ORDINE DEGLI INGEGNERI

Corso di aggiornamento sulla normativa sismica

gen. 2007 – mar. 2007

# La verifica a taglio delle travi in c.a. allo Stato Limite Ultimo (S.L.U.)

**Prof. Ciro FAELLA**

Dipartimento di Ingegneria Civile

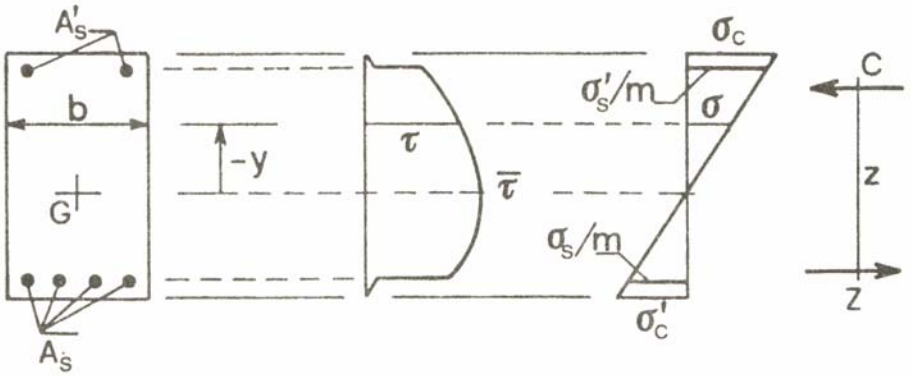
Università di Salerno

# Articolazione punti significativi

1) Il comportamento sperimentale
2) Le travi senza armatura trasversale
3) Le travi con armatura, verifica e progetto
4) Confronti tra D.M. ed Eurocodice
5) Applicazioni
6) Prescrizioni normative per elementi inflessi

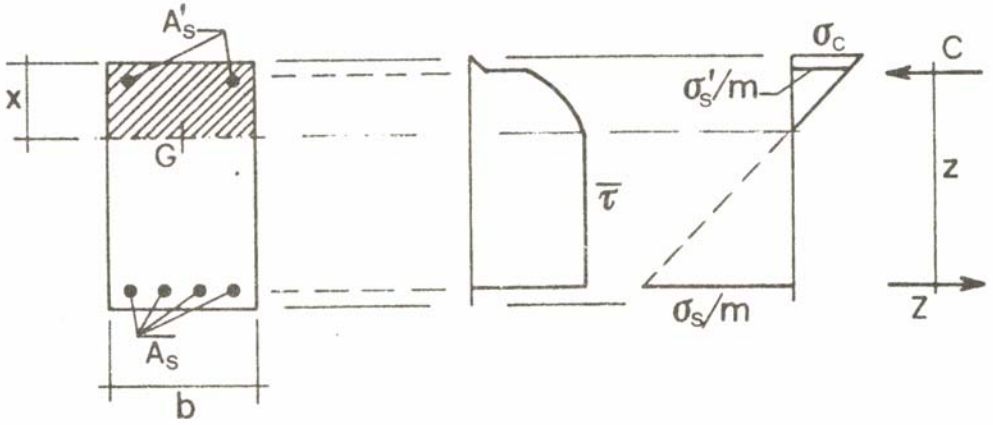
- Alcune incongruenze della teoria tecnica:
  * nelle fessure dovrebbe essere nulla anche la $\tau$ oltre che la $\sigma$
  * nella teoria tecnica si ammette che la resistenza a trazione è nulla, ma allora anche la resistenza tangenziale dovrebbe essere nulla.

## STADIO I - non fessurato




## JOURAWSKY

$$\tau = \frac{V S_i}{I_i b} \qquad \bar{\tau} = \frac{V}{z b}$$




## STADIO II - fessurato

# Il comportamento sperimentale

- In elementi inflessi, per valori bassi del taglio, le membrature si comportano come solidi di materiale omogeneo ed isotropo, senza fessurazioni
- Al crescere del carico e quindi delle sollecitazioni flettenti e taglianti compaiono fessurazioni ortogonali alle isostatiche di trazione ovvero parallelamente a quelle di compressione.

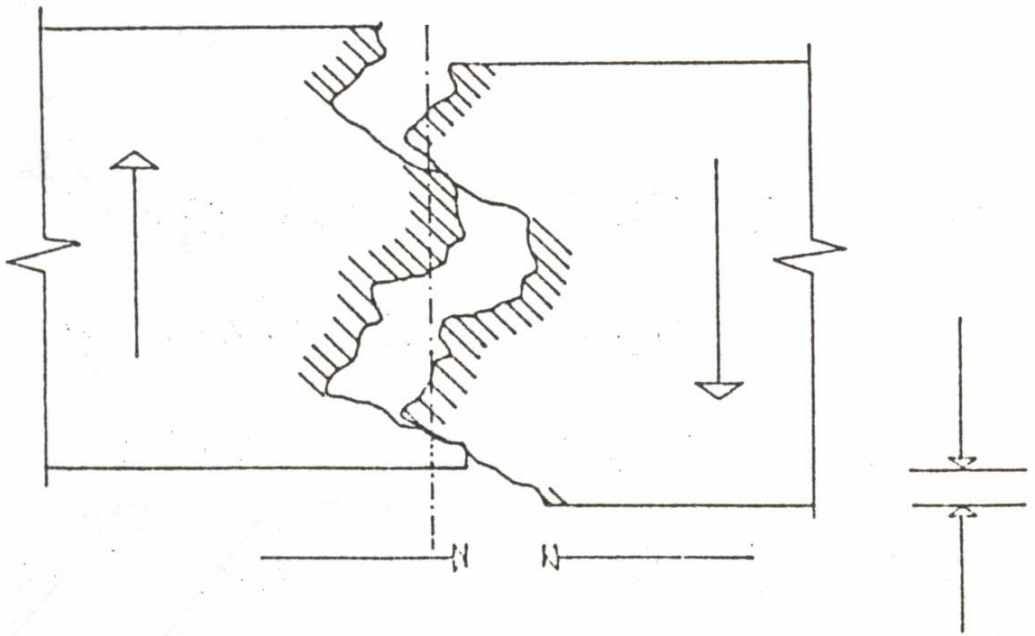
# Il comportamento sperimentale

- In travi semplicemente appoggiate, sottoposte a carichi gravitazionali distribuiti o concentrati ai terzi, si osservano in mezzeria, dove la flessione è massima ed il taglio minimo, fessure sostanzialmente verticali;
- Verso gli appoggi, dove il momento è minimo ed il taglio massimo, si osservano lesioni inclinate a 45° rispetto all'orizzontale.

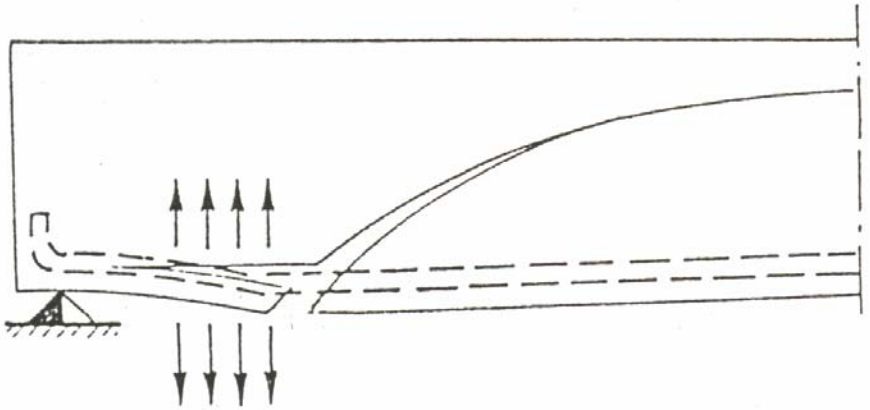
Successivamente alla fessurazione, il meccanismo resistente è affidato ad una molteplicità di meccanismi che interagiscono tra di loro:

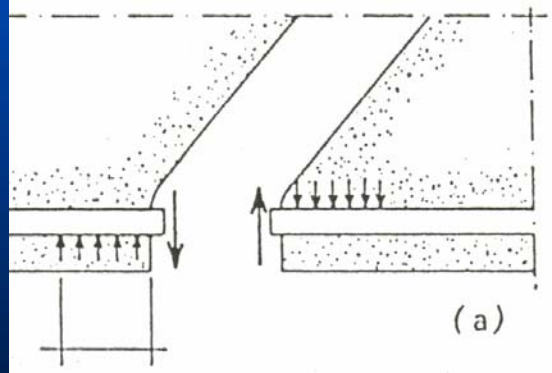
- Meccanismo reticolare alla Ritter-Morsch
- Resistenza delle bielle di calcestruzzo incastrate al corrente compresso:
- Effetto d'ingranamento degli inerti
- Effetto spinotto
- Effetto arco

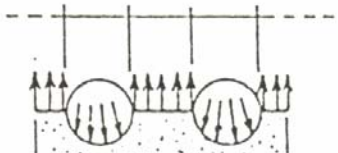
# Effetto ingranamento degli inerti

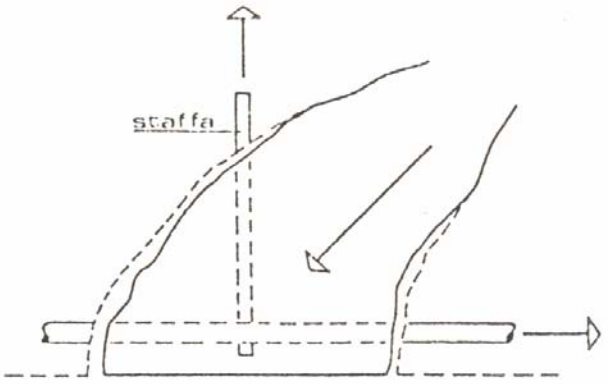


# Effetto spinotto

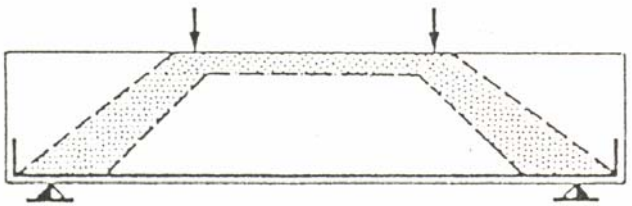


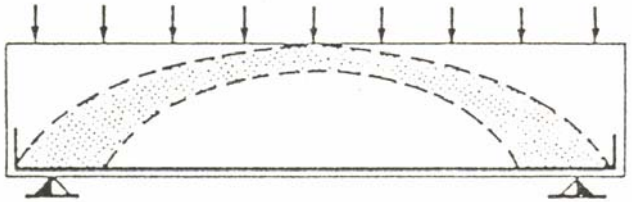


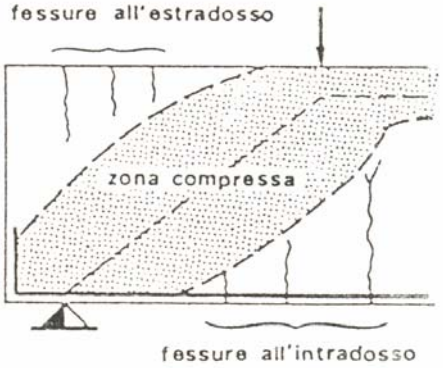



# Comportamento ad arco

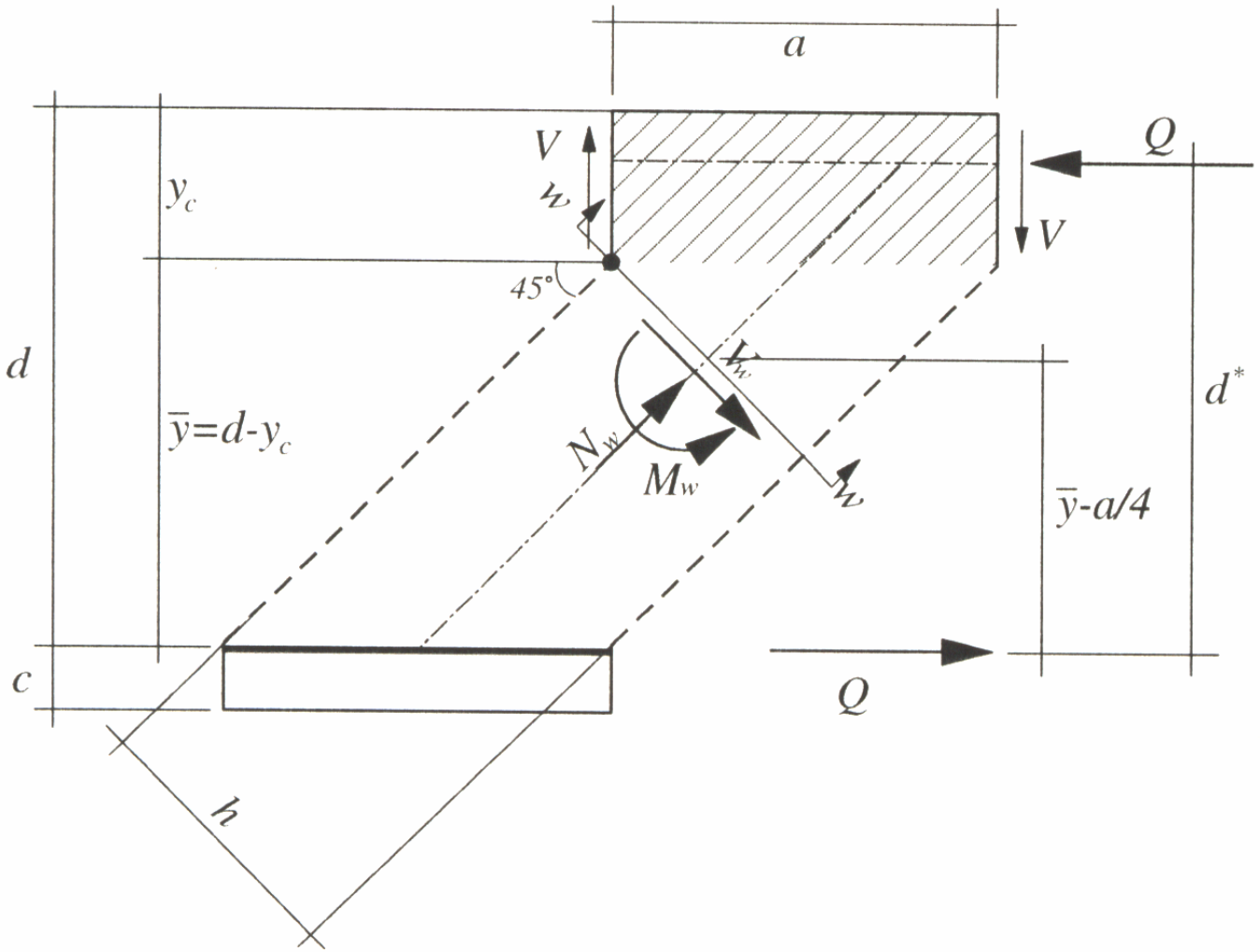







Particolare dell'appoggio

# La trave priva di armatura a taglio



# Il meccanismo a pettine

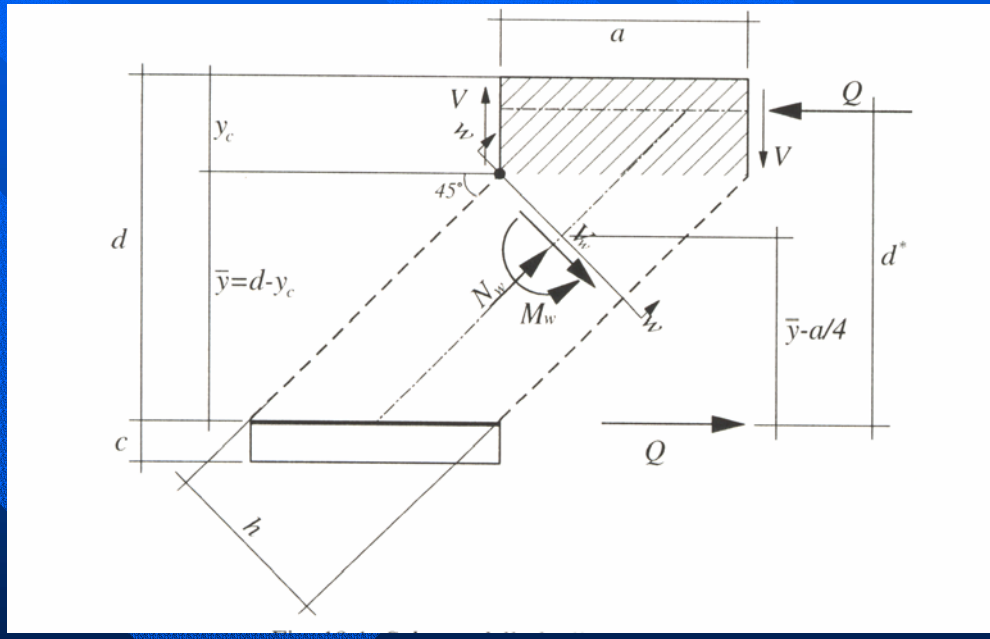
$$Q = \frac{\Delta M}{d^*} = \frac{V \cdot a}{d^*}$$

$$M_w = Q \cdot \left( \bar{y} - \frac{a}{4} \right)$$

$$N_w = Q \frac{\sqrt{2}}{2}$$

$$\sigma_t = \frac{M_w}{W} - \frac{N_w}{b \cdot h}$$

$$\sigma_t = \frac{Q \cdot (\bar{y} - a/4)}{b \cdot h^2/6} - \frac{Q \cdot \sqrt{2}/2}{b \cdot h}$$



**Essendo**

$$\text{essendo} \quad : \; h \; = \; a \; / \; \sqrt{2}$$

$$1.2 \cdot f_{ctd} = \frac{12\,Q}{b \cdot a} \cdot \left( \frac{\bar{y}}{a} - \frac{1}{4} - \frac{1}{12} \right) = \frac{12\,V}{b \cdot d^*} \cdot \left( \frac{\bar{y}}{a} - \frac{1}{3} \right)$$

$$V = \frac{1.2}{12 \cdot \left[ \left( \bar{y}/a \right) - 1/3 \right]} \cdot b \cdot d^* \cdot f_{ctd} = 0.25\, b \cdot d \cdot f_{ctd}$$

$$V_d \le V_{Rd1} = 0.25 \cdot b_w \cdot d \cdot f_{ctd} \cdot r \cdot \left( 1 + 50\, \rho_l \right) \cdot \delta$$

# $V_{Rd1}$ : Parametri

$d, b_w$ dimensioni trave

$r = 1.6 - d > 1$ [$d$ in metri]

un coefficiente che tiene conto dell'effetto dell'ingranamento degli inerti, funzione del rapporto tra l'altezza utile $d$ della trave e la dimensione dell'inerte stesso, trascurabile al crescere di $d$ oltre 0.6 m

$1+50\rho_l \quad (\leq 2)$

un coefficiente dipendente dalla percentuale geometrica di armatura in zona tesa $\rho_l = A_{sl}/(b_w \cdot d)$ per tener conto dell'effetto spinotto, che si esplica attraverso una coppia di forze trasversali all'armatura che riduce il momento $M_w$;

$\delta = 1$ (*flessione semplice*)

$\delta = 0$ (*tensoflessione*)

$$\delta = 1 + \frac{M_0}{M_{Sdu}} \leq 2$$ (*pressoflessione*)

$\delta$ essendo un coefficiente funzione dello stato di sollecitazione normale della sezione, che assume il valore 0 in presenza di tensoflessione, 1 in presenza di flessione pura, $\delta=1+ M_0/M_{Sdu}$ nel caso di pressoflessione con $M_0$ il momento che determina una tensione nulla nella fibra meno compressa della sezione ed $M_{Sdu}$ il momento che sollecita la sezione in cui si effettua la verifica a taglio .
Il momento $M_0$ può essere espresso in funzione del raggio di nocciolo $r_{n:}$

$$M_0 = N \cdot r_n$$

L'EC2 fornisce per $V_{Rd1}$ una espressione poco diversa:

$$V_{Rd1} = \left[\tau_{Rd} \cdot r \cdot \left(1.2 + 40\,\rho_l\right) + 0.15\,\sigma_N\right] \cdot b_w \cdot d$$

# Valori di $\tau_{Rd} = 0.25 * f_{ctk} / \gamma$ ed $f_{ctk}$

| CLASSE | C20/25 | C25/30 | C30/35 | C35/40 | C40/45 | C45/50 | C50/55 |
|---|---|---|---|---|---|---|---|
| $f_{ck}$ | 200 | 250 | 300 | 350 | 400 | 450 | 500 |
| $f_{ctk}$ | 15 | 18 | 20 | 22 | 25 | 27 | 29 |
| $\tau_{Rd}$ | 2.6 | 3.0 | 3.4 | 3.7 | 4.1 | 4.4 | 4.8 |

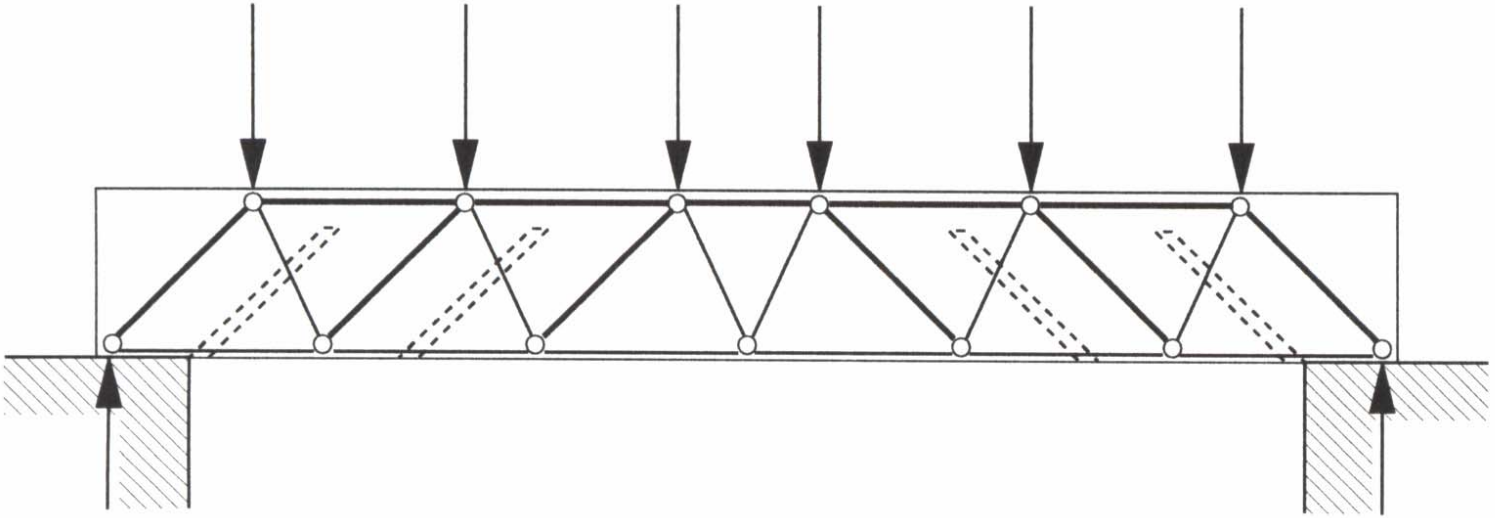
# In sintesi, nelle precedenti relazioni:

- $(1+50\ \rho_l)$ rappresenta l'effetto spinotto
- $r = (1.6-d)$ rappresenta l'eff. ingranamento
- $\delta$ = effetto dello sforzo assiale

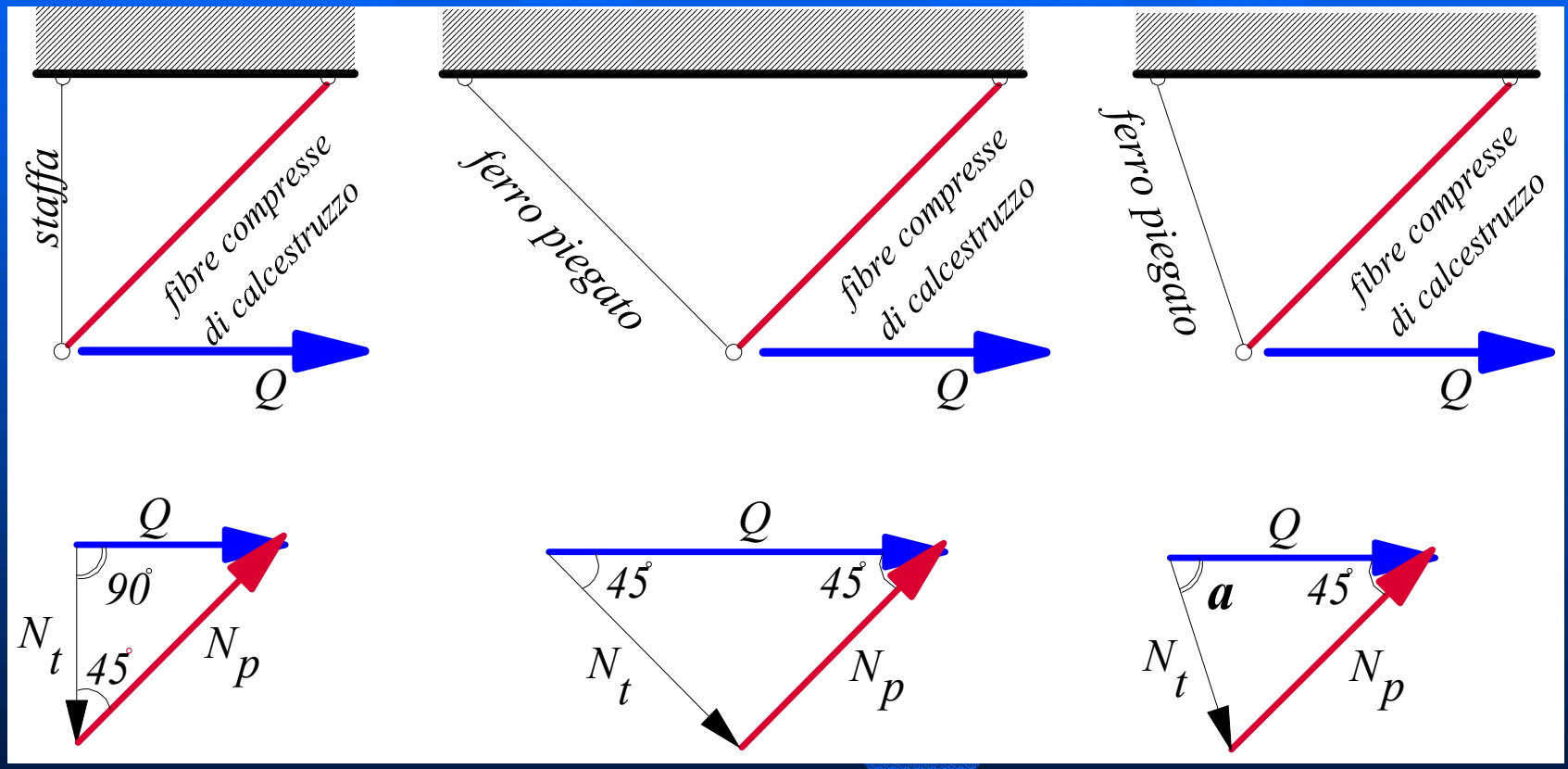
# La trave con armatura trasversale

- Nella trave con armatura trasversale il fondamentale meccanismo resistente successivamente alla formazione delle fessure inclinate è quello della struttura reticolare di Ritter-Morsch in cui oltre ai correnti l'uno teso e l'altro compresso, si distinguono i montanti inclinati compressi, disposti secondo le isostatiche di compressione e determinati da due fessure successive nonché le diagonali tese realizzate dalle armature a taglio disposte secondo inclinazioni variabili in genere tra 45° e 90°.

# Meccanismo di Ritter-Mörsh



$$Q = \frac{M(x+\Delta x) - M(x)}{d^*} = \frac{\Delta M}{d^*} = \frac{V_u \cdot d^*}{d^*} = V_u$$



# Sforzo nel puntone ($N_p$) e nel tirante ($N_t$)

$$N_P \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} - N_t \cdot \sin\alpha = 0$$

$$N_P \cdot \frac{\sqrt{2}}{2} + N_t \cdot \cos\alpha = V_u$$

$$N_p = \frac{V_u \cdot \sin\alpha}{\frac{\sqrt{2}}{2} \cdot (\sin\alpha + \cos\alpha)} = \frac{\sqrt{2} \cdot V_u}{1 + cot\, g\, \alpha}$$

$$N_t = \frac{V_u}{\sin\alpha + \cos\alpha}$$

# Il valore limite dello sforzo tagliante secondo il D.M. '96 ($V_{Rd2}$)

$$N_p = \frac{\sqrt{2} \cdot V_u}{1 + \cot g\, \alpha} = \frac{0.9 \cdot d}{\sqrt{2}} \cdot b_w \cdot f_{cd}$$

$$V_u = \frac{0.9 \cdot d}{\sqrt{2} \cdot \sqrt{2}} \cdot b_w \cdot f_{cd} \cdot (1 + \cot \alpha) = 0.45 \cdot d \cdot b_w \cdot f_{cd} \cdot (1 + \cot \alpha)$$

$$V_{Rd\,2} = 0.30 \cdot b_w \cdot d \cdot f_{cd} \cdot \left(1 + cot\ g\, \alpha\right)$$

# Il valore limite dello sforzo tagliante secondo l'EC2 ($V_{Rd2}$)

$$V_{Rd2} = 0.50 \cdot \nu \cdot b_w \cdot 0.9 \cdot d \cdot f_{cd} \cdot (1 + \cot g\, \alpha)$$

$$V_{Rd2} = 0.30 \cdot b_w \cdot d \cdot f_{cd} \cdot (1 + \cot g\, \alpha)$$

Secondo
D.M. 96

$$\nu = 0.7 - f_{ck}/200 \qquad \text{con } f_{ck} \text{ in N/mm}^2$$

$$k = 0.50 \cdot 0.9 \cdot (0.7 - 0.83 \cdot 25/200) = 0.268$$

# Verifica della sezione

a) $V_d \leq V_{Rd1}$ (non necessaria l'armatura)

*b)* $V_{Rd1} < V_d \leq V_{Rd2}$ *(progettar e l' armatura)*

*c)* $V_d > V_{Rd2}$ *(sezione non idonea)*

# CALCOLO ELASTICO ALLE TENSIONI AMMISSIBILI

$$\tau \le \left[ \tau_{co} = 4 + \frac{R_{ck} - 150}{75} \right]; \text{non necessaria l'arm.}$$

$$\tau_{co} \le \tau \le \left[ \tau_{c1} = 14 + \frac{R_{ck} - 150}{35} \right]; \text{calcolo arm.}$$

$$\tau_{c1} \le \tau; \quad \text{sezione non idonea}$$

# Progetto Armatura a taglio (D.M. '96)

$$V_{Sdu} \le V_{Rd3} = V_{sd} + V_{cd}$$

$$N_t = \frac{V_u}{\sin\alpha + \cos\alpha}$$

$$A_{fs} \cdot f_{sd} \cdot \frac{0.9d}{s} = \frac{V_{sd}}{sen\,\alpha + \cos\alpha}$$

$$V_{sd} = A_{fs} \cdot f_{sd} \cdot \frac{0.9d}{s} \cdot (\sin\alpha + \cos\alpha)$$

$$V_{cd} = 0.6\, f_{ctd} \cdot b_w \cdot d \cdot \delta$$

$$A_{fs} = \frac{(V_d - V_{cd}) \cdot s}{0.9\, d \cdot f_{yd} \cdot (\sin\alpha + \cos\alpha)}$$

$$s = \frac{A_{fs} \cdot f_{yd} \cdot 0.9d \cdot (\sin\alpha + \cos\alpha)}{(V_d - V_{cd})}$$

# Progetto Armatura a taglio (EC2)

$$N_t = \frac{V_u}{sin\,\alpha + cos\,\alpha}$$

$$A_{fs} \cdot f_{sd} \cdot \frac{0.9d}{s} = \frac{V_{sd}}{sen\,\alpha + cos\,\alpha}$$

$$V_{sd} = A_{fs} \cdot f_{sd} \cdot \frac{0.9d}{s} \cdot (sin\,\alpha + cos\,\alpha)$$

$$V_{cd} = V_{Rd1} = \left[0.25 \cdot f_{ctd} \cdot k \cdot (1 + 50\rho_l) + 0.15\sigma_N\right] \cdot b_w \cdot d$$

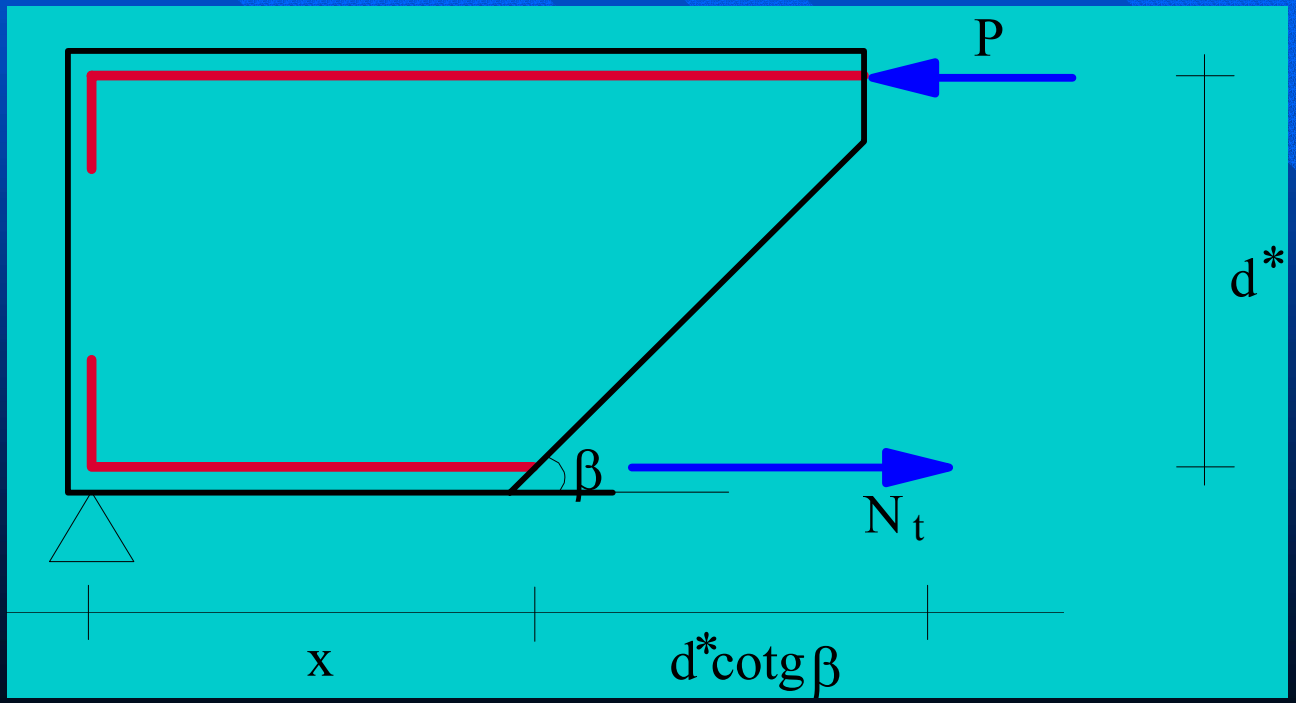
$$A_{fs} = \frac{(V_d - V_{cd}) \cdot s}{0.9\,d \cdot f_{yd} \cdot (sin\,\alpha + cos\,\alpha)}$$

$$s = \frac{A_{fs} \cdot f_{yd} \cdot 0.9d \cdot (sin\,\alpha + cos\,\alpha)}{(V_d - V_{cd})}$$

# EFFETTO DELLA FESSURAZIONE A TAGLIO SULLA ARMARURA A FLESSIONE (travi senza armatura a taglio)

$$N_t \cdot d^* = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^* \cot \beta$$

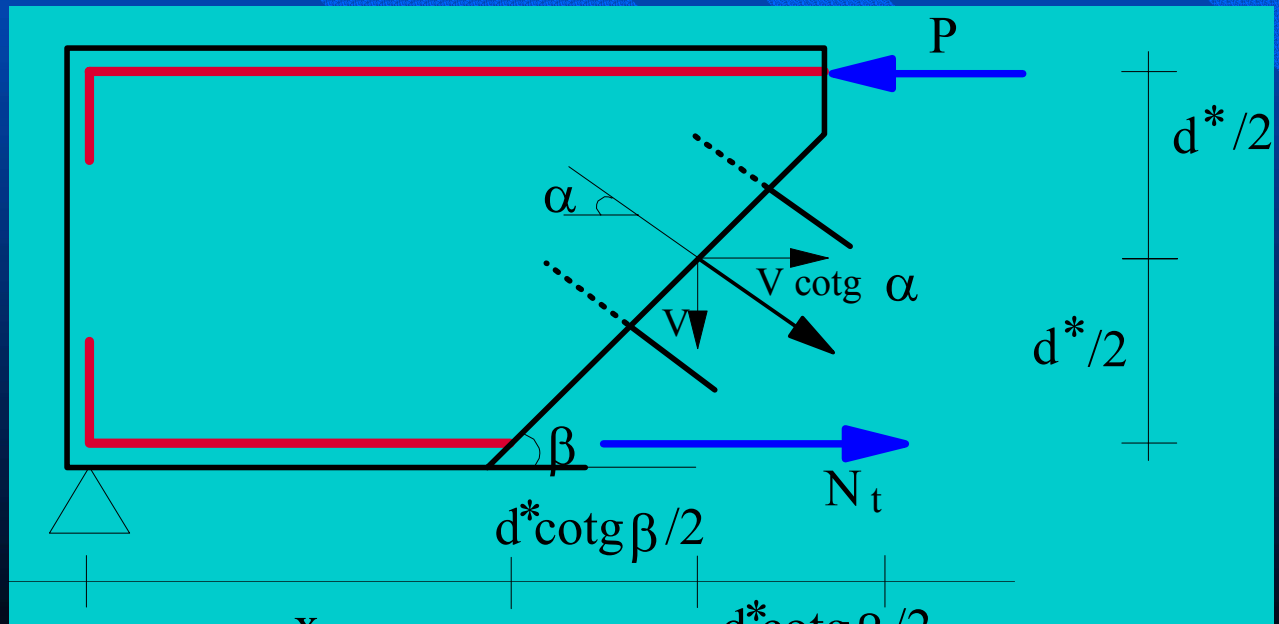
$$M'(x) = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^* \quad (\beta = 45°)$$



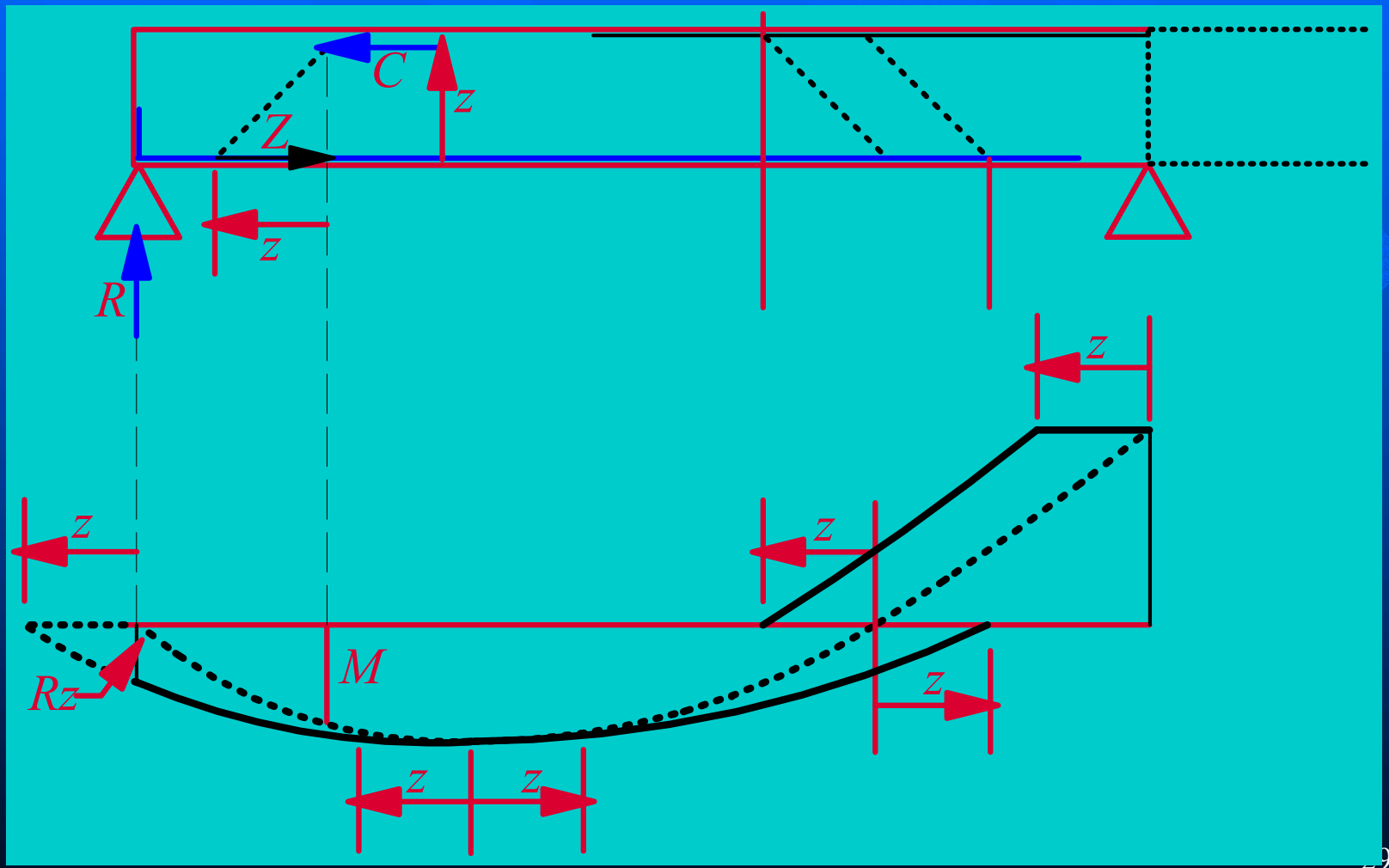
# EFFETTO DELLA FESSURAZIONE A TAGLIO SULLA ARMARURA A FLESSIONE (travi con armatura a taglio)

$$N_t \cdot d^* + V_{Sdu} \cdot cot\, g\, \alpha \cdot \frac{d^*}{2} + V_{Sdu} \cdot cot\, g\, \beta \cdot \frac{d^*}{2} = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^* \, cot\, g\, \beta$$

$$M'_{Sdu}(x) = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^* \cdot \left( \frac{\cot g\, \beta - \cot g\, \alpha}{2} \right)$$



# Ampliamento del diagramma del momento



# Le prescrizioni regolamentari

- D.M.'96 ed EC2 in assenza di armatura

$$M'(x) = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^*$$

# Le prescrizioni regolamentari

- D.M.'96 ed EC2 in presenza di armatura

$$M'_{Sdu}(x) = M_{Sdu}(x) + V_{Sdu} \cdot d^* \cdot (\cot g\beta - \cot g\alpha)$$

$$M'_{Sdu}(x) \geq M_{Sdu}(x) + 0.2 \cdot d^*$$

# Il metodo dell'inclinazione variabile delle bielle (1)

- Oltre al metodo in precedenza esposto che si definisce metodo standard, l'armatura a taglio agli stati limite, si può determinare con un metodo alternativo, che si basa su considerazioni sia sperimentali sia teoriche legate alla analisi limite.
- Infatti si osserva che le fessure a taglio si formano con inclinazione prossima a 45°, ma, al crescere del taglio, l'inclinazione delle fessure che progressivamente si estendono, evolve incurvandosi sull'orizzontale ed inoltre le isostatiche di compressione attraversano le fessure iniziali determinando bielle compresse con una inclinazione media minore dei 45° iniziali.

# Il metodo dell'inclinazione variabile delle bielle (2)

- Tale comportamento concorda con il teorema statico dell'analisi limite che in presenza di una molteplicità di campi di sollecitazione staticamente ammissibili (ovvero i possibili sistemi reticolari di Morsch con differenti inclinazioni del puntone compresso) individua il moltiplicatore di collasso a taglio nel massimo tra i moltiplicatori associati, che generalmente non coincide con il moltiplicatore relativo alle bielle a 45°.

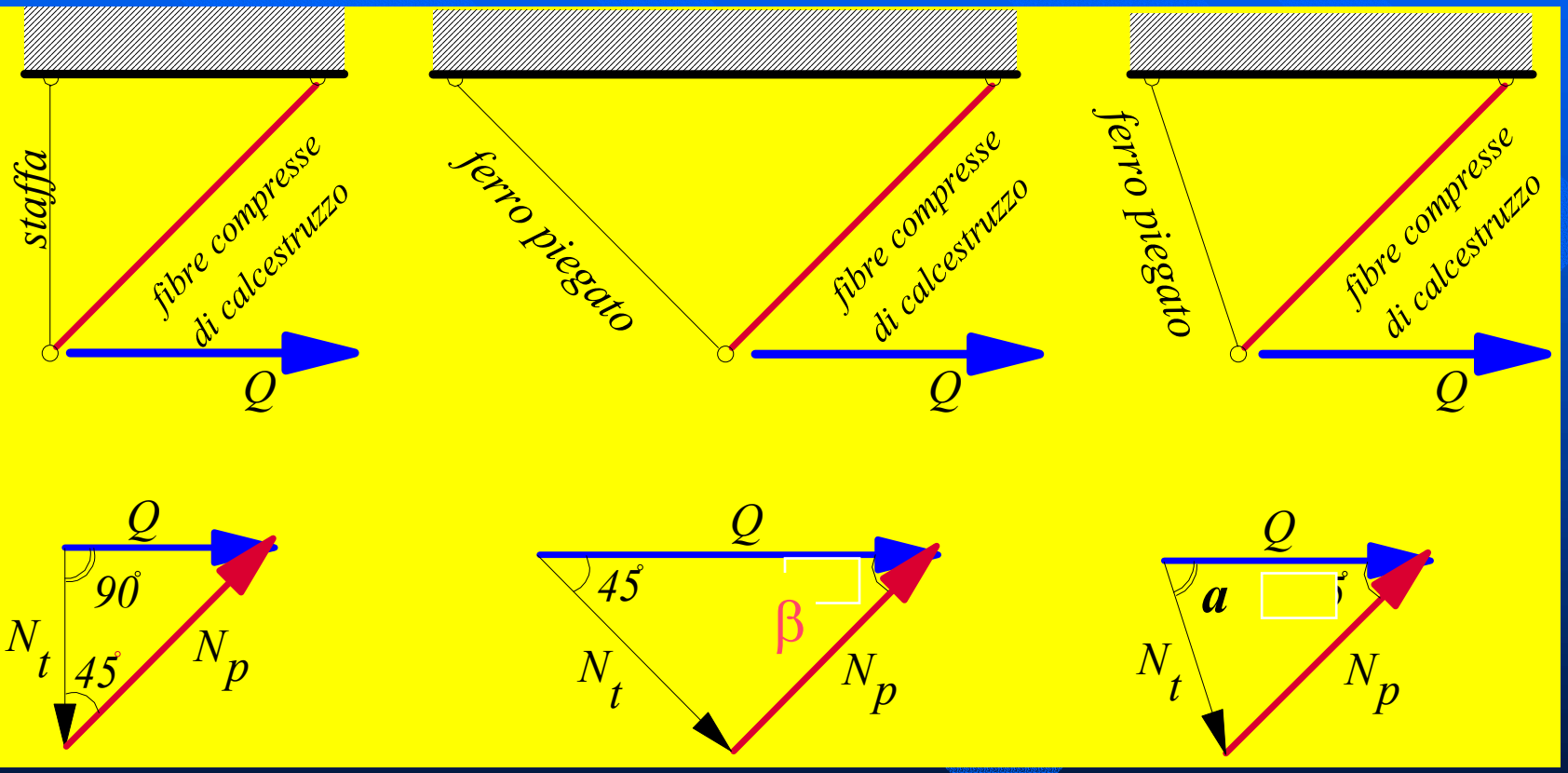
# Il metodo dell'inclinazione variabile delle bielle (2)

- Tale comportamento concorda con il teorema statico dell'analisi limite che in presenza di una molteplicità di campi di sollecitazione staticamente ammissibili (ovvero i possibili sistemi reticolari di Morsch con differenti inclinazioni del puntone compresso) individua il moltiplicatore di collasso a taglio nel massimo tra i moltiplicatori associati, che generalmente non coincide con il moltiplicatore relativo alle bielle a 45°.

# Il metodo dell'inclinazione variabile delle bielle (3)

- In effetti tale considerazione richiederebbe la determinazione dei moltiplicatori di collasso per più sistemi reticolari caratterizzati da diverse inclinazioni del puntone compresso, al fine di determinarne il massimo.
- Per le pratiche finalità è sufficiente fissare un angolo $\beta$ minore di 45° e valutare la capacità portante massima legata alla resistenza del puntone compresso e del tirante.

$$Q = \frac{\Delta M}{d^*} = \frac{V_u \cdot d^*}{d^*} = V_u$$



# Sforzo nel puntone ($N_p$) e nel tirante ($N_t$)

$$N_P \cdot \text{sen}\beta - N_t \cdot \sin\alpha = 0$$

$$N_P \cdot \cos\beta + N_t \cdot \cos\alpha = V_u$$

$$N_p = \frac{V_u \cdot \boldsymbol{sin}\,\alpha}{\boldsymbol{sin}\,\alpha \cdot \boldsymbol{cos}\,\beta + \boldsymbol{cos}\,\alpha \cdot sen\,\beta} = \frac{V_u}{\boldsymbol{cos}\,\beta + sen\,\beta \cdot \boldsymbol{cot}\,\alpha}$$

$$N_t = \frac{V_u}{sen\,\alpha \cdot \boldsymbol{cot}\,\beta + \boldsymbol{cos}\,\alpha}$$

# Il valore limite dello sforzo tagliante secondo il D.M. '96($V_{Rd2}$)

Uguagliando $N_p$ allo sforzo di compressione massimo sostenibile ($\nu.b_w . d^* . sen\beta . f_{cd}$), ed $N_t$ allo sforzo di trazione massimo ($A_{sw} . f_{ywd} . d^*/s$), si ottiene:

$$V_{uc} = \nu \cdot b_w \cdot d^* \cdot f_{cd} \cdot \frac{\cot\beta + \cot\alpha}{1 + \cot^2\beta}$$

$$V_{us} = A_{sw} \cdot f_{ywd} \cdot d^* / s \cdot sen\,\alpha \cdot (\cot\alpha + \cot\beta)$$

# Il taglio massimo attribuibile è allora espresso nel modo seguente:

$$V_{Rd2} = \min (V_{uc}, V_{us})$$

Occorre poi imporre che la rottura del tirante preceda quella del puntone per avere una rottura duttile. Tale condizione si pone alla prima fessurazione ($\beta=45^o$) imponendo $V_{us} \leq V_{uc}$. Si ottiene allora una condizione sull'armatura per la quale la fessurazione interviene prima o contemporaneamente alla rottura del puntone:

$$\left[ \omega_{w,\lim} = \frac{A_{sw} \cdot f_{ywd}}{b_w \cdot s \cdot f_{cd}} \right] \leq \frac{0.5 \cdot \nu}{sen\,\alpha}$$

# In presenza di staffe ($\alpha$=90°) le relazioni precedenti si semplificano

$$V_{uc} = \nu \cdot b_w \cdot d^* f_{cd} \cdot \frac{1}{\tan\beta + \cot\beta}$$

$$V_{us} = A_{sw} \cdot f_{ywd} \cdot d^* / s \cdot \cot\beta$$

$$\frac{A_{sw} \cdot f_{ywd}}{b_w \cdot s \cdot f_{cd}} \leq 0.5\,\nu$$

# LIMITAZIONI NORMATIVE

$0.5 < \cot g\,\beta < 2$ con arm. long. interrotte

$0.4 < \cot g\,\beta < 2.5$ con arm. long. non interrotte

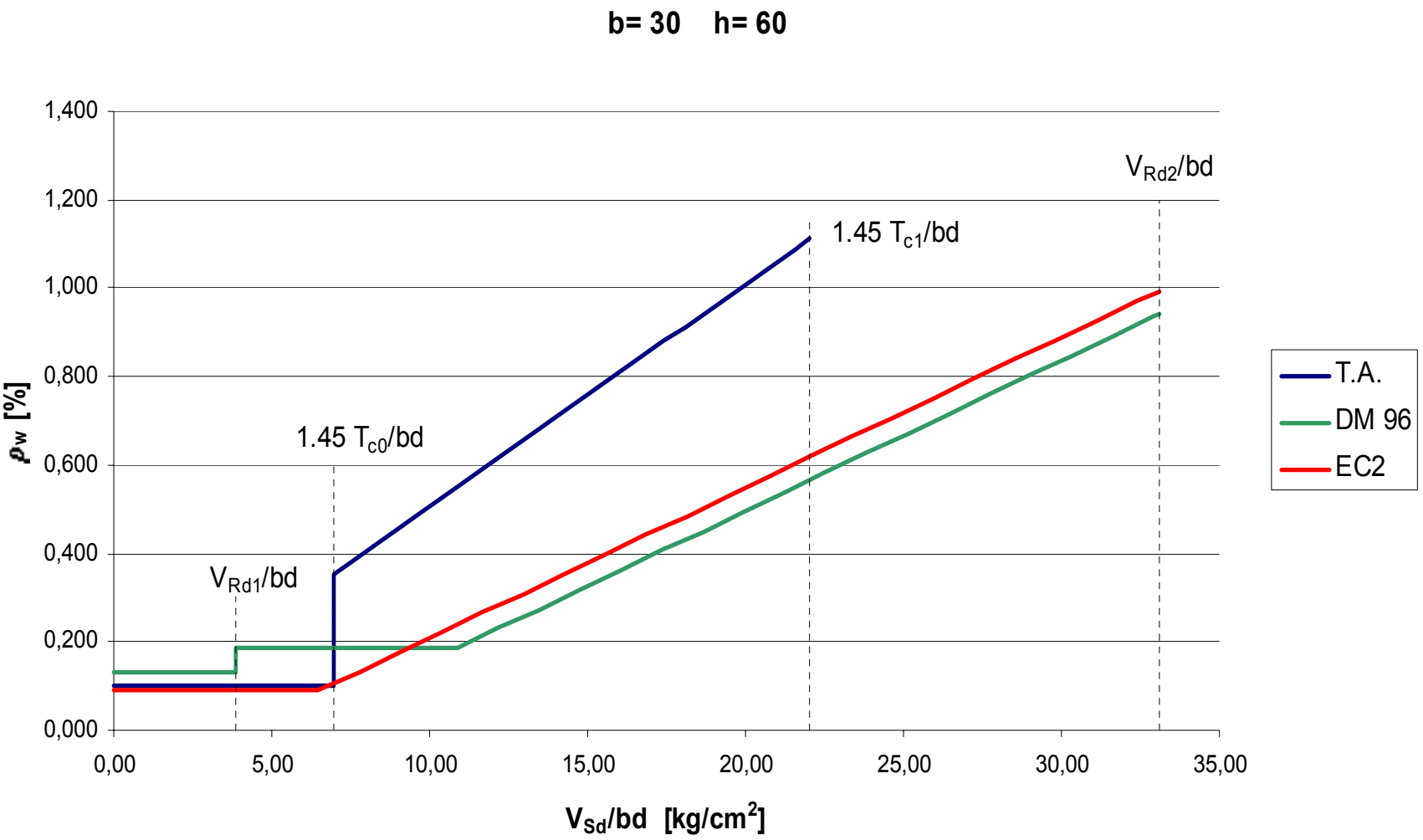
$$\rho_w = \frac{A_{sw}}{s \cdot b_w \cdot \operatorname{sen}\alpha}$$

$150 \le R_{ck} \le 250; \quad \rho_w = 0.09\%$

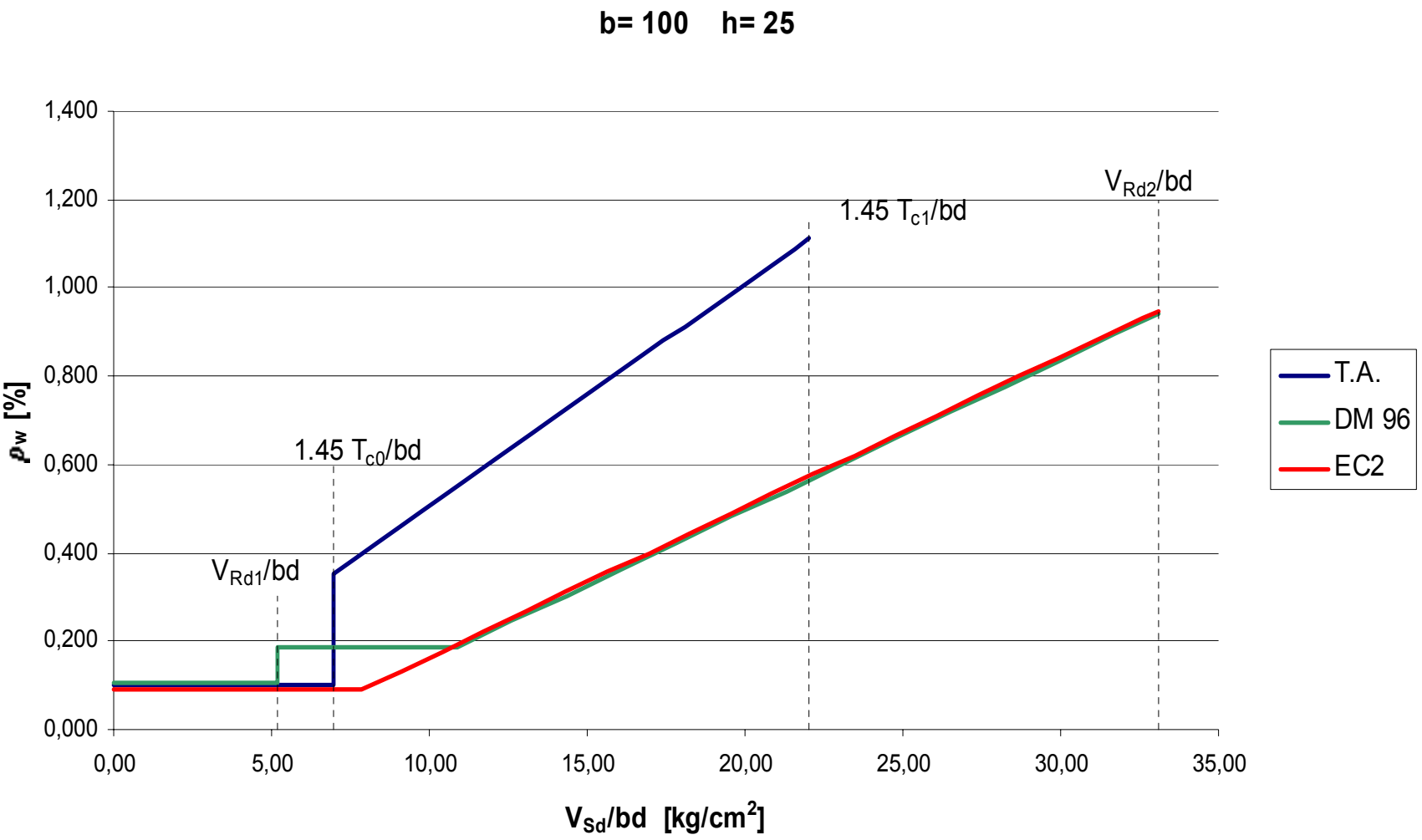
$250 < R_{ck} \le 450; \quad \rho_w = 0.13\%$

$450 < R_{ck} \le 600; \quad \rho_w = 0.16\%$

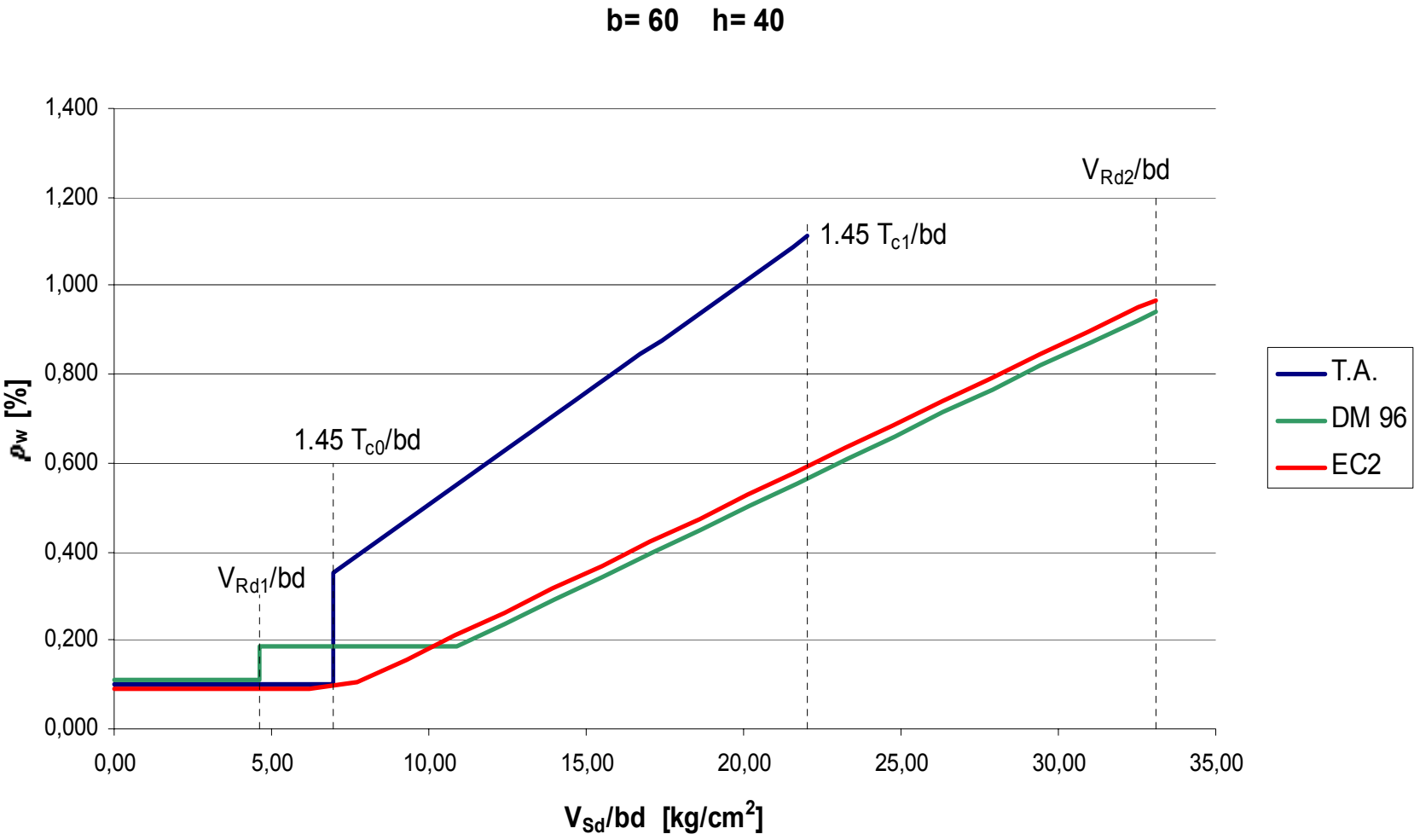
# TAGLIO


b= 30 h= 60
1,400
1,200
1,000
0,800
0,600
0,400
0,200
0,000
$\rho_w$ [%]
$V_{Rd2}/bd$
1.45 $T_{c1}/bd$
1.45 $T_{c0}/bd$
$V_{Rd1}/bd$
T.A.
DM 96
EC2
0,00
5,00
10,00
15,00
20,00
25,00
30,00
35,00
$V_{Sd}/bd$ [kg/cm$^2$]

# TAGLIO


b= 100 h= 25
1,400
1,200
1,000
0,800
0,600
0,400
0,200
0,000
$\rho_w$ [%]
0,00
5,00
10,00
15,00
20,00
25,00
30,00
35,00
$V_{Sd}/bd$ [kg/cm$^2$]
$V_{Rd1}/bd$
1.45 $T_{c0}/bd$
1.45 $T_{c1}/bd$
$V_{Rd2}/bd$
T.A.
DM 96
EC2

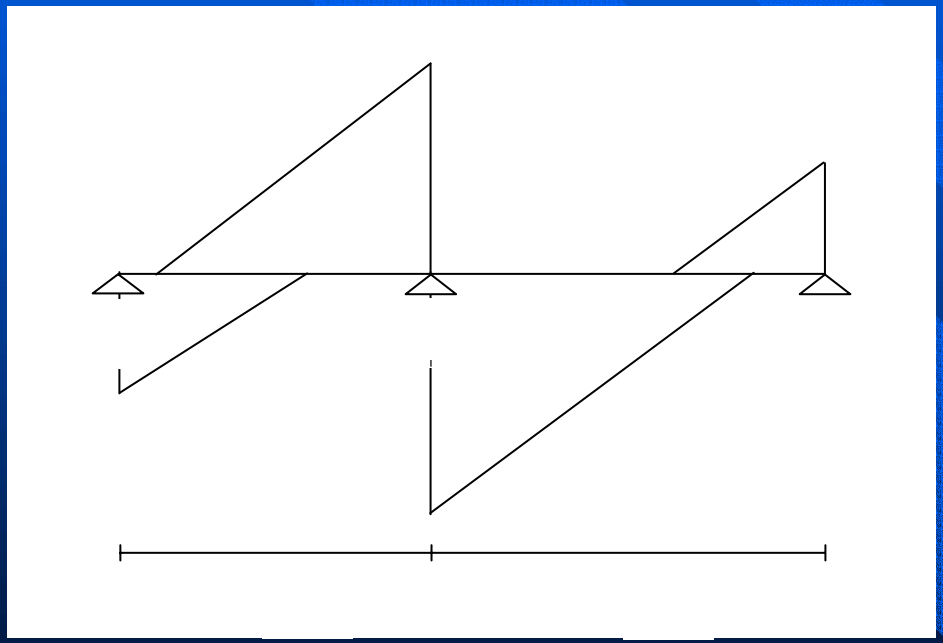
# TAGLIO


b= 60 h= 40
1,400
1,200
1,000
0,800
0,600
0,400
0,200
0,000
$\rho_w$ [%]
$V_{Rd2}/bd$
1.45 $T_{c1}/bd$
1.45 $T_{c0}/bd$
$V_{Rd1}/bd$
T.A.
DM 96
EC2
0,00
5,00
10,00
15,00
20,00
25,00
30,00
35,00
$V_{Sd}/bd$ [kg/cm$^2$]

# ESEMPIO n.1

*Per la trave continua di sezione rettangolare b = 40 cm, h = 70 cm, di cui all'esercizio 9.5, si ipotizzi un diagramma del taglio come in figura, inviluppo delle sollecitazioni dovute ai carichi verticali ed alle azioni orizzontali in cui i tagli di progetto risultano essere*

*Si effettui la verifica a taglio allo stato limite ultimo per la campata BC supponendo che in tale tratto siano presenti ferri sagomati a 45° con passo p = 35 cm e diametro ϕ16.*



- $V_{dA}$=15575 kg
- $V_{dB}$=26750 kg

- $V_{dB}$=30918 kg
- $V_{dC}$=14140 kg

La sezione in esame è rettangolare con $b$ = 40 cm, $h$ = 70 cm, $d$ = 3.5 cm, $As$ = 8 ϕ16 = 16.08 cm$^2$.
Inoltre per la campata in esame risulta che il taglio di progetto è $V_d$ = 30918 kg

- Essendo:
- $b_w$ = 40 cm
- d=h-d'=70-3.5=66.5
- $f_{ctd} = 0.70*0.58*R_{ck}^{2/3}/1.6$=10.07 kg/cmq
- r = 1.6-d=1.6-0.665 = (>=1) =1
- $\rho = A_s/(b_w*d)$=16.08/(40*66.5)=0.605%
- δ=1

# Calcolo di $V_{Rd1}$ e $V_{Rd2}$

- Ed ancora:
- $f_{cd} = 0.83*R_{ck}/1.6=129.69$ kg/cmq
- $1+\cot g(\alpha) = 1$ ($\alpha=90°$ trattandosi di staffe)
- Risulta:
- $V_{Rd1}=0.25*40*66.5*10.07*1*(1+50*0.605\ \%)*1=8722$ kg
- $V_{Rd2}=0.30*40*66.5*129.69*1=103493$ kg

# Essendo $V_{Rd1} < V_d < V_{Rd2}$ occorre progettare idonea armatura

# In assenza di ferri piegati:

- Deve risultare: $V_d \leq V_{cd} + V_{sd}$
- essendo: $V_{cd}$ contributo effetti collaterali (spinotto, ingranamento, etc)
  $V_{sd}$ il contributo delle staffe

Inoltre deve risultare:

- $V_{sd} = \max [0.5\, V_d\ ; (V_d - V_{cd})] = \max [15459\ , (30918\text{-}16072)] = 15459$ kg

- $n_{st} = V_{sd} /(n_b * \omega_{st} * f_{ysd}) * 100/(0.9*d) =$

$= 15459/(2*0.5*3304)*100/(0.9*66.5) =$ **7.81 staffe φ 8 / m**

- L'armatura corrispondente può essere costituita da staffe ϕ8/12.5 cm a 2 bracci.

# In presenza di ferri piegati

- Deve risultare: $V_d \leq V_{cd} + V_{sd} + V'_{sd}$
- Essendo: $V_{cd}$ contributo effetti collaterali (spinotto, ingranamento, etc)
- $V_{sd}$ il contributo delle staffe
- $V'_{sd}$ il contributo dei sagomati
- E inoltre deve risultare: $V_{sd} + V'_{sd} \geq 0.5\, V_d$

# Risulta:

- $V_{cd} = 0.60 * f_{ctd} * b_w * d * \delta = 0.6 * 10.07 * 40 * 66.5 = 16072$ kg (l'EC2 pone $V_{cd} = V_{Rd1}$)
- $V_{sd} + V'_{sd} \geq [V_d - V_{cd} = 30918 - 16072 = 14846$ kg]
- $V_{sd} + V'_{sd} \geq 0.5 * V_d = 0.5 * 30918 = 15459$ kg
- $(V_{sd} + V'_{sd}) = \max(14846, 15459) = 15459$ kg

# Calcolo staffe

- Tratto da armare ($V_d > V_{Rd1}$)
- $\Delta z = l_z*(V_d-V_{Rd1})/V_d = 231$ cm

- Armatura di staffe:
- Deve risultare $V_{sd} = \max [V_d-V_{cd}-V'_{sd}, 0.5*(V_d-V_{cd})] = (-614, 7730) = 7730$ kg

- Per un tratto pari ad 1 m si ottiene ($n_{st}$ = n. staffe per metro)
- $n_{st} = V_{sd} /(n_b*\omega_{st}*f_{sd})*100/(0.9*d) = 7730/(2*0.5*3304)*100/(0.9*66.5) =$ **3.9 staffe φ 8 / m**
- Minimo di armatura (D.M.)
- $n_{st} = 0.1*b*(1+0.15d/b)/(n_b*\omega_{st}) =$ **5 staffe φ 8 / m**

# Metodo dell'inclinazione variabile del puntone compresso. Si assume β=27° e staffe (α=90°)

$$V_{uc} = \nu \cdot b_w \cdot d^* f_{cd} \cdot \frac{1}{\tan\beta + \cot\beta} = 0.6 \cdot 40 \cdot 0.9 \cdot 66.5 \cdot 129 \frac{1}{2.47} = 75018 \ \ kg$$

$$V_{us} = A_{sw} \cdot f_{ywd} \cdot d^* / s \cdot \cot\beta = 1 \cdot 3304 \cdot \frac{0.9 \cdot 66.5}{12.5} \cdot 1.96 = 31006 \ \ \text{kg}$$

$$V_u = \min(75018, 31006) = 31006 \ \text{kg} \quad \text{(poco maggiore di } [V_d = 30918 \ \ kg]\text{)}$$

$$\left[\frac{A_{sw} \cdot f_{ywd}}{b_w \cdot s \cdot f_{cd}} = \frac{1 \cdot 3304}{40 \cdot 12.5 \cdot 129} = 0.051\right] \leq \left[0.5\ \nu = 0.5 \cdot 0.6 = 0.3\right]$$

# La verifica a taglio delle travi in c.a.

# allo Stato Limite Ultimo (S.L.U.)

FINE PRESENTAZIONE

**Prof. Ciro FAELLA**

Dipartimento di Ingegneria Civile

Università di Salerno