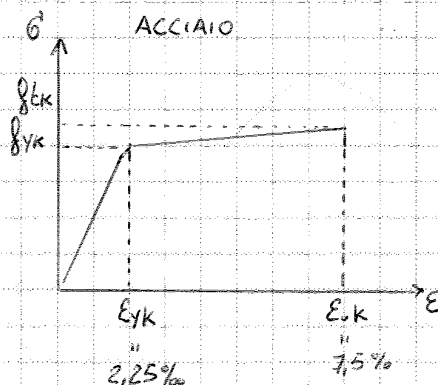
Oggi parliamo di duttilità a livello:

- 1- MATERIALE
- 2- SEZIONE TRASVERSALE
- 3- ELEMENTO STRUTTURALE (colonna, trave)
- 4- STRUTTURA



Sono importanti quando si sfruttano risorse plastiche di una struttura la duttilità di quello che ci sta sotto è influenzata dalla duttilità di quello che ci sta sopra. Non è detto che l'utilizzo di materiale duttile comporti necessariamente duttilità della struttura. Condizione necessaria ma non sufficiente.

- 1- materiale ha comportamento duttile se ripete e sopportare deformazioni anche che senza eccessiva diminuzione della tensione



$\sigma_{yk} = 450 \text{ MPa}$

rapporto coesistente

$$1,15 \leq \left( \frac{\sigma_k}{\sigma_{yk}} \right) \leq 1,35$$

I punti di picco li posso diagrammare nel diagramma di isteresi

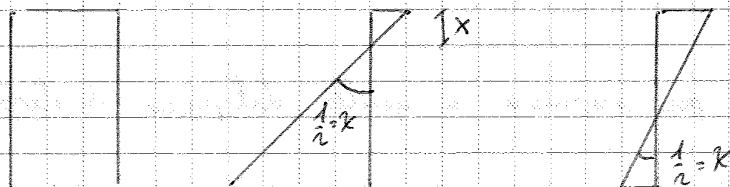
la duttilità della mia sezione è influenzata dallo sforzo normale, quindi:

più  $N$  è di compressione e meno sarà duttile la sezione. Duttilità

colonna è molto minore di quella delle travi.

Un altro elemento che influenza duttilità della sezione è la profondità

dell'axe neutro, se ho profondità elevata ho armatura piccola



la profondità è funzione dell'armatura quindi se  $A_s \uparrow$   $x \uparrow$  e  $x \downarrow$

Duttilità  $\downarrow$

Duttilità è condizionata da deformazione ultima del CLS che dipende

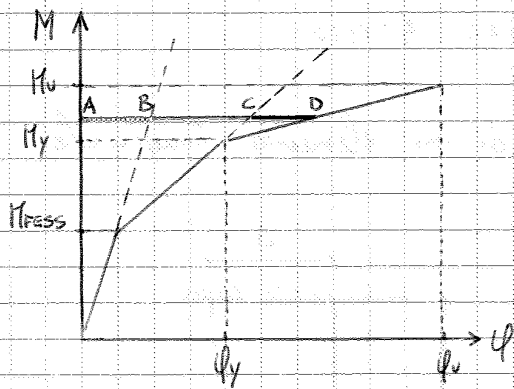
da confinamento armature

- o lavoro in campo e quindi non posso raggiungere def. ultima

el CLS e allora sono

- altro modo per aumentare axe neutro che alto è inchiav armatura

compresa in modo da aumentare armatura e quindi duttilità.



$M_u$  fa raggiungere la deformazione ultima

ma ci sono materiali

A-B rotazione elastica

BC rotazione per formazione

CD rotazione plastica

$$\phi_p = \phi_u - \phi_y$$

dal punto di vista Teorico posso calcolare rotazione plastica come

$$\phi_p = \int_{L_p} \frac{1}{r} dz$$

$L_p$  = lunghezza zona plasticizzata

nel momento in cui intendo vedere come nella realtà che delle sezioni

sono fessurate e altre no quindi se faccio integrale su un tratto

non posso fare sempre riferimento alle condizioni non fessurate in

quanto se poi il risultato lo paragono a evidenze sperimentali non

va bene.

Valore rotazione plastica è funzione dei quantitativi di armatura e dello

sono normale, un'equazione fornisce  $\phi_p$  in funzione della profondità

adimensionata dell'asse neutro  $\xi$



$$\frac{\delta E}{\delta y} = 1,2$$

meglio calcolare  $h_p$  per proporzioni nel Triangolo ovò

$$\frac{M_u}{h/2} = \frac{M_y}{\frac{h}{2} - h_p} \Rightarrow \frac{M_u}{M_y} = \frac{h/2}{\frac{h}{2} - h_p} = \frac{\delta E}{\delta y} = 1,2 \Rightarrow h_p = 0,083 h$$

$$q_p = \left(\frac{1}{2}\right)_p \cdot h_p \quad \text{in quanto nell'integrale si è considerato } \left(\frac{1}{2}\right)_p = \cos^2 T$$

$$\Delta p = q_p \cdot h = \left(\frac{1}{2}\right)_p \cdot h_p \cdot h$$

Voluto duttilità  $M_E = 1 + \frac{\left(\frac{1}{2}\right)_p \cdot h_p \cdot h}{\left(\frac{1}{2}\right)_y \cdot \frac{h^2}{6}} = 1 + \frac{\left(\frac{1}{2}\right)_p \cdot 0,083h \cdot h}{\left(\frac{1}{2}\right)_y \cdot \frac{h^2}{6}} = 1 + \frac{M_s - 1}{2}$

$$M_s = 1 + \frac{\left(\frac{1}{2}\right)_p}{\left(\frac{1}{2}\right)_y} \Rightarrow \frac{\left(\frac{1}{2}\right)_p}{\left(\frac{1}{2}\right)_y} = M_s - 1$$

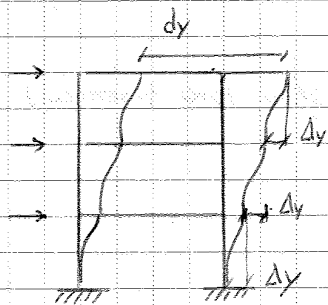
$$M_E = \frac{1 + M_s}{2}$$

Anche se abbiamo sezioni con comportamento molto duttile quando passano

all'elemento strutturale esso si riduce drasticamente anche della metà

inoltre noi l'abbiamo considerata in regime di piano normale.

Consideriamo una struttura più complessa

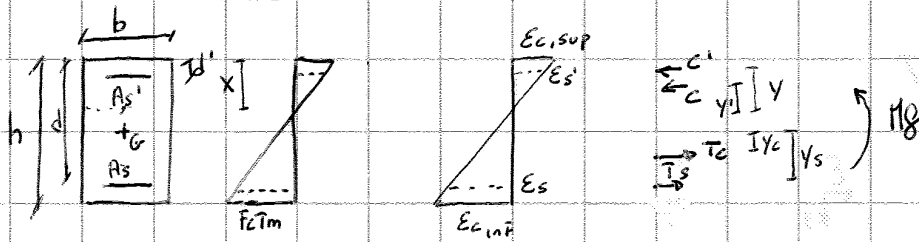


$$M_{str} = \frac{du}{dy} = \frac{dy + dp}{dy} = 1 + \frac{dp}{dy}$$

$$dy = h \cdot \Delta y$$

(n° piani)

MOMENTO DI FESSURAZIONE (STADIO 1)



$$E = \lambda + \chi y \quad \text{incognite} \quad \left\{ \begin{array}{l} \lambda \Rightarrow \text{punto di pirogaggio} \Rightarrow \sigma_{c,inf} = f_{ctm} \Rightarrow \lambda = \frac{f_{ctm}}{E_c} = E_c \\ \chi = ? \end{array} \right.$$

$N_{int} - N_{sd} = 0 \Rightarrow N_{int} = N_{sd}$       se  $N_{sd}$  non è assegnato allora  $N_{int} = 0$

$$N_{int} = \int_A \sigma dA = f_{ctm} \cdot \frac{(h-x)}{2} - \sigma_{c,sup} \cdot \frac{x}{2} + \sigma_s \cdot A_s - \sigma_{s'} \cdot A_{s'} = 0 \Rightarrow \text{incognite } \{x, \sigma_{c,sup}, \sigma_s, \sigma_{s'}\}$$

impongo un valore  $x$  e calcolo  $N_{int}$  in funzione di  $x$

$$\sigma_{c,sup} = E_c \cdot \epsilon_{c,sup} \Rightarrow (\epsilon_{c,inf} + \epsilon_{c,sup}) \cdot h = \epsilon_{c,inf} \cdot (h-x)$$

$$\sigma_{c,sup} = E_c \cdot \left( \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot h}{h-x} - \epsilon_{c,inf} \right) \quad \epsilon_{c,inf} + \epsilon_{c,sup} = \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot h}{(h-x)} \quad \epsilon_{c,sup} = \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot h}{(h-x)} - \epsilon_{c,inf}$$

$$\sigma_s = E_s \cdot \epsilon_s \Rightarrow \epsilon_s \cdot (d-x) = \epsilon_{c,inf} \cdot (h-x)$$

$$\sigma_s = E_s \cdot \left( \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot (d-x)}{(h-x)} \right) \quad \epsilon_s = \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot (d-x)}{(h-x)}$$

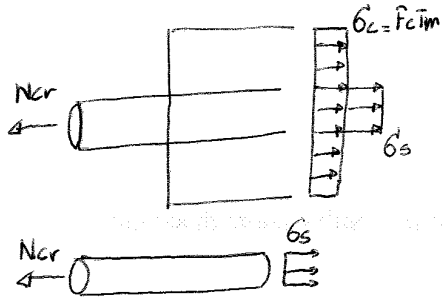
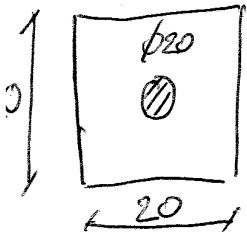
$$\sigma_{s'} = E_{s'} \cdot \epsilon_{s'} \Rightarrow \epsilon_{s'} \cdot d' = (\epsilon_{c,inf} + \epsilon_{c,sup}) \cdot h$$

$$\sigma_{s'} = E_{s'} \cdot \left[ \left( \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot h}{h-x} \right) \cdot \frac{d'}{h} \right] \quad \epsilon_{s'} = \left( \epsilon_{c,inf} + \frac{\epsilon_{c,inf} \cdot h}{(h-x)} - \epsilon_{c,inf} \right) \cdot \frac{d'}{h}$$

Ho tutto in funzione di  $x$ , faccio variare  $x$  fino a che  $N_{int} = 0$  o  $N_{int} = N_{sd}$

Moio  $x$ , calcolo  $M_f$ :

$$M_f = T_s \cdot y_s + T_c \cdot y_c - C' \cdot y' - C \cdot y$$



$$E_c = E_s$$

$$N_{cr} = G_s A_s + G_c A_c$$

$$G_s = E_s \cdot \epsilon_s$$

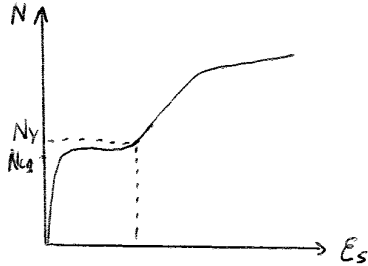
$$N_{cr} = \frac{E_s}{E_c} G_c A_s + G_c A_c$$

$$E_s = E_c = \frac{G_c}{\epsilon_c}$$

$$N_{cr} = h \cdot f_{ct} A_s + f_{ct} A_c = 1144,38$$

$$G_s = \frac{N_{cr}}{A_s} = 365$$

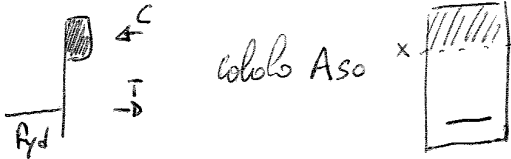
$$f_{ctm} \cong \frac{1}{10} f_{ck}$$



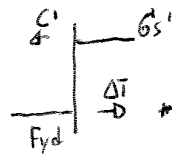
**DOPPIA ARMATURA (Msd > Mlim)**

limo posizione axe neutro => E<sub>lim</sub> => M<sub>lim</sub>

1) Per configurazione limite calcolo:



2) da quota di momento  $\Delta M = M_{sd} - M_{lim}$  viene inserita una coppia di armature con braccio  $(d - d')$



$$C' = \Delta T = \Delta M / (d - d')$$

$$A_s = A_{s0} + \Delta T / f_{yd}$$

$$A_s' = C' / f_{s'}$$

