



COME CALCOLARE SOLAI IN C.A. SU LAMIERA GRECATA COLLABORANTE

Domenico Leone

fare sismica  **APPUNTI**

COME CALCOLARE SOLAI IN C.A. SU LAMIERA GRECATA COLLABORANTE

Domenico Leone

Il Prof. Domenico Leone vanta un'esperienza più che trentennale nel campo della progettazione e realizzazione di strutture metalliche sia in campo industriale che infrastrutturale e civile ed è titolare del laboratorio di "Costruzione dell'Architettura" presso la facoltà di Architettura di Genova in qualità di professore a contratto. E' consulente di azienda avendo occupato in precedenza il ruolo di Responsabile del settore di progettazione di opere in carpenteria metallica prima presso la Società Italimpianti S.p.A. e successivamente presso le Società SMS-Demag e Paul-Wurth S.p.A.. Ha partecipato alla progettazione di grandi impianti industriali di produzione e trasformazione dell'acciaio e ne ha seguito la realizzazione con le imprese costruttrici e di montaggio acquisendo ampia esperienza in tutti i settori del ciclo di esecuzione di opere metalliche .

Per il suo impegno in campo internazionale vanta ampia conoscenza delle norme di settore utilizzate in varie nazioni con particolare riguardo agli Eurocodici.

Ha esercitato ed esercita tuttora attività formativa in ambito Aziendale, Universitario, Pubblico, Privato e dell'Ordine Professionale.

E' autore di varie pubblicazioni tecniche e dei volumi "Eurocodice 3" edito da Sistemi Editoriali, "Lamiere grecate e pannelli coibentati" edito da Mediasoft s.a.s., "Componenti strutturali in acciaio" e "Elementi di completamento strutturale in acciaio" editi da Wolters Kluwer Italia nonché di numerosi programmi di calcolo automatico, basati sulle direttive europee e nazionali, dedicati sia alla progettazione di strutture in acciaio di impianti industriali che alla progettazione di componenti strutturali e di dettaglio proprie degli edifici civili e delle infrastrutture (pacchetto SAITU edito da Stadata s.r.l.)

La presente pubblicazione è tutelata dalla legge sul diritto d'autore e non può essere divulgata senza il permesso scritto dell'autore.

S.T.A. DATA srl
Corso Raffaello, 12 - 10126 Torino
tel. 011 6699345 www.stadata.com

COME CALCOLARE SOLAI IN C.A. SU LAMIERA GRECATA COLLABORANTE

Questa trattazione si propone di dare indicazioni utili ai professionisti ed ai produttori di lamiere per solai collaboranti per quanto riguarda la verifica della resistenza al taglio longitudinale e al taglio verticale prevista dalla norma nazionale (NTC 2008) ed Europea (EN 1994-1-1).

La **verifica di resistenza al taglio longitudinale** è molto spesso dimensionante per la soletta mista e richiede la conoscenza di alcuni parametri fondamentali che possono essere definiti solo attraverso test di carico eseguiti da laboratori ufficiali autorizzati. E' noto che la norma europea prevede due diversi metodi di verifica: il metodo m-k ed il metodo di interazione parziale. Quest'ultimo è richiesto dalla normativa nazionale ed è oggetto di questa trattazione ; per poter essere applicato dai progettisti richiede la conoscenza della tensione tangenziale resistente ultima di progetto (di seguito $\tau_{u,Rd}$) e del fattore nominale (μ) che tiene conto della resistenza aggiuntiva allo scorrimento offerta dalla reazione di appoggio. Il valore del fattore nominale μ consigliato dalla norma è 0,5 ed ha il significato di un coefficiente di attrito. E' fondamentale sapere che questo fattore può essere applicato nel calcolo di progetto **se e solo se sia stato tenuto in conto nella determinazione della $\tau_{u,Rd}$** utilizzando la seguente espressione per il calcolo della tensione tangenziale ultima τ_u riferita a ciascuna prova di carico:

$$\tau_u = \frac{\eta N_{cf} - \mu V_t}{b(L_s + L_o)}$$

Il fornitore delle lamiere grecate collaboranti (hi-bond) **deve** comunicare al progettista non solo il valore sperimentale della $\tau_{u,Rd}$ ma anche se tale valore è stato ottenuto considerando o meno la resistenza offerta dalla reazione di appoggio (μ).

Chiarito il significato e l'utilizzo del fattore nominale μ , preciso di seguito il criterio di determinazione e di utilizzo della $\tau_{u,Rd}$ (**design resistance ultimate shear stress**).

Come già detto, è **compito del produttore** di lamiere grecate per solai collaboranti fornire il valore della $\tau_{u,Rd}$ al progettista specificando chiaramente se tale valore tiene conto o meno dell'effetto della reazione di appoggio (fattore μ); il produttore deve inoltre comunicare quali variabili siano state tenute in conto nei test per la sua determinazione ovvero:

- 1 – tipologia della lamiera grecata (altezza, forma, spessore)
- 2 – altezza totale delle solette di prova

- 3 – resistenza a snervamento media delle lamiere dei test
- 4 – resistenza a compressione media del calcestruzzo dei test
- 5 – temperatura di prova (importante per la verifica della resistenza in condizioni di incendio)

Il progettista deve sapere che il valore di $\tau_{u,Rd}$ comunicato dal produttore delle lamiere grecate può essere applicato, a parità di altezza totale della soletta, anche a **solette di caratteristiche diverse da quelle di prova con le seguenti limitazioni:**

- 1** – lo spessore della lamiera grecata deve essere maggiore o uguale a quello utilizzato dal produttore nei test.
- 2** – la resistenza cilindrica caratteristica f_{ck} del calcestruzzo deve essere non minore di $0,8 \cdot f_{cm}$ dove f_{cm} è il valore medio della resistenza cilindrica a compressione del calcestruzzo usato nei test.
- 3** – la tensione di snervamento della lamiera f_{yp} deve essere non minore di $0,8 \cdot f_{ypm}$ dove f_{ypm} è il valore medio delle tensioni di snervamento rilevate dai campioni di lamiera utilizzata nei test.

La determinazione della $\tau_{u,Rd}$ deve essere eseguita da un laboratorio ufficiale incaricato dal produttore di lamiere grecate in base alla procedura dettagliatamente indicata dalla norma e riassunta nei seguenti passaggi:

1 – per ciascuna altezza di soletta devono essere eseguiti almeno 4 test 3 dei quali con la massima lunghezza di taglio L_s (distanza dall'appoggio più vicino generalmente presa pari a $L/4$) ed 1 con la minima lunghezza di taglio L_s non inferiore a 3 volte lo spessore della soletta. Quest'ultimo test serve solo per determinare se la soletta ha un comportamento duttile o fragile attraverso il rapporto tra il carico di rottura ed il carico che genera uno scorrimento calcestruzzo-lamiera alle estremità di 0,1 mm.

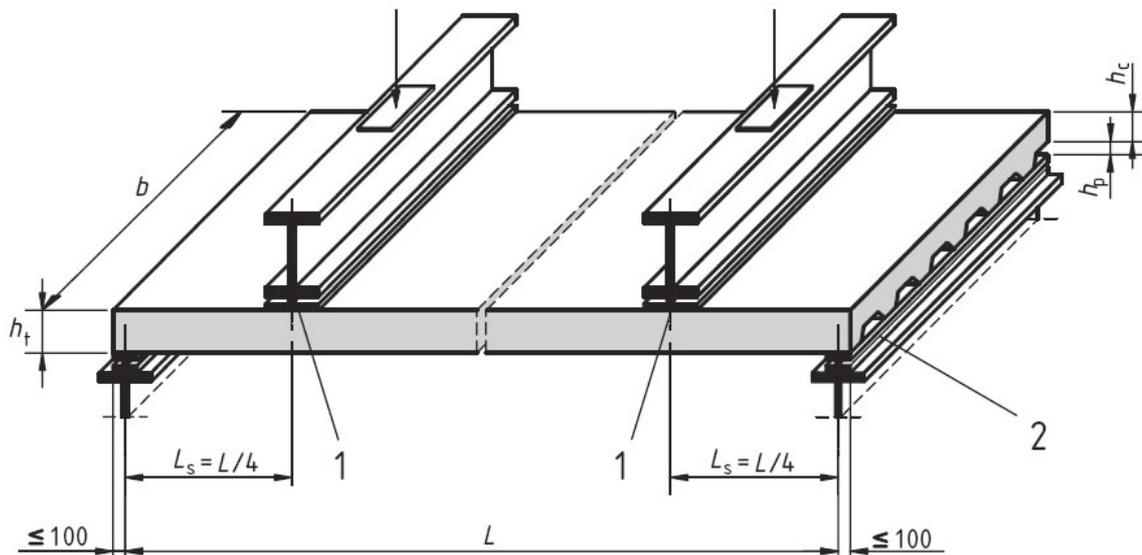
Se con la massima lunghezza di taglio L_s vengono eseguiti 2 gruppi di 3 test, un campione di ciascun gruppo può essere sottoposto a carico statico monotono crescente fino a rottura per determinare i limiti inferiore e superiore del carico ciclico degli altri 2 campioni del gruppo. In questo caso vanno anche eseguiti 2 test con la minima lunghezza di taglio L_s ; il minimo valore tra i due carichi di rottura rapportato al corrispondente valore del carico che genera uno scorrimento relativo delle estremità di 0,1 mm è utilizzato per definire se la soletta ha un comportamento duttile o fragile.

2 - Tutti i test devono essere eseguiti in due fasi; la prima sottoponendo il campione di prova ad un carico variabile ciclicamente (almeno 5000 cicli) tra un valore minimo e massimo frazione del carico di rottura rilevato con prova statica su 1 campione

aggiuntivo o su 1 dei 3 campioni di 2 gruppi di test (carico minimo $0,2 W_t$; carico massimo $0,6 W_t$); la seconda incrementando il carico fino a rottura in controllo di deformazione o di carico. La prima fase deve avere una durata non inferiore a 3 ore mentre la seconda deve durare non meno di 1 ora.

3 – da ciascun test deve essere ricavato il carico di rottura per taglio longitudinale comprensivo del peso delle travi di trasmissione del carico e del peso proprio della soletta. I carichi di rottura devono essere elaborati in conformità all'allegato B.3 della norma EN 1994-1-1

La seguente immagine illustra la preparazione dei campioni da sottoporre a prova di carico:



Key

- 1 neoprene pad or equivalent $\leq 100 \text{ mm} \times b$
- 2 support bearing plate $\leq 100 \text{ mm} \times b \times 10 \text{ mm (min)}$ (typical for all bearing plates)

Figure B.3 : Test set-up

Determinazione del valore di progetto $\tau_{u,Rd}$

In conformità all'item B.3.6 della EN 1994-1-1 per l'applicabilità del metodo, deve essere **garantito il comportamento duttile della soletta** ovvero:

$$W_t / W_s \geq 1,1$$

dove:

W_t = carico di rottura determinato sul campione con minima lunghezza di taglio L_s

W_s = carico che genera uno scorrimento relativo (calcestruzzo-acciaio) delle estremità pari a 0,1 mm sempre con minima lunghezza di taglio L_s

Se la condizione sopra riportata è soddisfatta la soletta ha un comportamento duttile e può essere applicata la seguente procedura:

1 – in base ai carichi di rottura rilevati dai test viene determinato il momento flettente ultimo (M_{test}) nella sezione di applicazione dei carichi ($L/4$) comprensivo del peso proprio della soletta di prova.

2 – viene tracciato il diagramma di interazione parziale che riporta in ordinata il rapporto $M_{test}/M_{p,Rm}$ e in ascissa il rapporto $\eta = N_c/N_{cf}$ definito “grado della connessione a taglio”

dove:

$M_{p,Rm}$ = momento resistente plastico della lamiera grecata di prova

$$N_{cf} = f_{cm} \cdot x_{pl} \cdot b$$

$$N_c = \tau_{u,Rd} b L_x \leq N_{cf}$$

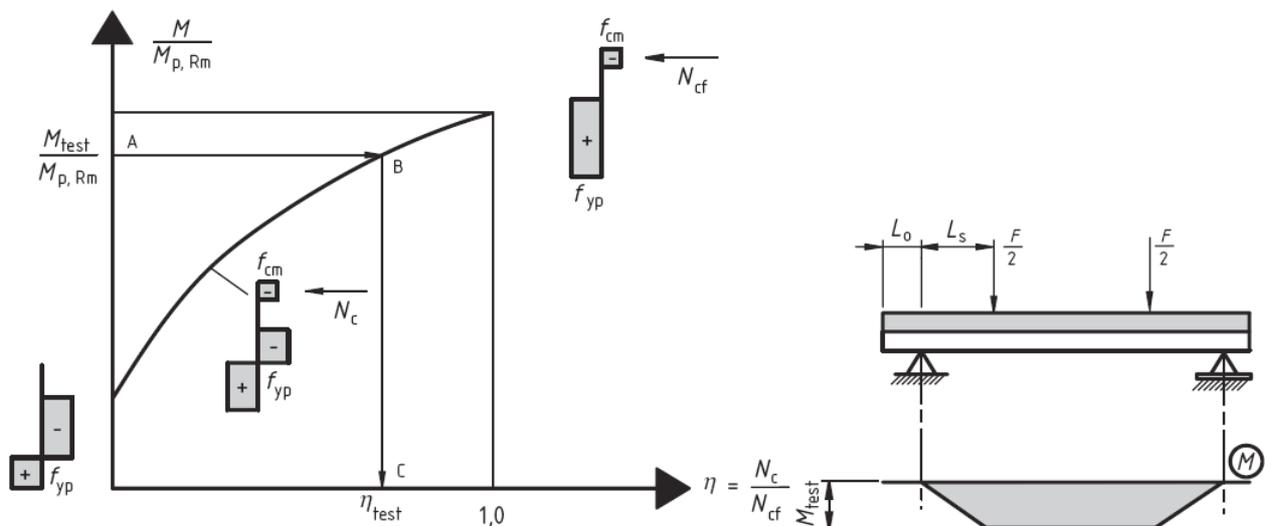


Figure B.5 : Determination of the degree of shear connection from M_{test}

il valore di η è compreso tra 0 e 1 per cui, discretizzandolo, ad esempio, in frazioni di 1/10 è possibile definire la curva di interazione parziale facendo variare la posizione dell'asse neutro plastico a partire dalla posizione che definisce il modulo di resistenza plastico della sola lamiera ($W_{p,Rm}$)

3 – in base al valore calcolato del momento di prova per ciascun test (M_{test}) viene ricavato dal diagramma di interazione parziale (in modo analitico) il valore di η

4 – in base al valore di η viene calcolata per ciascun test la tensione tangenziale ultima con l'espressione precedentemente riportata che tiene conto della resistenza offerta dalla reazione di appoggio:

$$\tau_u = \frac{\eta N_{cf} - \mu V_t}{b(L_s + L_o)}$$

5 – il valore caratteristico $\tau_{u,Rk}$ della resistenza al taglio longitudinale è calcolato dai valori dei test come il 5% frattile usando un appropriato modello statistico in accordo con EN 1990 – Allegato D

(1) The design value of a property X should be found by using :

$$X_d = \eta_d \frac{X_{k(n)}}{\gamma_m} = \frac{\eta_d}{\gamma_m} m_X \{1 - k_n V_X\}$$

– The row " V_X unknown" should be used if the coefficient of variation V_X is not known from prior knowledge and so needs to be estimated from the sample as :

$$s_x^2 = \frac{1}{n-1} \sum (x_i - m_x)^2 \quad (D.2)$$

$$V_x = s_x / m_x \quad (D.3)$$

Moreover V_X , when unknown, should be assumed to be not smaller than 0,10.

Table D1 : Values of k_n for the 5% characteristic value

| n | 1 | 2 | 3 | 4 | 5 | 6 | 8 | 10 | 20 | 30 | ∞ |
|---------------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|------|----------|
| V_X known | 2,31 | 2,01 | 1,89 | 1,83 | 1,80 | 1,77 | 1,74 | 1,72 | 1,68 | 1,67 | 1,64 |
| V_X unknown | - | - | 3,37 | 2,63 | 2,33 | 2,18 | 2,00 | 1,92 | 1,76 | 1,73 | 1,64 |

6 – la resistenza a taglio di progetto $\tau_{u,Rd}$ è la resistenza caratteristica $\tau_{u,Rk}$ divisa per il coefficiente di sicurezza parziale $\gamma_{VS} = 1,25$.

Questo fondamentale parametro di calcolo deve essere fornito dal produttore delle lamiera grecate al progettista insieme a tutte le informazioni riguardanti la sua caratterizzazione precedentemente esposte.

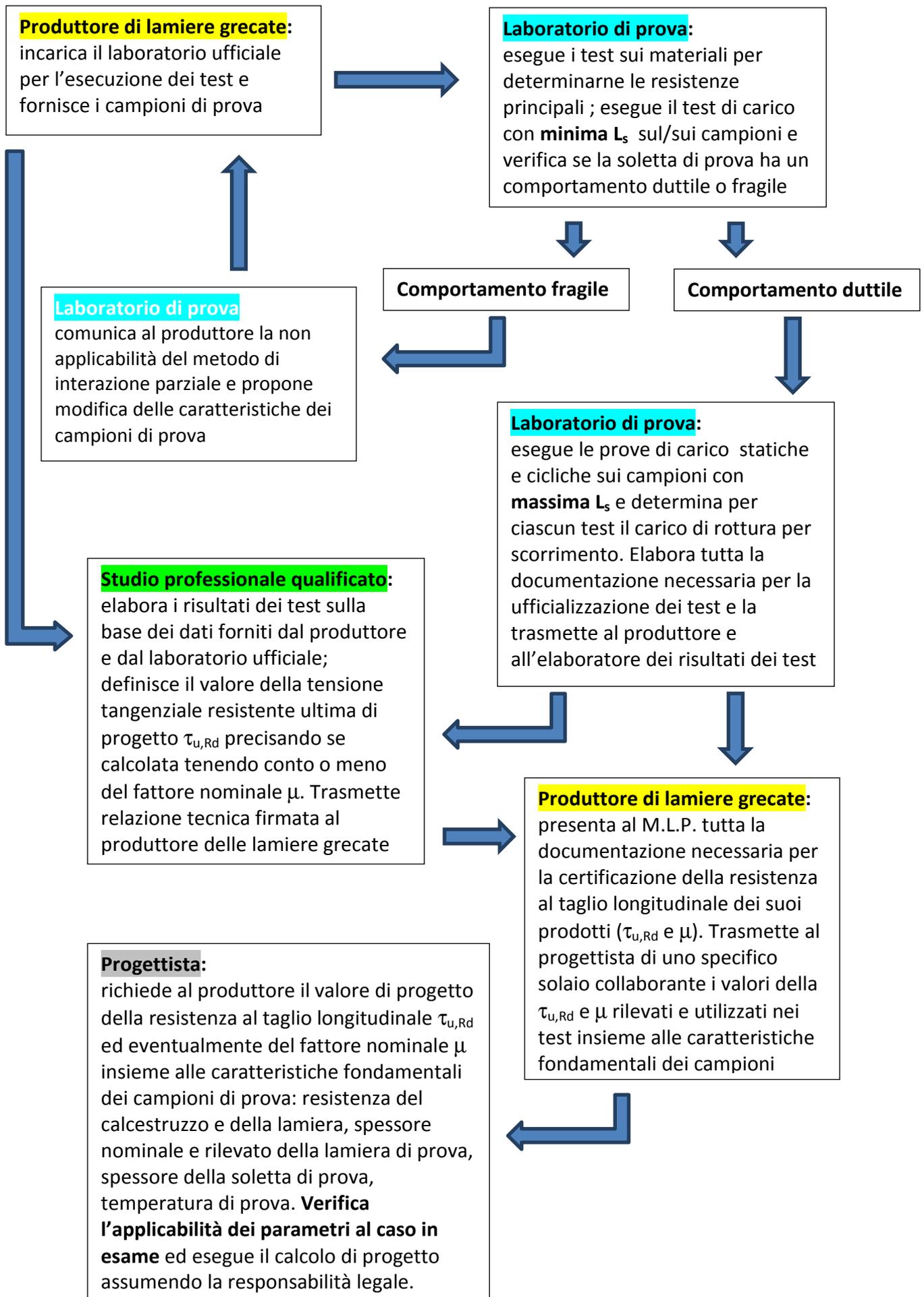
Si riportano di seguito alcune regole per l'esecuzione dei test che dovrebbero essere rispettate dai laboratori ufficiali e dagli studi professionali che elaborano i risultati.

- a) Il diagramma di interazione parziale dei test fa riferimento alla tensione media di compressione del calcestruzzo f_{cm} ottenuta da provini ricavati dal getto di prova qualora la deviazione di ciascun test dal valore medio non superi il 10%. In caso contrario si dovrebbe fare riferimento alla massima tensione di

compressione rilevata dai test e non alla tensione caratteristica f_{ck} e tantomeno alla tensione di progetto f_{cd} .

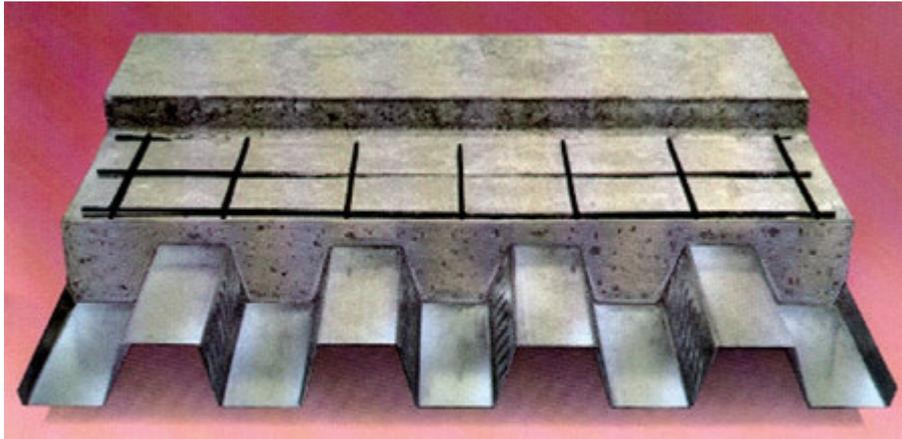
- b) Il numero dei test deve essere quello previsto dalla norma sia per le prove con lunghezza di taglio L_s massima sia per quella/e con lunghezza di taglio L_s minima. Solo per 2 o più gruppi di 3 test ciascuno con lunghezza di taglio massima è ammessa la prova statica monotona per un campione di ciascun gruppo dal cui carico di rottura è possibile determinare i valori estremi del carico ciclico da applicare ai rimanenti 2 campioni. Deve in ogni caso essere eseguito almeno un test con lunghezza di taglio minima per determinare sia il carico ultimo che il carico che genera uno scorrimento relativo acciaio-calcestruzzo delle estremità pari a 0,1 mm. **Da questo test dipende l'applicabilità del metodo di interazione parziale ovvero esso è applicabile solo a solette che hanno un comportamento duttile** (& 9.7.3 (2) EN 1994-1-1)
- c) Il carico ciclico deve essere applicato al campione di prova per almeno 5000 cicli e per un tempo non inferiore a 3 ore. La fase successiva di carico statico incrementato fino a rottura deve avvenire in un tempo non inferiore a 1 ora. Spesso questi tempi di esecuzione dei test non sono rispettati o non vengono dichiarati dal laboratorio.
- d) Non è ammesso usare per il metodo di interazione parziale il criterio di elaborazione dei risultati dei test utilizzabile per il metodo m-k. I due metodi non sono confrontabili tra loro e per il metodo di interazione parziale il valore caratteristico della tensione di taglio ultima $\tau_{u,Rk}$ deve essere ricavata da una analisi statistica.

Il seguente diagramma di flusso riassume le attività e le competenze dei soggetti coinvolti nella esecuzione ed elaborazione dei dati dei test per l'applicazione del metodo di interazione parziale al calcolo della resistenza al taglio longitudinale. Si precisa che il soggetto "*studio professionale qualificato*" può essere individuato all'interno del laboratorio ufficiale o può essere parte dell'attività professionale del produttore di lamiere grecate.



Di seguito viene riportato un **esempio reale** di verifica del valore rilevato sperimentalmente della $\tau_{u,Rd}$ attraverso un calcolo a rottura che simula il test eseguito su una serie di campioni.

I campioni di soletta sono realizzati con una lamiera grecata semplice, senza nervature longitudinali, di altezza 55 mm, interasse greche 150 mm, spessore nominale 0,7 mm, spessore rilevato e di progetto 0,625 mm e dentellature sulle anime come rappresentato nella seguente immagine:



La lunghezza tra gli appoggi del pannello di prova è di **2,9 m** mentre la lunghezza totale è di 3 m (sporgenze di 50 mm per testata)
La larghezza del campione è di 720 mm e lo spessore totale grezzo della soletta è 110 mm.

Il seguente foglio di calcolo riporta l'elaborazione dei risultati ottenuti da un laboratorio ufficiale di prova per la determinazione della $\tau_{u,Rd}$.

I carichi di rottura indicati sono comprensivi del peso degli elementi metallici di ripartizione del carico mentre i momenti ultimi tengono conto anche del peso proprio del campione.

Il campione ha un comportamento duttile essendo rispettato il seguente criterio:

$$W_t / W_s = 42/34 = 1,235 > 1,1.$$

E' quindi applicabile il metodo di interazione parziale.

METODO di INTERAZIONE PARZIALE

Test riferito ad un preciso spessore della soletta - EN 1994-1-1 B.3

| | |
|------|-------|
| LUCE | 2,9 m |
|------|-------|

| CARICO DI PROVA Wt1 | |
|---------------------|----------|
| GRUPPO A | GRUPPO B |
| kN | kN |
| 23 | 42 |
| 22 | |
| 21,5 | |

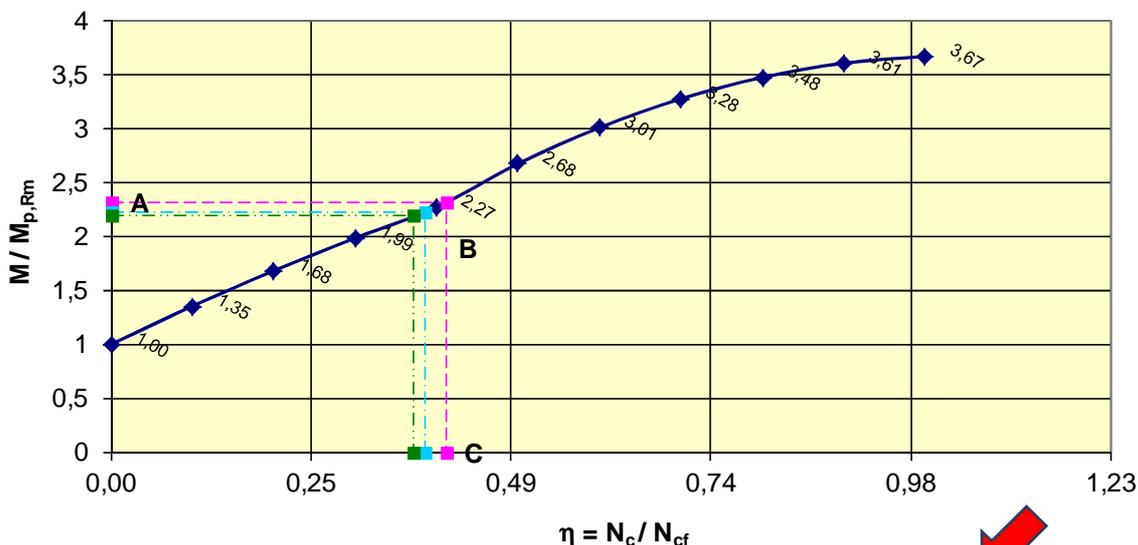
| CARICO DI PROVA Wt2 | |
|---------------------|-----------|
| GRUPPO A' | GRUPPO B' |
| kN | kN |
| | |
| | |
| | |

| MOMENTO DI PROVA | |
|------------------|-------------|
| PROVA 1A | 946,33 kNcm |
| PROVA 2A | 910,33 kNcm |
| PROVA 3A | 892,33 kNcm |
| PROVA 1A' | 0,00 kNcm |
| PROVA 2A' | 0,00 kNcm |
| PROVA 3A' | 0,00 kNcm |

| | | | |
|--|--------------------|------------------------------|-----------------------|
| CARICO UTILE DI SCORRIMENTO ESTREMITA' | W _s = | GR. B | 34 kN |
| LARGHEZZA DEL CAMPIONE DI PROVA | b _p = | | 720 mm |
| ALTEZZA DELLA SOLETTA DI PROVA | h _{tp} = | | 110 mm |
| ALTEZZA DELLA LAMIERA GRECATA DI PROVA | h _p = | | 55 mm |
| SPESSORE DELLA LAMIERA GRECATA DI PROVA | t _p = | | 0,7 mm |
| AREA DELLA LAMIERA GRECATA DI PROVA | A _p = | | 700 mm ² |
| PESO A ml DELLA SOLETTA DI PROVA | q _s = | | 1,51 kN/m |
| RESISTENZA DELLA LAMIERA DI PROVA | f _{yp} = | | 280 N/mm ² |
| RESISTENZA DEL CALCESTRUZZO DI PROVA | f _{cm} = | | 22 N/mm ² |
| DISTANZA CARICO DI PROVA - APPOGGI : GR. A | L _{s,A} = | | 720 mm |
| DISTANZA CARICO DI PROVA - APPOGGI : GR. B | L _{s,B} = | | 400 mm |
| SPORGENZA SOLETTA OLTRE L'APPOGGIO | L ₀ = | | 50 mm |
| POSIZIONE ASSE BARICENTR. DELLA LAMIERA | e = | | 27,50 mm |
| POSIZIONE ASSE NEUTRO PL. DELLA LAMIERA | e _p = | | 27,16 mm |
| RAPPORTO Wt / Ws | 1,235294 > 1,10 | comportamento duttile | |

| | |
|---|----------------------------------|
| APPLICABILITA' DEL METODO DI INTERAZIONE PARZIALE | |
| spessori nominali delle lamiere di progetto | >= t _p OK |
| tensione di snervamento delle lamiere di progetto | >= 0,8.f _{yp} OK |
| tensione di rottura del calcestruzzo di progetto | >= 0,8.f _{cm} OK |
| COMPRESSIONE CRITICA NEL CALCESTRUZZO | N _{cf} = 196,11 kN |
| MOMENTO RESIST. PLASTICO DELLA LAMIERA | M _{p,Rm} = 407,28 kncm |
| ALTEZZA PARTE PLASTICA DELLA SOLETTA | x _{pl} = 12,38 mm |

diagramma di interazione parziale
partial interaction diagram



| | M _{test} /M _{p,Rm} | η N _c / N _{cf} | τ _u N/mm ² | τ _{u,Rk} N/mm ² | τ _{u,Rd} N/mm ² |
|-----------|--------------------------------------|---------------------------------------|-------------------------------------|--|--|
| PROVA 1A | 2,324 | 0,41226985 | 0,133489 | 0,102155 | 0,0817 |
| PROVA 2A | 2,235 | 0,38644866 | 0,124806 | | |
| PROVA 3A | 2,191 | 0,37106875 | 0,119591 | | |
| PROVA 1A' | 0,000 | 0 | 0 | | |
| PROVA 2A' | 0,000 | 0 | 0 | | |
| PROVA 3A' | 0,000 | 0 | 0 | | |

$$\tau_u = \frac{\eta N_{cf} - \mu V_t}{b(L_s + L_0)}$$

parametri di valutazione statistica

| | |
|----------------------|---------------------------------------|
| numero prove | n = 3 |
| valore medio | m _x = 0,125962 |
| coeff. di variazione | V _x = 0,1 |
| deviazione standard | s _x = 0,007021 |
| coefficiente kn | k _n = 1,89 |
| coeff. di sicurezza | γ _m /η _d = 1,25 |

Il calcolo a rottura che simula il comportamento della serie di campioni viene eseguito tenendo conto dei seguenti dati:

- coefficienti di sicurezza per carichi permanenti e sovraccarichi = 1
- luce di progetto 2,9 m
- trave semplicemente appoggiata
- resistenza rilevata della lamiera 280 N/mm²
- resistenza cilindrica del calcestruzzo 25 N/mm²
- spessore nominale lamiera come da test 0,7 mm
- altezza soletta 110 mm

Il momento **medio** rilevato di rottura dei provini di larghezza **720 mm** è **916,33** kNcm che **riferito ad 1 m di larghezza diviene 1272,7** kNcm

Si applica un carico variabile uniforme di 10,93 kN/m (riferito ad 1 m di larghezza) che **produce, nella sezione critica per lo scorrimento, lo stesso momento di rottura medio rilevato** durante la prova ovvero **1272,76** kNcm.

Se si considera il **valore caratteristico** risultante dai test della $\tau_{u,Rk} = 0,1022$ (**senza considerare il coeff. di sicurezza**) si ottiene un momento resistente allo scorrimento di **1289,45** kNcm molto vicino al valore del momento di rottura.

Ciò significa che non ha alcun senso aumentare il valore di $\tau_{u,Rd}$ oltre il valore minimo calcolato dai test poichè si aumenterebbe fittiziamente la sicurezza là dove realmente non c'è.

In altre parole un valore più alto della $\tau_{u,Rd}$ definisce capacità di carico maggiori (finchè non intervengono altre limitazioni quali la resistenza a taglio o il superamento della freccia ammissibile) ma ciò sarebbe in contraddizione con il rispetto delle condizioni di sicurezza espresse attraverso coefficienti maggiorativi dei carichi e riduttivi della resistenza dei materiali **inclusa la resistenza al taglio longitudinale**.

Se nell'esempio precedente venisse fornito un valore doppio della $\tau_{u,Rd} = 0,1634$ ovvero un valore doppio della $\tau_{u,Rk} = 0,2044$, si otterrebbe **l'assurdo di un momento resistente allo scorrimento maggiore di circa il 30% rispetto al momento di rottura registrato** mentre basterebbe un incremento del carico di circa il **9%** per raggiungere il momento di rottura (**1273** kNcm) (*)

() raddoppiando la $\tau_{u,Rk}$ la rottura avviene in una diversa sezione della trave ovvero dove il rapporto M_{Rd} / M_{Ed} è minimo per effetto della linearizzazione del diagramma di interazione parziale ; quindi è possibile un incremento del carico uniformemente distribuito per raggiungere il momento di rottura registrato dai test.*

In conclusione, l'aumento non giustificato della resistenza allo scorrimento può individuare una capacità di carico capace di portare la soletta al collasso per uno S.L.S. in cui coefficienti di sicurezza dei carichi e dei materiali siano posti pari a 1 e non vi siano limitazioni di deformazione.

Di seguito si riporta il calcolo a rottura del campione di prova in cui il momento ultimo è preso come valore medio dei momenti registrati per i 3 campioni.

SCHEMA DI CALCOLO
SEZIONE RESISTENTE COSTITUITA DA SINGOLA GRECA NON IRRIGIDITA

SPESSORE SOLETTA SOPRA GRECA $h_c =$ mm
 AREA SEZIONE CALCESTRUZZO / m $A_c =$ cm²
 SOVRA SPESSORE PER FRECCIA $\delta h =$ mm

solo verifica in condizioni normali - T = 20 °C

Q = sovraccarico quasi permanente

$S_{Ed} = \gamma_G \cdot G + \gamma_Q \cdot [\psi \cdot Q]$

S.L.U. $\gamma_G =$ $\gamma_Q =$ $\psi =$

S.L.S. $\gamma_G =$ $\gamma_Q =$ $\psi =$

fattore di comb. per azioni variabili : per S.L.S.

$\eta_{fi} =$ $\psi_i =$

| | | | | |
|---------------------------------|---------------|--------------------------|---------------|--|
| MODULO DI ELASTICITA | E = | 210000 | <i>210000</i> | N/mm ² |
| MOMENTO DI INERZIA (S.L.S.) / m | $I_{y,eff} =$ | 44,81 | sez efficace | cm ⁴ |
| DISTANZA TRA GLI APPOGGI | L = | INITIAL 2,90 | FINAL 2,90 | m |
| CARICHI PERMANENTI INIZIALI / m | g = | 2,649 | 2,649 | kN/m |
| CARICHI PERMANENTI FINALI / m | p = | 2,104 | 2,104 | kN/m |
| CARICO VARIABILE UNIFORME / m | q = | 10,930 | /m larghezza | kN/m |
| FRECCIA AMMISSIBILE | $L / f_a =$ | INITIAL 180 | FINAL 250 | freccia iniziale > 20 mm |
| SCHEMA STATICO INIZIALE | elemento | appoggiato | | |
| SCHEMA STATICO FINALE (S.L.U.) | elemento | semplicemente appoggiato | | n° appoggi per S.L.S. <input type="text" value="2"/> |
| ASCISSA DI RIFERIMENTO max M | X = | INITIAL 1,45 | FINAL 1,45 | m |

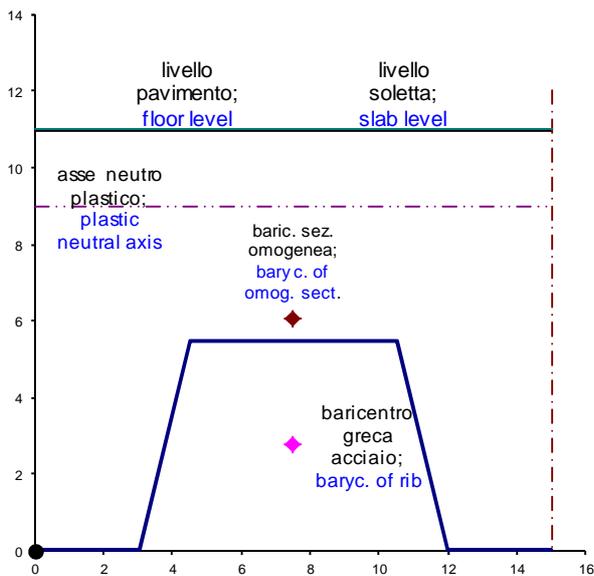
| SOLLECITAZIONI PER LO STATO LIMITE ULTIMO - CONDIZIONI NORMALI | | | | | | | |
|--|------------|------------------|--------|------|----------------|--------|------|
| REAZIONI - MOMENTI - TAGLI | | CARICHI INIZIALI | | u.m. | CARICHI FINALI | | u.m. |
| REAZIONE APPOGGIO A | $R_A =$ | 3,84 | | kN | 18,90 | | kN |
| REAZIONE APPOGGIO B | $R_B =$ | 3,84 | | kN | 18,90 | | kN |
| SEZIONE DI RIFERIMENTO | | SEZ. 1 | SEZ. 2 | | SEZ. 1 | SEZ. 2 | |
| MOMENTO FLETTENTE IN X | $M_y =$ | 278,48 | 0,00 | kNcm | 1370,20 | 0,00 | kNcm |
| TAGLIO A SX. DELLA SEZ. X | $T_{sx} =$ | 0,00 | 3,84 | kN | 0,00 | 18,90 | kN |
| TAGLIO A DX. DELLA SEZ. X | $T_{dx} =$ | 0,00 | 3,84 | kN | 0,00 | 18,90 | kN |

$M_{max} = 1370 \text{ kNcm} > 1273 \text{ kNcm}$

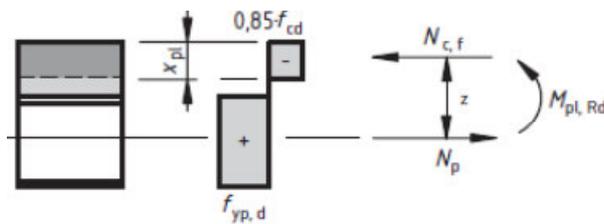
Il momento flettente massimo è calcolato in mezzaria della soletta e supera il momento di rottura che è calcolato a distanza L_s dall'appoggio. Il confronto tra

momento resistente e momento di rottura è comunque fatto nella sezione individuata dal minimo rapporto tra i due tenendo conto del diagramma linearizzato di interazione parziale come più avanti rappresentato.

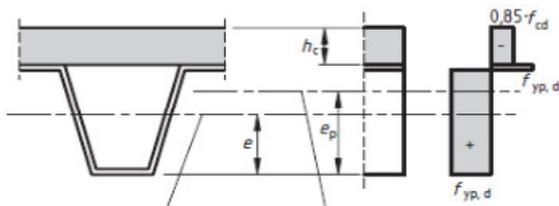
| SOLETTA IN C.A. - VERIFICA SECONDO EN 1994-1-1 e EN 1994-1-2 | | | | | | | |
|--|--|-----------------------------|--------------------------------|----------------|---|--------------------|-----------------|
| C.A. NORMALE | $\rho_c = \text{kg/m}^3$ 2450 | $f_{ck} = \text{N/mm}^2$ 25 | $f_{cd} = \text{N/mm}^2$ 16,67 | class ρ_c | normale | | |
| S.L.U. | SOLLECITAZIONI IN CONDIZIONI FINALI | | | S.L.U. | SOLLECITAZIONI PER RESISTENZA AL FUOCO | | |
| u.m./m | SEZIONE IN CAMPATA | | SEZIONE ALL'APPOGGIO | | u.m./m | SEZIONE IN CAMPATA | |
| kNcm | $M_{Ed.c} =$ | 1370,20 | $M_{Ed.a} =$ | 0,00 | kNcm | $M_{Ed.c.fi} =$ | $M_{Ed.a.fi} =$ |
| kN | $V_{Ed.c} =$ | 0,00 | $F_{Ed.a} =$ | 18,90 | kN | $V_{Ed.c.fi} =$ | $F_{Ed.a.fi} =$ |



asse neutro sopra la lamiera grecata



asse neutro nella lamiera grecata



coeff. di omogeneizz : $n =$

| | | |
|---|-------------------------|--------|
| Distanza finale tra gli appoggi | $a_f = \text{m}$ | 2,90 |
| Altezza totale della soletta | $h_s = \text{mm}$ | 110 |
| Spessore 'inerte' sopra soletta | $h_3 = \text{mm}$ | 0 |
| Area della sezione lorda (1 greca) | $A_p = \text{cm}^2$ | 1,620 |
| Asse baricentrico greca acciaio | $z_G = \text{mm}$ | 27,500 |
| Asse neutro plastico greca acciaio | $z_N = \text{mm}$ | 27,156 |
| Asse neutro plastico sez. collab. | $x_{pl} = \text{mm}$ | 20,329 |
| asse neutro plastico sopra la greca in cond. normali | | |
| Asse neutro plastico sez. collab. | $x_{pl,fi} = \text{mm}$ | |
| barre di rinforzo $d = \text{mm}$ | $f_y = \text{N/mm}^2$ | |
| acciaio barra laminato a caldo | $z = \text{mm}^{-0.5}$ | 2,06 |
| Larghezza efficace limite anime | $d_{eff,lim} =$ | 92,35 |
| Larghezza efficace anime | $d_{eff} =$ | 55,48 |
| Larghezza efficace limite flange | $C_{eff,lim} =$ | 42,32 |
| Largh. efficace flangia tra irrigidim. | $C_{1,eff} =$ | 0,00 |
| Largh. efficace flangia lato anima | $C_{2,eff} =$ | 42,32 |
| Larghezza efficace flange | $C_{eff} =$ | 42,32 |
| Area efficace della greca di acciaio | $A_{pe} = \text{cm}^2$ | 1,620 |

| | normale | fuoco | |
|------------|---------|---------------|------|
| $M_{pa} =$ | 88,01 | $M_{pa,fi} =$ | kNcm |
| $N_{cf} =$ | 43,199 | $N_{cf,fi} =$ | kN |
| $Z_a =$ | 72,336 | $Z_{a,fi} =$ | mm |
| $L_x =$ | 1,450 | $L_{x,fi} =$ | m |

resistenza alla flessione in condizioni normali

Momento resistente plastico $M_{Rd} = \text{kN.cm}$

resistenza alla flessione in condizioni di fuoco

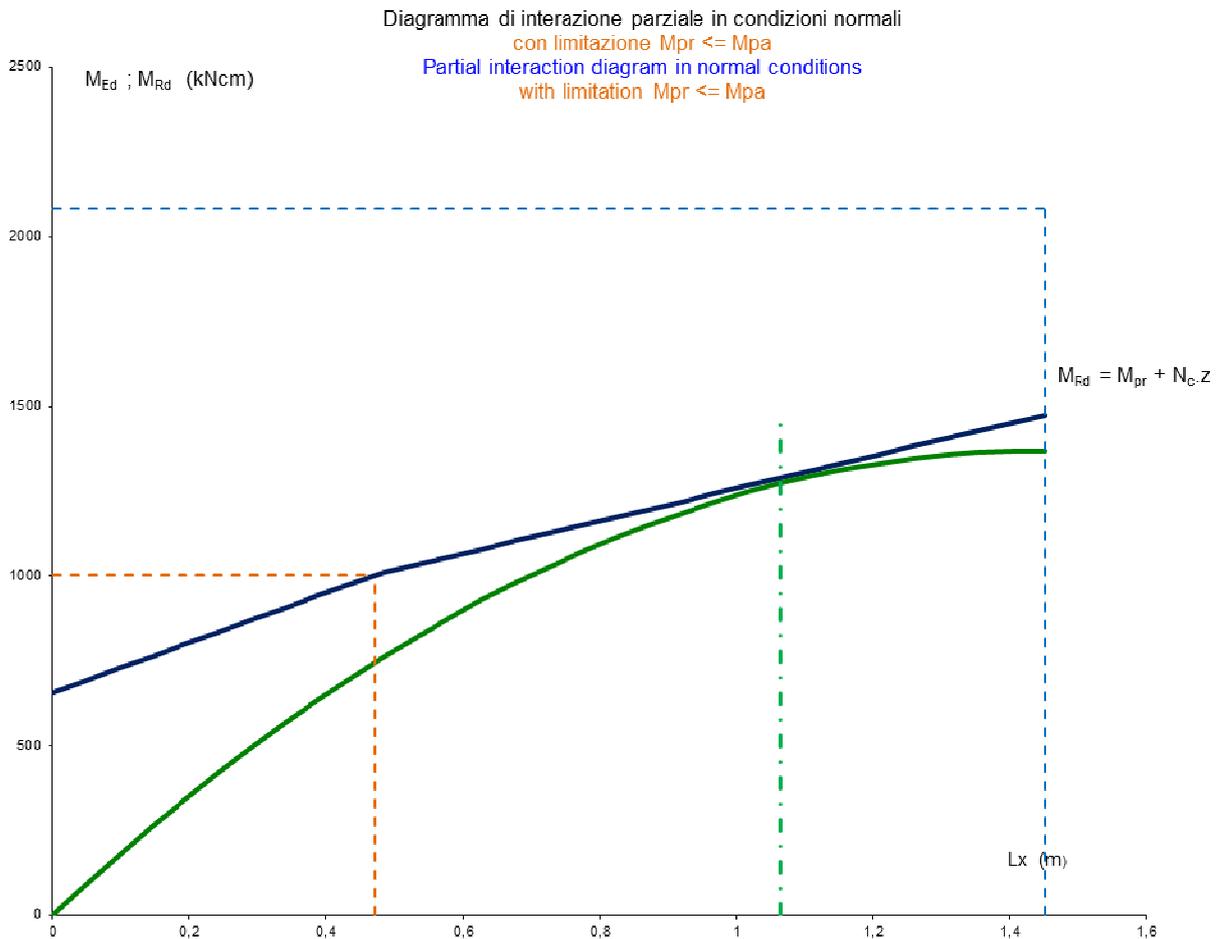
Momento resistente plastico $M_{fi,Rd} = \text{kN.cm}$

resistenza di progetto al taglio longitudinale

metodo di 'interazione parziale' - item 9.7.3 (7) (8) (9)

| | normale | fuoco | |
|---------------|---------|---------------|-------------------|
| $Tu,Rd =$ | 0,102 | $Tu,Rd =$ | N/mm ² |
| fatt. nom. | 0,5 | fatt. nom. | |
| $N_{c,max} =$ | 23,65 | $N_{c,max} =$ | kN < N_{cf} |
| $M_{rd} =$ | 1289,45 | $M_{ed} =$ | 1272,76 kNcm/m |
| $M_{rd,fi} =$ | | $M_{ed,fi} =$ | kNcm/m |

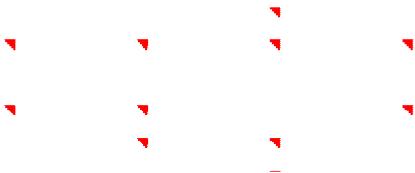
Di seguito il diagramma di interazione parziale che evidenzia la posizione ed i valori critici per la resistenza allo scorrimento.



Il calcolo automatico per la creazione di tabelle di capacità evidenzia che, con il valore di $\tau_{u,Rk} = 0,1022$ e ponendo = 1 i coefficienti di sicurezza, il momento resistente si allinea con il momento di progetto in corrispondenza di un carico uniformemente distribuito pari a $11,1 \text{ kN/m} > 10,93 \text{ kN/m}$. Il debole incremento di carico porterebbe però ad un momento di progetto maggiore del momento di rottura medio (**1290 kNcm** > **1273 kNcm**)

| h_s | s | peso soletta | LUCE MASSIMA IN FASE DI GETTO | | | lunghezza efficace appoggio 50 mm | | | | | | | | | | | | | | | | | |
|-------------------|-----|-------------------|-------------------------------|--------|--------|-----------------------------------|------|------|------|------|------|------|------|------|-----|------|---|------|--|--|--|--|--|
| | | | 2 APP. | 3 APP. | 4 APP. | q | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| mm | mm | kg/m ² | m | m | m | $l = m$ | 1,5 | 1,75 | 2 | 2,25 | 2,5 | 2,75 | 2,9 | 3,25 | 3,5 | 3,75 | 4 | 4,25 | | | | | |
| 110 | 0,7 | 209,6 | 2,25 | 0,00 | 0,00 | | 3000 | 2870 | 2235 | 1795 | 1470 | 1225 | 1110 | 885 | 765 | | | | | | | | |
| $T_{u,Rd}$ | | | | | | $q = \text{daN/m}^2$ | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| 0,102 | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |
| N/mm ² | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | | |

coeff. di omogeneizz : n = metodo di 'interazione parziale' - item 9.7.3 (7) (8) (9)



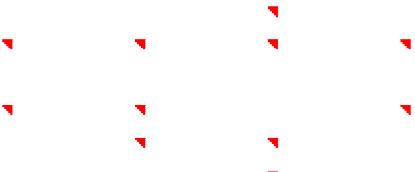
normale
 $Tu,Rd = 0,102$ N/mm²
 fatt. nom. = 0,5
 $Nc,max = 23,66$ kN < Ncf
 $Mrd = 1290,03 > MEd = 1289,37$ kNcm/m

fuoco
 $Tu,Rd =$ N/mm²
 fatt. nom. =
 $Nc,max =$ kN < Ncf
 $MEd = 1289,37$ kNcm/m

Se eseguiamo il calcolo automatico di progetto tenendo conto dei coefficienti di sicurezza normativi e della resistenza al taglio longitudinale $\tau_{u,Rd} = 0,0817$ otterremo i seguenti risultati:

| h _s | s | peso soletta | LUCE MASSIMA IN FASE DI GETTO | | | larghezza efficace appoggio 50 mm | | | | | | | | | | q = carico di esercizio variabile | | |
|-------------------|-------|-------------------|-------------------------------|--------|--------|-----------------------------------|------|------|------|-----|------|-----|------|-----|------|-----------------------------------|------|--|
| | | | 2 APP. | 3 APP. | 4 APP. | q | | | | | | | | | | | | |
| mm | mm | kg/m ² | m | m | m | Δ | | | | | | | | | | Δ | | |
| 110 | 0,7 | 209,6 | 2,25 | 0,00 | 0,00 | 1,5 | 1,75 | 2 | 2,25 | 2,5 | 2,75 | 2,9 | 3,25 | 3,5 | 3,75 | 4 | 4,25 | |
| Tu,Rd | 0,082 | | | | | 2165 | 1600 | 1230 | 970 | 780 | 640 | 570 | 440 | 370 | 310 | 265 | 220 | |
| N/mm ² | | | | | | q = daN / m ² | | | | | | | | | | | | |

coeff. di omogeneizz : n = metodo di 'interazione parziale' - item 9.7.3 (7) (8) (9)

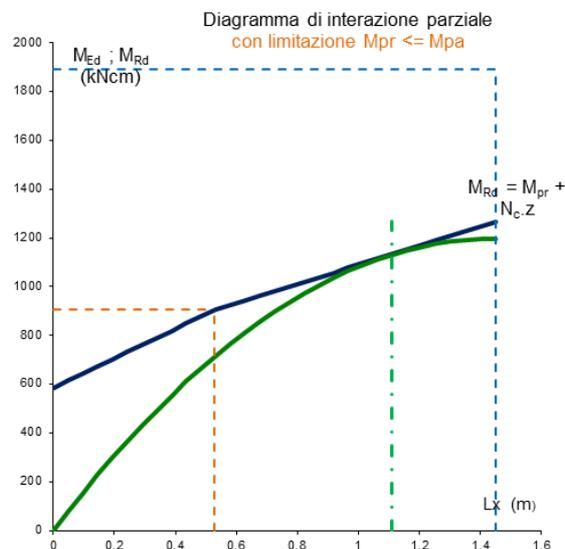


normale
 $Tu,Rd = 0,082$ N/mm²
 fatt. nom. = 0,5
 $Nc,max = 19,01$ kN < Ncf
 $Mrd = 1133,71 > MEd = 1131,12$ kNcm/m

fuoco
 $Tu,Rd =$ N/mm²
 fatt. nom. =
 $Nc,max =$ kN < Ncf
 $MEd = 1131,12$ kNcm/m

Da cui si evidenzia che con un carico variabile di 5,7 kN/m² si raggiunge un momento di progetto di 1131,12 kNcm (alla distanza di circa 1,1 m dall'appoggio) limitato dal momento resistente per lo scorrimento di 1133,71 kNcm. Il valore del momento di progetto non è distante dal momento di rottura medio per scorrimento (1273 kNcm) nonostante i coefficienti di sicurezza tenuti in conto.

Il coefficiente di sicurezza globale risulta $\gamma_s = 1,125$



Esaminiamo ora il caso in cui LA RESISTENZA AL TAGLIO VERTICALE SIA MINORE DELLA RESISTENZA AL TAGLIO LONGITUDINALE.

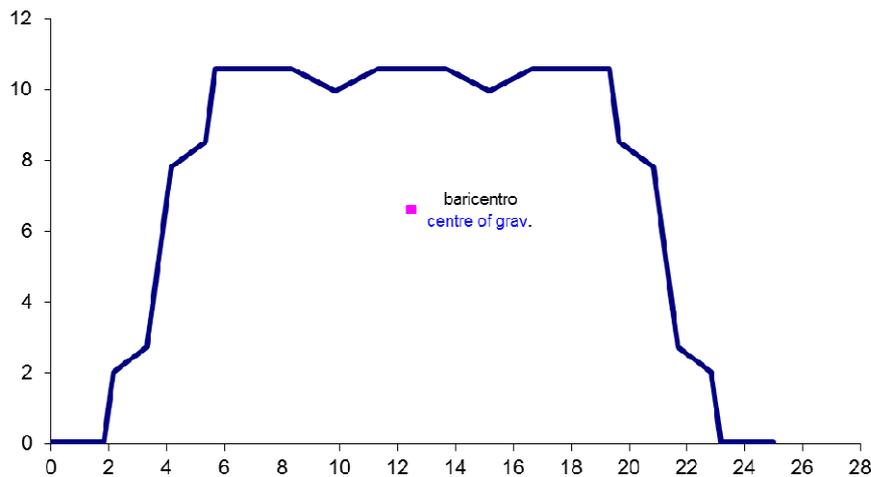
Si possono avere situazioni apparentemente “assurde” di solette grecate “alte” con capacità di carico minore di solette grecate “basse” a parità di resistenza allo scorrimento.

Tale situazione si verifica quando una lamiera grecata alta ha una larghezza della flangia inferiore molto minore della larghezza della flangia superiore e quindi un interasse alto tra le greche.

Mettiamo a confronto due tipi di solette grecate:

soletta grecata bassa con geometria descritta nell’esempio precedente e soletta grecata alta con le seguenti caratteristiche geometriche a parità di materiali:

- lamiera grecata con nervature longitudinali, di altezza **106 mm**, interasse greche **250 mm**, spessore nominale 0,7 mm, spessore rilevato e di progetto 0,625 mm e irrigidimenti longitudinali come rappresentato nella seguente figura:



Lo spessore totale grezzo della soletta è **166 mm**.

Per entrambe le solette la luce di progetto è **L = 2,00 m**

La tabella che segue mette a confronto il risultato del calcolo assumendo, per entrambe le solette, la stessa resistenza al taglio longitudinale $\tau_{u,Rd} = 0,0817$

| Soletta bassa: 110 /150 mm | Soletta alta: 166 / 250 mm |
|-------------------------------------|-------------------------------------|
| Capacità di carico: $q = 12,3$ kN/m | Capacità di carico: $q = 6,35$ kN/m |

| | |
|---|---|
| Verifica a scorrimento: $M_{Rd} = 1023 \text{ kNcm} > M_{Ed} = 1021 \text{ kNcm}$ | Verifica a scorrimento: $M_{Rd} = 1443 \text{ kNcm} > M_{Ed} = 622 \text{ kNcm}$ |
| Verifica a taglio verticale rif. 1 m largh.: $V_{Rd,c,1m} = 29,06 \text{ kN} > 21,28 \text{ kN}$ | Verifica a taglio verticale rif. 1 m largh.: $V_{Rd,c,1m} = 12,68 \text{ kN} > 12,67 \text{ kN}$ |

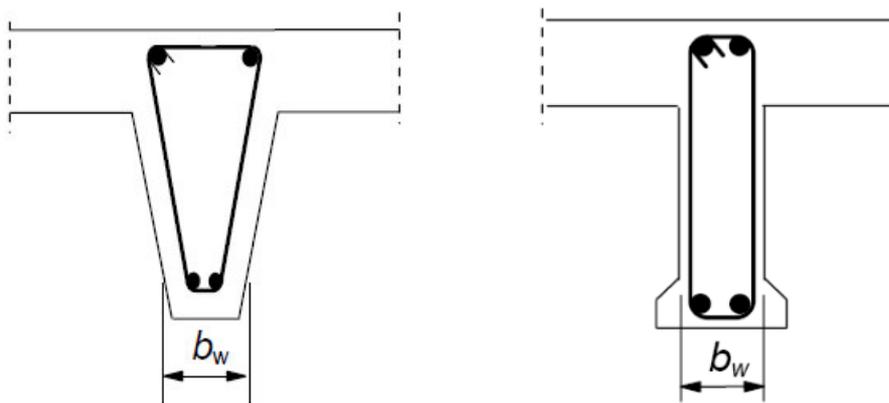
Nel caso di soletta bassa è dimensionante la verifica a scorrimento mentre nel caso di soletta alta è dimensionante la verifica a taglio verticale che limita pesantemente la capacità di carico (6,35 kN/m contro 12,3 kN/m).

Analizziamo in dettaglio la RESISTENZA al taglio verticale delle due solette:

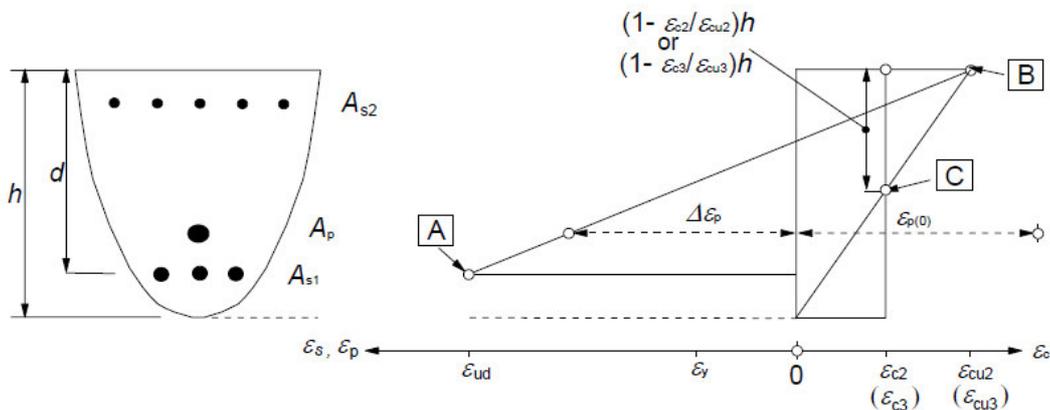
| | |
|--|---|
| <p>larghezza minima della sezione di calcestruzzo in zona tesa (EN 1992-1-1) $b_w = 59,75 \text{ mm}$</p> <p>distanza lembo esterno soletta – baricentro sez. efficace greca: $d = 82,5 \text{ mm}$</p> <p>Resistenza a taglio (EN 1992-1-1 & 6.2.2):</p> $V_{Rd,c} = [C_{Rd,c}k(100\rho_1f_{ck})^{1/3} + k_1\sigma_{cp}] b_wd$ <p>$b_w \cdot d = 4929,4 \text{ mm}^2$ $C_{Rd,c} = 0,18 / \gamma_c = 0,12$</p> $k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0$ $\rho_1 = \frac{A_{sl}}{b_wd} \leq 0,02$ <p>$k = 2$ (rispetto della limitazione) $A_{sl} = \text{area acciaio teso} = \text{area eff. greca}$ $A_{sl} = 1,448 \text{ cm}^2$ $\rho_1 = 0,02$ (rispetto della limitazione) $f_{ck} = 25 \text{ N/mm}^2$ $k_1 = 0,15$ $\sigma_{cp} = \text{tensione per compress. assiale} = 0$</p> <p>$V_{Rd,c} = 4,358 \text{ kN}$ (1 greca)</p> <p>$V_{Rd,c} = 29,06 \text{ kN}$ (1 m di soletta)</p> | <p>larghezza minima della sezione di calcestruzzo in zona tesa (EN 1992-1-1) $b_w = 35,75 \text{ mm}$</p> <p>distanza lembo esterno soletta – baricentro sez. efficace greca: $d = 100,25 \text{ mm}$</p> <p>Resistenza a taglio (EN 1992-1-1 & 6.2.2):</p> $V_{Rd,c} = [C_{Rd,c}k(100\rho_1f_{ck})^{1/3} + k_1\sigma_{cp}] b_wd$ <p>$b_w \cdot d = 3583,9 \text{ mm}^2$ $C_{Rd,c} = 0,18 / \gamma_c = 0,12$</p> $k = 1 + \sqrt{\frac{200}{d}} \leq 2,0$ $\rho_1 = \frac{A_{sl}}{b_wd} \leq 0,02$ <p>$k = 2$ (rispetto della limitazione) $A_{sl} = \text{area acciaio teso} = \text{area eff. greca}$ $A_{sl} = 2,587 \text{ cm}^2$ $\rho_1 = 0,02$ (rispetto della limitazione) $f_{ck} = 25 \text{ N/mm}^2$ $k_1 = 0,15$ $\sigma_{cp} = \text{tensione per compress. assiale} = 0$</p> <p>$V_{Rd,c} = 3,169 \text{ kN}$ (1 greca)</p> <p>$V_{Rd,c} = 12,68 \text{ kN}$ (1 m di soletta)</p> |
|--|---|

La grande differenza tra la resistenza al taglio della soletta bassa e quella della soletta alta condiziona la capacità portante a favore della soletta più bassa ma con un maggior rapporto H/i (altezza / interasse greche).

La critica che si può fare al metodo di calcolo qui esposto è che la norma EN 1994-1-1 rimanda alla norma EN 1992-1-1 tipica di sezioni in C.A. a "T" **senza giustificare una corrispondenza con le sezioni composte da lamiera grecata e calcestruzzo**. A titolo di esempio la larghezza b_w è così definita per sezioni in C.A.



Dalla figura e dal testo della EN 1992-1-1 b_w sarebbe la "**minima larghezza della sezione di calcestruzzo in corrispondenza dell'armatura tesa**" mentre d sarebbe la "**distanza del baricentro dell'armatura tesa dal lembo compresso della soletta**".



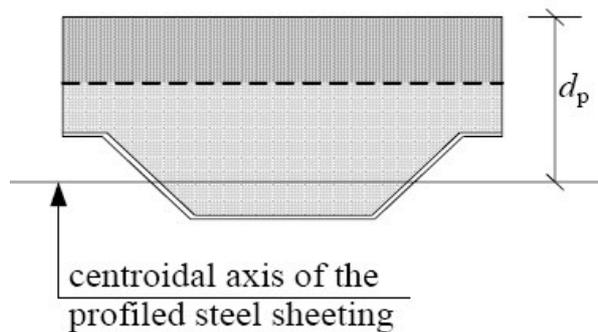
Nel caso di lamiera grecata collaborante quale sarebbe il valore di b_w e d da assumere nel calcolo di verifica ?

La mia interpretazione (criticabile ma a favore di sicurezza) è quella di assumere per b_w la larghezza minima della sezione di calcestruzzo nella greca trapezoidale e per d la distanza del **baricentro della sezione efficace della greca** dal lembo esterno compresso della soletta. Nel caso di lamiere grecate rientranti assumo $b_w =$ Interasse greche – larghezza flangia superiore.

Altri autori assumono per b_w la larghezza media o baricentrica della greca trapezoidale e per d la distanza intera o ridotta da coefficienti empirici (p.e. 0,9) tra lembo teso e lembo compresso.

In un calcolo plastico questa scelta non pare giustificata.

La figura seguente ripresa dalla EN 1994-1-1 evidenzia la distanza tra la sezione resistente a trazione (greca di acciaio) ed il lembo esterno compresso della sezione in un calcolo plastico denominata d_p .



Access Steel propone la seguente espressione di calcolo della resistenza a taglio verticale ricavata dalla norma EN 1992-1-1 & 6.2.2 in cui b_w è *“la più piccola larghezza della sezione nella zona tesa”* mentre d coincide con d_p ed è la *“distanza tra il baricentro della lamiera grecata ed il bordo esterno compresso della soletta”*:

$$V_{v,Rd} = \left[C_{Rd,c} \cdot k \cdot (100 \cdot \rho_I \cdot f_{ck})^{1/3} + k_1 \cdot \sigma_{cp} \right] \cdot b_w \cdot d_p$$

$b_w =$. the smallest width in [mm] of the section in the tension area.

L’auspicio è che la norma europea dia in un prossimo futuro indicazioni precise sui parametri di calcolo della resistenza a taglio o che questi siano definiti dai regolamenti nazionali (DAN).