

Circolare 2 febbraio 2009, n. 617 - Istruzioni per l'applicazione delle "Nuove norme tecniche per le costruzioni" di cui al D.M. 14 gennaio 2008

Con decreto ministeriale 14 gennaio 2008, pubblicato nella G.U. del 4 febbraio 2008, n.29, sono state approvate le "Nuove norme tecniche per le costruzioni", testo normativo che raccoglie in forma unitaria le norme che disciplinano la progettazione, l'esecuzione ed il collaudo delle costruzioni al fine di garantire, per stabiliti livelli sicurezza, la pubblica incolumità.

Tali norme rappresentano la più avanzata espressione normativa a tutela della pubblica incolumità nel settore delle costruzioni, secondo un'impostazione coerente con gli eurocodici e con contenuti all'avanguardia, riguardo alla puntuale valutazione della pericolosità sismica del territorio nazionale e quindi alle esigenze di una moderna progettazione sismoresistente delle opere di ingegneria civile da realizzare o ristrutturare in Italia; impostazione condivisa dal mondo accademico, professionale e produttivo-imprenditoriale.

In considerazione del carattere innovativo di dette norme, si è ritenuto opportuno emanare la presente circolare esplicativa che ha cercato di privilegiare, con una trattazione maggiormente diffusa, gli argomenti più innovativi e per certi versi più complessi trattati dalle Nuove norme tecniche.

Il testo, pur essendo articolato e corposo, non travalica i compiti e i limiti propri di una circolare, e quindi non modifica argomenti trattati dalle Nuove norme tecniche, né aggiunge nuovi argomenti, se non per informazioni, chiarimenti ed istruzioni applicative.

Con le presenti istruzioni si è inteso fornire agli operatori indicazioni, elementi informativi ed integrazioni, per una più agevole ed univoca applicazione delle Nuove norme tecniche per le costruzioni.

La presente circolare e' stata sottoposta al parere dell'Assemblea generale del Consiglio superiore dei lavori pubblici che si e' espressa favorevolmente in data 11 aprile 2008 con voto n. 305/07.

Roma, 2 febbraio 2009

Il Ministro: MATTEOLI

SOMMARIO

INTRODUZIONE

C2. SICUREZZA E PRESTAZIONI ATTESE

C2.4.1 VITA NOMINALE

C2.4.2 CLASSI D'USO

C2.4.3 PERIODO DI RIFERIMENTO PER L'AZIONE SISMICA

C2.6.1 STATI LIMITE ULTIMI

C2.7 VERIFICHE ALLE TENSIONI AMMISSIBILI

C3. AZIONI SULLE COSTRUZIONI

C3.1 OPERE CIVILI ED INDUSTRIALI

C3.1.3 CARICHI PERMANENTI NON STRUTTURALI

C3.1.4 CARICHI VARIABILI

C3.2 AZIONE SISMICA

C3.2.1 STATI LIMITE E RELATIVE PROBABILITÀ DI SUPERAMENTO

C3.2.2 CATEGORIE DI SOTTOSUOLO E CONDIZIONI TOPOGRAFICHE

C3.2.3 VALUTAZIONE DELL'AZIONE SISMICA

C3.2.3.2.2 Spettro di risposta elastico in accelerazione della componente verticale

C3.2.3.6 Impiego di accelerogrammi

C3.3 AZIONI DEL VENTO

C3.3.2 VELOCITÀ DI RIFERIMENTO

C3.3.10 COEFFICIENTE DI FORMA (O AERODINAMICO)

C3.3.10.1 Edifici a pianta rettangolare con coperture piane, a falde, inclinate, curve

C3.3.10.2 Coperture multiple

C3.3.10.2.1 Vento diretto normalmente alle linee di colmo

C3.3.10.2.2 Vento diretto parallelamente alle linee di colmo

C3.3.10.3 Tettoie e pensiline isolate

C3.3.10.3.1 Elementi con spioventi aventi inclinazione sull'orizzontale $\alpha \neq 0^\circ$

C3.3.10.3.2 Elementi con spioventi aventi inclinazione sull'orizzontale $\alpha = 0^\circ$

C3.3.10.4 Travi ad anima piena e reticolari

C3.3.10.4.1 Travi isolate.

C3.3.10.4.2 Travi multiple.

C3.3.10.5 Torri e pali a traliccio a sezione rettangolare o quadrata.

C3.3.10.6 Corpi cilindrici

C3.3.10.7 Corpi sferici

C3.3.10.8 Pressioni massime locali

C3.3.11 COEFFICIENTE DI ATTRITO

C3.4 AZIONI DELLA NEVE

C3.4.5 CARICO NEVE SULLE COPERTURE

C3.4.5.1 Coefficiente di forma per le coperture

C3.4.5.4 Coperture a più falde

C3.4.5.5 Coperture cilindriche

C3.4.5.6. Coperture adiacenti o vicine a costruzioni più alte

C.3.4.5.7 Effetti locali

C3.4.5.7.1 Accumuli in corrispondenza di sporgenze

C3.4.5.7.2 Neve aggettante dal bordo di una copertura

C3.4.5.7.3 Carichi della neve su barriere paraneve ed altri ostacoli

C3.6 AZIONI ECCEZIONALI

C3.6.1.2 Richieste di prestazione

C3.6.1.4 Criteri di progettazione

C3.6.1.5.3. Analisi del comportamento meccanico

C3.6.1.5.4 Verifica di sicurezza

C4. COSTRUZIONI CIVILI E INDUSTRIALI

C4.1 COSTRUZIONI DI CALCESTRUZZO

C4.1.1 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA E METODI DI ANALISI

C4.1.1.1 Analisi elastica lineare

C4.1.1.1.1 Ridistribuzione nelle travi continue

C4.1.1.1.2 Ridistribuzione nelle travi continue dei telai

C4.1.2 VERIFICHE AGLI STATI LIMITE

C4.1.2.1 Verifiche agli stati limite ultimi

C4.1.2.1.1.4 Tensione tangenziale di aderenza acciaio-calcestruzzo

C4.1.2.1.2 Resistenza a sforzo normale e flessione (elementi monodimensionali)

C4.1.2.1.2.4 Analisi della sezione

C4.1.2.1.5 Resistenza di elementi tozzi, nelle zone diffusive e nei nodi

C4.1.2.2 Verifica agli stati limite di esercizio

C4.1.2.2.2 Verifica di deformabilità

C4.1.2.2.4 Verifica di fessurazione

C4.1.2.2.4.6 Verifica allo stato limite di fessurazione

C4.1.2.2.5 Verifica delle tensioni di esercizio

C4.1.6 DETTAGLI COSTRUTTIVI

C4.1.6.1 Elementi monodimensionali: Travi e pilastri

C4.1.6.1.3 Copriferro e interferro

C4.1.6.1.4 Ancoraggio delle barre e loro giunzioni

C4.1.9 NORME ULTERIORI PER I SOLAI

C4.1.9.1 Solai misti di c.a. e c.a.p. e blocchi forati in laterizio

C4.1.9.1.1 Regole generali e caratteristiche minime dei blocchi

C4.1.9.1.2 Limiti dimensionali

C4.1.9.1.3 Caratteristiche fisico-meccaniche

C4.1.12 CALCESTRUZZO DI AGGREGATI LEGGERI

C4.1.12.1 Norme di calcolo

C4.1.12.1.1 Caratteristiche meccaniche del calcestruzzo

C4.1.12.1.1.1 Resistenza a trazione

C4.1.12.1.1.2 Modulo di elasticità

C4.1.12.1.2 Verifiche agli stati limite ultimi

C4.1.12.1.2.1 Resistenza a sforzo normale e flessione (elementi monodimensionali)

C4.1.12.1.2.2 Resistenza nei confronti di sollecitazioni taglienti

C4.1.12.1.2.2.1 Elementi senza armature trasversali resistenti al taglio

C4.1.12.1.2.2.2 Elementi con armature trasversali resistenti al taglio

C4.1.12.1.2.3 Resistenza nei confronti di sollecitazioni torcenti

C4.1.12.1.3 Verifiche agli stati limite di esercizio

C4.1.12.1.3.1 Verifiche di deformabilità

C4.1.12.1.4 Dettagli costruttivi

C4.1.12.1.4.1 Diametro massimo delle barre e dei trefoli

C4.1.12.1.4.2 Raggio di curvatura delle barre

C4.1.12.1.4.3 Ancoraggio delle barre e sovrapposizioni

C4.2 COSTRUZIONI DI ACCIAIO

C4.2.1 MATERIALI

C4.2.2 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

C4.2.3 ANALISI STRUTTURALE

C4.2.3.1 Classificazione delle sezioni

C4.2.3.3 Metodi di analisi globale

C4.2.3.4 Effetti delle deformazioni

C4.2.3.5 Effetti delle imperfezioni

C4.2.3.6 Analisi di stabilità di strutture intelaiate

C4.2.3.7 Lunghezza stabile della zona di cerniera di plastica

C4.2.4 VERIFICHE

C4.2.4.1.3 Stabilità delle membrature

C4.2.4.1.3.1 Stabilità di aste compresse composte

C4.2.4.1.3.1.1 Calcolo della forza normale di progetto agente in un corrente

C4.2.4.1.3.1.2 Calcolo della forza di taglio agente negli elementi di collegamento

C4.2.4.1.3.1.3 Verifiche di aste composte tralicciate

C4.2.4.1.3.1.4 Verifiche di aste composte calastrellate

C4.2.4.1.3.1.5 Sezioni composte da elementi ravvicinati collegati con calastrelli o imbottiture

C4.2.4.1.3.2 Stabilità delle membrature inflesse

C4.2.4.1.3.3 Membrature inflesse e compresse

C4.2.4.1.3.3.1 Metodo A

C4.2.4.1.3.3.2 Metodo B

C4.2.4.1.3.3.3 Metodo generale per la verifica ad instabilità laterale e flesso-torsionale

C4.2.4.1.3.4 Stabilità dei pannelli

C4.2.4.1.3.4.1 Stabilità dei pannelli soggetti a taglio

C4.2.4.1.3.4.2 Stabilità dei pannelli soggetti a compressione

C4.2.4.1.3.4.3 Larghezza collaborante

C4.2.4.1.3.4.4 Pannelli con irrigiditori longitudinali

C4.2.4.1.3.4.5 Instabilità di colonna

C4.2.4.1.3.4.6 Instabilità di piastra

C4.2.4.1.3.4.7 Requisiti minimi per gli irrigiditori trasversali

C4.2.4.1.3.4.8 Verifiche semplificate

C4.2.4.1.3.4.9 Requisiti minimi per gli irrigiditori longitudinali

C4.2.4.1.4 Stato limite di fatica

C4.2.4.1.4.1 Spettri di carico

C4.2.4.1.4.2 Spettri di tensione e metodi di conteggio

C4.2.4.1.4.3 Coefficienti parziali di sicurezza γ_M

C4.2.4.1.4.4 Curve S-N

C4.2.4.1.4.5 Curva S-N per connettori a piolo

C4.2.4.1.4.6 Metodi di verifica

C4.2.4.1.4.6.1 Verifica a vita illimitata

C4.2.4.1.4.6.2 Verifica a danneggiamento

C4.2.4.1.4.6.3 Metodo dei coefficienti λ

C4.2.4.1.4.6.4 Verifica sotto carico combinato

C4.2.4.1.4.7 *Influenza dello spessore*

C4.2.8 UNIONI

C4.2.8.1.1 Unioni con bulloni e chiodi

C4.2.8.1.1.1 *Bulloni ad alta resistenza precaricati per giunzioni ad attrito*

C4.2.12.1 Materiali

C4.2.12.2 Effetto della formatura a freddo sulla resistenza dell'acciaio

C4.2.12.2.1 *Valori limite dei rapporti larghezza - spessore*

C4.2.12.2.2 *Inflessione trasversale delle ali*

C4.2.12.2.3 *Classificazione delle sezioni, instabilità locale e distorsione delle sezioni trasversali*

C4.2.12.2.4 *Verifiche di resistenza*

C4.2.12.2.4.1 *Verifiche di resistenza a trazione*

C4.2.12.2.4.2 *Verifiche di resistenza a compressione*

C4.2.12.2.4.3 *Verifiche di resistenza a flessione*

C4.2.12.2.4.4 *Verifiche di resistenza a presso-tenso flessione*

C4.2.12.2.4.5 *Verifiche di resistenza a taglio*

C4.2.12.2.5 *Verifiche di stabilità*

C4.2.12.2.5.1 *Verifiche di stabilità di aste compresse*

C4.2.12.2.5.2 *Verifiche di stabilità di aste inflesse*

C4.2.12.2.5.3 *Verifiche di stabilità di aste presso-inflesse*

C4.2.12.2.6 *Unioni*

C4.2.12.2.6.1 *Chiodi ciechi*

C4.2.12.2.6.1.1 *Chiodi ciechi soggetti a taglio*

C4.2.12.2.6.2 *Viti autofilettanti e automaschianti*

C4.2.12.2.6.2.1 *Viti autofilettanti o automaschianti soggette a taglio*

C4.2.12.2.6.2.2 *Viti autofilettanti o automaschianti soggette a trazione*

C4.2.12.2.6.3 *Chiodi sparati*

C4.2.12.2.6.3.1 *Chiodi sparati soggetti a taglio*

C4.2.12.2.6.4 *Bulloni (per impiego con spessori minori di 4 mm)*

C4.2.12.2.6.4.1 *Bulloni soggetti a taglio*

C4.2.12.2.6.4.2 *Bulloni soggetti a trazione*

C4.2.12.2.6.5 *Cordoni d'angolo (per impiego con spessori minori di 4 mm)*

C4.2.12.2.6.6 *Saldature per punti (a resistenza o per fusione)*

C4.2.12.2.6.6.1 *Saldature per punti soggette a taglio*

C4.2.12.2.6.7 *Bottoni di saldatura*

C4.2.12.2.6.7.1 *Bottoni di saldatura soggetti a taglio*

C4.3 COSTRUZIONI COMPOSTE DI ACCIAIO-CALCESTRUZZO

C4.3.1 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

C4.3.2 ANALISI STRUTTURALE

C4.3.2.1 *Classificazione delle sezioni*

C4.3.3 RESISTENZE DI CALCOLO

C4.3.4 TRAVI CON SOLETTA COLLABORANTE

C4.3.4.2 *Resistenza delle sezioni*

C4.3.4.3 *Sistemi di connessione acciaio-calcestruzzo*

C4.3.4.3.1 *Connessioni a taglio con pioli*

C4.3.4.3.1.1 *Disposizioni e limitazioni*

C4.3.4.3.1.2 *Resistenza dei connettori a sollecitazioni combinate*

C4.3.4.3.3 *Valutazione delle sollecitazioni di taglio agenti sul sistema di connessione*

C4.3.4.3.5 Armatura trasversale (delle travi composte)

C4.3.4.4 Instabilità flessio-torsionale delle travi composte.

C4.3.5 COLONNE COMPOSTE

C4.3.5.3 Resistenza delle sezioni

C4.3.5.3.1 Resistenza a compressione della sezione della colonna composta

C4.3.5.4 Stabilità delle membrature

C4.3.5.4.3 Colonne pressoinflesse

C4.3.5.4.4 Effetti dei fenomeni a lungo termine

C4.3.6 SOLETTE COMPOSTE CON LAMIERA GRECATA

C4.3.6.2 Verifiche di resistenza allo stato limite ultimo (solette composte)

C4.4 COSTRUZIONI DI LEGNO

C4.4.1 LA VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

C4.4.2 ANALISI STRUTTURALE

C4.4.3 AZIONI E LORO COMBINAZIONI

C4.4.4 CLASSI DI DURATA DEL CARICO

C4.4.5 CLASSI DI SERVIZIO

C4.4.6 RESISTENZA DI CALCOLO

C4.4.7 STATI LIMITE DI ESERCIZIO

C4.4.8 STATI LIMITE ULTIMI

C4.4.8.1 Verifiche di resistenza

C4.4.8.2 Verifiche di stabilità

C4.4.9 COLLEGAMENTI

C4.4.10 ELEMENTI STRUTTURALI

C4.4.11 SISTEMI STRUTTURALI

C4.4.12 ROBUSTEZZA

C4.4.13 DURABILITÀ

C4.4.14 RESISTENZA AL FUOCO

C4.4.15 REGOLE PER L'ESECUZIONE

C4.4.16 CONTROLLI E PROVE DI CARICO

C4.4.16.1 Controlli in fase di costruzione

C4.4.16.2 Controlli sulla struttura completa

C4.4.16.3 Controlli della struttura in esercizio

C4.5 COSTRUZIONI DI MURATURA

C4.5.6 VERIFICHE

C4.5.6.2 Verifiche agli stati limite ultimi

C4.5.6.4 Verifiche alle tensioni ammissibili

C5. PONTI

C5.1 PONTI STRADALI

C5.1.2.4 Compatibilità idraulica

C5.1.3 AZIONI SUI PONTI STRADALI

C5.1.3.3 Azioni variabili da traffico

C5.1.3.3.5 Definizione delle corsie

C5.1.3.3.6 Schemi di carico

C5.1.3.3.7 Disposizioni dei carichi mobili per realizzare le condizioni di carico più gravose

C5.1.3.3.7.1 Carichi verticali da traffico su rilevati e su terrapieni adiacenti al ponte

C5.1.3.3.7.2 Carichi orizzontali da traffico su rilevati e su terrapieni adiacenti al ponte

C5.1.4 VERIFICHE DI SICUREZZA

C5.1.4.3 Verifiche allo stato limite di fatica

C5.1.4.9 Ponti di 3^a categoria

C5.1.4.9.1 Modelli dinamici per ponti di 3a categoria

C5.2 PONTI FERROVIARI

C5.2.1.2 Compatibilità idraulica

C5.2.2 AZIONI SULLE OPERE

C5.2.2.3 Azioni variabili da traffico

C5.2.2.6 Effetti di interazione statica treno-binario-struttura

C5.2.3 PARTICOLARI PRESCRIZIONI PER LE VERIFICHE

C5.2.3.3 Verifiche agli SLU e SLE

C5.2.3.3.1 Requisiti concernenti gli SLU

C6. PROGETTAZIONE GEOTECNICA

C6.2 ARTICOLAZIONE DEL PROGETTO

C6.2.1 CARATTERIZZAZIONE E MODELLAZIONE GEOLOGICA DEL SITO

C6.2.2 INDAGINI, CARATTERIZZAZIONE E MODELLAZIONE GEOTECNICA

C6.2.2.5 Relazione geotecnica

C6.2.3 VERIFICHE DELLA SICUREZZA E DELLE PRESTAZIONI

C6.2.3.1 Verifiche nei confronti degli stati limite ultimi (SLU)

C6.2.3.3 Verifiche nei confronti degli stati limite di esercizio (SLE)

C6.3 STABILITÀ DEI PENDII NATURALI

C6.3.2 MODELLAZIONE GEOLOGICA DEL PENDIO

C6.3.3 MODELLAZIONE GEOTECNICA DEL PENDIO

C6.3.4 VERIFICHE DI SICUREZZA

C6.3.5 INTERVENTI DI STABILIZZAZIONE

C6.4 OPERE DI FONDAZIONE

C6.4.1 CRITERI GENERALI DI PROGETTO

C6.4.2 FONDAZIONI SUPERFICIALI

C6.4.2.1 Verifiche agli stati limite ultimi (SLU)

C6.4.2.2 Verifiche agli stati limite di esercizio (SLE)

C6.4.3 FONDAZIONI SU PALI

C6.4.3.1 Verifiche agli stati limite ultimi (SLU)

C6.4.3.7 Prove di carico

C6.5 OPERE DI SOSTEGNO

C6.5.3. VERIFICHE AGLI STATI LIMITE

C6.5.3.1 Verifiche di sicurezza (SLU)

C6.5.3.1.1 Muri di sostegno

C6.5.3.1.2 Paratie

C6.5.3.2 Verifiche di esercizio (SLE)

C6.6 TIRANTI DI ANCORAGGIO

C6.6.2 VERIFICHE DI SICUREZZA (SLU)

C6.7 OPERE IN SOTTERRANEO

C6.7.4 CRITERI DI PROGETTO

C6.7.4.1 Metodi di scavo

C6.7.4.2 Verifica del rivestimento

C6.7.6 CONTROLLO E MONITORAGGIO

C6.8 OPERE DI MATERIALI SCIOLTI E FRONTI DI SCAVO

C6.8.1 CRITERI GENERALI DI PROGETTO

C6.8.1.1 Rilevati e rinterrati

C6.8.1.2 Drenaggi e filtri

C6.8.6 FRONTI DI SCAVO

C6.8.6.1 Indagini geotecniche e caratterizzazione geotecnica

C6.8.6.2 Criteri generali di progetto e verifiche di sicurezza

C6.11 DISCARICHE CONTROLLATE DI RIFIUTI E DEPOSITI DI INERTI

C6.12 FATTIBILITÀ DI OPERE SU GRANDI AREE

C6.12.1. INDAGINI SPECIFICHE

C6.12.2 VERIFICHE DI FATTIBILITÀ

C6.12.2.1 Emungimento da falde idriche

C7. PROGETTAZIONE PER AZIONI SISMICHE

C7.1 REQUISITI NEI CONFRONTI DEGLI STATI LIMITE

C7.2 CRITERI GENERALI DI PROGETTAZIONE E MODELLAZIONE

C7.2.1 CRITERI GENERALI DI PROGETTAZIONE

C7.2.2 CARATTERISTICHE GENERALI DELLE COSTRUZIONI

C7.2.3 CRITERI DI PROGETTAZIONE DI ELEMENTI STRUTTURALI “SECONDARI” ED ELEMENTI NON STRUTTURALI

C7.2.4 CRITERI DI PROGETTAZIONE DEGLI IMPIANTI

C7.2.6 CRITERI DI MODELLAZIONE DELLA STRUTTURA E AZIONE SISMICA

C7.3 METODI DI ANALISI E CRITERI DI VERIFICA

C7.3.3 ANALISI LINEARE DINAMICA O STATICA

C7.3.3.1 Analisi lineare dinamica

C7.3.3.2 Analisi lineare statica

C7.3.4 ANALISI NON LINEARE STATICA O DINAMICA

C7.3.4.1 Analisi non lineare statica

C7.3.4.2 Analisi non lineare dinamica

C7.3.5 RISPOSTA ALLE DIVERSE COMPONENTI DELL’AZIONE SISMICA ED ALLA VARIABILITÀ SPAZIALE DEL MOTO

C7.3.6 CRITERI DI VERIFICA AGLI STATI LIMITE ULTIMI

C7.3.6.3 Verifiche degli elementi non strutturali e degli impianti

C7.3.7 CRITERI DI VERIFICA AGLI STATI LIMITE DI ESERCIZIO

C7.4 COSTRUZIONI DI CALCESTRUZZO

C7.4.4 DIMENSIONAMENTO E VERIFICA DEGLI ELEMENTI STRUTTURALI

C7.4.5 COSTRUZIONI CON STRUTTURA PREFABBRICATA

7.4.5.1 Tipologie strutturali e fattori di struttura

C7.4.5.1.1 Strutture a telaio

C7.4.5.1.2 Strutture a pilastri isostatici

C7.4.6 DETTAGLI COSTRUTTIVI

C7.4.6.2 Limitazioni geometriche

C7.4.6.1.2 Pilastri

C7.5 COSTRUZIONI D’ACCIAIO

C7.5.2 TIPOLOGIE STRUTTURALI E FATTORI DI STRUTTURA

C7.5.2.1 Tipologie strutturali

C7.5.3 REGOLE DI PROGETTO GENERALI PER ELEMENTI STRUTTURALI DISSIPATIVI

C7.5.3.3 Collegamenti in zone dissipative

C7.5.4 REGOLE DI PROGETTO SPECIFICHE PER STRUTTURE INTELAIATE

C7.5.4.5 Pannelli nodali

C7.5.5 REGOLE DI PROGETTO SPECIFICHE PER STRUTTURE CON CONTROVENTI CONCENTRICI

C7.5.6 REGOLE DI PROGETTO SPECIFICHE PER STRUTTURA CON CONTROVENTI ECCENTRICI

C7.6 COSTRUZIONI COMPOSTE DI ACCIAIO-CALCESTRUZZO

C7.6.4 CRITERI DI PROGETTO E DETTAGLI PER STRUTTURE DISSIPATIVE

C7.6.4.3 Collegamenti composti nelle zone dissipative

C7.6.4.3.1 Modelli resistenti per la soletta soggetta a compressione

C7.6.4.3.2 Resistenza dei pannelli d'anima delle colonne composte

C7.6.6 REGOLE SPECIFICHE PER STRUTTURE INTELAIATE

C7.6.7 CONTROVENTI CONCENTRICI

C7.6.8 CONTROVENTI ECCENTRICI

C7.8 COSTRUZIONI DI MURATURA

C7.8.1 REGOLE GENERALI

C7.8.1.1 Premessa

C7.8.1.5 Metodi di analisi

C7.8.1.5.1 Generalità

C7.8.1.5.4 Analisi statica non lineare

C7.8.4 STRUTTURE MISTE CON PARETI IN MURATURA ORDINARIA O ARMATA

C7.10 COSTRUZIONI E PONTI CON ISOLAMENTO E/O DISSIPAZIONE

C7.10.1 SCOPO

C7.10.2 REQUISITI GENERALI E CRITERI PER IL LORO SODDISFACIMENTO

C7.10.3 CARATTERISTICHE E CRITERI DI ACCETTAZIONE DEI DISPOSITIVI

C7.10.4 INDICAZIONI PROGETTUALI

C7.10.4.1 Indicazioni riguardanti i dispositivi

C7.10.4.2 Controllo di movimenti indesiderati

C7.10.4.3 Controllo degli spostamenti sismici differenziali del terreno

C7.10.4.4 Controllo degli spostamenti relativi al terreno ed alle costruzioni circostanti

C7.10.5 MODELLAZIONE E ANALISI STRUTTURALE

C7.10.5.1 Proprietà del sistema di isolamento

C7.10.5.2 Modellazione

C7.10.5.3 Analisi

C7.10.5.3.1 Analisi lineare statica

C7.10.5.3.2 Analisi lineare dinamica

C7.10.6 VERIFICHE

C7.10.6.1 Verifiche agli stati limite di esercizio

C7.10.6.2 Verifiche agli stati limite ultimi

C7.10.6.2.1 Verifiche allo SLV

C7.10.6.2.2 Verifiche allo SLC

C7.10.7 ASPETTI COSTRUTTIVI, MANUTENZIONE, SOSTITUIBILITÀ

C7.10.8 ACCORGIMENTI SPECIFICI IN FASE DI COLLAUDO

C7.11 OPERE E SISTEMI GEOTECNICI

C7.11.3 RISPOSTA SISMICA E STABILITÀ DEL SITO

C7.11.3.1 Risposta sismica locale

C7.11.3.1.1 Indagini specifiche

C7.11.3.1.2 Analisi numeriche di risposta sismica locale

C7.11.3.1.2.1 Scelta della schematizzazione geometrica e definizione del modello geotecnico di sottosuolo

C7.11.3.1.2.2 Definizione delle azioni sismiche di ingresso

C7.11.3.1.2.3 Scelta della procedura di analisi

C7.11.3.4 Stabilità nei confronti della liquefazione

C7.11.3.5 Stabilità dei pendii

C7.11.4 FRONTI DI SCAVO E RILEVATI

C7.11.5 FONDAZIONI

C7.11.5.3 Verifiche allo Stato Limite Ultimo (SLU) e allo Stato Limite di Danno (SLD)

C7.11.5.3.1 Fondazioni superficiali

C7.11.6 OPERE DI SOSTEGNO

C7.11.6.2 Muri di sostegno

C7.11.6.3 Paratie

C8. COSTRUZIONI ESISTENTI

C8.1 OGGETTO

C8.2 CRITERI GENERALI

C8.3 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

C8.4 CLASSIFICAZIONE DEGLI INTERVENTI

C8.4.1. INTERVENTO DI ADEGUAMENTO

C8.4.2 INTERVENTO DI MIGLIORAMENTO

C8.4.3 RIPARAZIONE O INTERVENTO LOCALE

C8.5 PROCEDURE PER LA VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA E LA REDAZIONE DEI PROGETTI

C8.5.1 ANALISI STORICO-CRITICA

C8.5.2 RILIEVO

C8.5.3 CARATTERIZZAZIONE MECCANICA DEI MATERIALI

C8.5.4 LIVELLI DI CONOSCENZA E FATTORI DI CONFIDENZA

C8.7 VALUTAZIONE E PROGETTAZIONE IN PRESENZA DI AZIONI SISMICHE

C8.7.1 COSTRUZIONI IN MURATURA

C8.7.1.1 Requisiti di sicurezza

C8.7.1.2 Azione sismica

C8.7.1.3 Combinazione delle azioni

C8.7.1.4 Metodi di analisi globale e criteri di verifica

C8.7.1.5 Modelli di capacità per la valutazione di edifici in muratura

C8.7.1.6 Metodi di analisi dei meccanismi locali

C8.7.1.7 Edifici semplici

C8.7.1.8 Criteri per la scelta dell'intervento

C8.7.1.9 Modelli di capacità per il rinforzo di edifici in muratura

C8.7.2 COSTRUZIONI IN CEMENTO ARMATO O IN ACCIAIO

C8.7.2.1 Requisiti di sicurezza

C8.7.2.2 Azione sismica

C8.7.2.3 Combinazione delle azioni

- C8.7.2.4 Metodi di analisi e criteri di verifica
- C8.7.2.5 Modelli di capacità per la valutazione di edifici in cemento armato
- C8.7.2.6 Modelli di capacità per il rinforzo di edifici in cemento armato
- C8.7.2.7 Modelli di capacità per la valutazione di edifici in acciaio

C8.7.3 EDIFICI MISTI

C8.7.4 CRITERI E TIPI D'INTERVENTO

C8.7.5 PROGETTO DELL'INTERVENTO

C9. COLLAUDO STATICO

C9.1 PRESCRIZIONI GENERALI

C 9.2 PROVE DI CARICO

C9.2.1 STRUTTURE PREFABBRICATE

C9.2.2 PONTI STRADALI

C9.2.3 PONTI FERROVIARI

C9.2.4 PONTI STRADALE E FERROVIARI CON ISOLAMENTO E/O DISSIPAZIONE

C10. REDAZIONE DEI PROGETTI STRUTTURALI ESECUTIVI E DELLE RELAZIONI DI CALCOLO

C10.1 CARATTERISTICHE GENERALI

C10.2 ANALISI E VERIFICHE SVOLTE CON L'AUSILIO DI CODICI DI CALCOLO

C11 MATERIALI E PRODOTTI PER USO STRUTTURALE

C11.1 GENERALITÀ

C11.2 CALCESTRUZZO

C.11.2.1 SPECIFICHE PER IL CALCESTRUZZO

C11.2.3 VALUTAZIONE PRELIMINARE DELLA RESISTENZA

C11.2.4 PRELIEVO DEI CAMPIONI

C11.2.5 CONTROLLO DI ACCETTAZIONE

C11.2.5.3 Prescrizioni comuni per entrambi i criteri di controllo

C11.2.6 CONTROLLO DELLA RESISTENZA DEL CALCESTRUZZO IN OPERA

C11.2.7 PROVE COMPLEMENTARI

C11.2.8 PRESCRIZIONI RELATIVE AL CALCESTRUZZO CONFEZIONATO CON PROCESSO INDUSTRIALIZZATO

C11.3 ACCIAIO

C11.3.1 PRESCRIZIONI COMUNI A TUTTE LE TIPOLOGIE DI ACCIAIO

C11.3.1.1 Controlli

C11.3.1.2 Controlli di produzione in stabilimento e procedure di qualificazione

C11.3.1.5 Forniture e documentazione di accompagnamento

C11.3.2 ACCIAIO PER CEMENTO ARMATO

C11.3.2.1 Acciaio per cemento armato B450C

C11.3.2.2 Acciaio per cemento armato B450A

C11.3.2.3 Accertamento delle proprietà meccaniche

C11.3.2.4 Caratteristiche dimensionali e di impiego

C11.3.2.5 Reti e tralicci elettrosaldati

C11.3.2.10 Procedure di controllo per acciai da cemento armato ordinario – barre e rotoli

C11.3.2.10.3 Controlli nei centri di trasformazione.

C11.3.2.10.4 Controlli di accettazione in cantiere

C11.3.2.10.5 Prove di aderenza

C11.3.4 ACCIAI PER STRUTTURE METALLICHE E PER STRUTTURE COMPOSTE

C11.3.4.6 Bulloni e chiodi

C11.3.4.11 Procedure di controllo su acciai da carpenteria

C11.3.4.11.2 Controlli nei centri di trasformazione

C11.3.4.11.2.1 Centri di produzione di lamiere grecate e profilati formati a freddo

C11.4 MATERIALI DIVERSI DALL'ACCIAIO UTILIZZATI CON FUNZIONE DI ARMATURA IN STRUTTURE DI CALCESTRUZZO ARMATO

C11.5 SISTEMI DI PRECOMPRESSIONE A CAVI POST-TESI E TIRANTI DI ANCORAGGIO

C11.5.1 SISTEMI DI PRECOMPRESSIONE A CAVI POST TESI

C11.5.2 TIRANTI DI ANCORAGGIO

C11.6 APPOGGI STRUTTURALI

C11.7 MATERIALI E PRODOTTI A BASE DI LEGNO

C.11.7.1 GENERALITÀ

C11.7.2 LEGNO MASSICCIO

C11.7.3 LEGNO STRUTTURALE CON GIUNTI A DITA

C11.7.4 LEGNO LAMELLARE INCOLLATO

C11.7.6 ALTRI PRODOTTI DERIVATI DAL LEGNO

C11.7.10 PROCEDURE DI QUALIFICAZIONE E ACCETTAZIONE

C11.8 COMPONENTI PREFABBRICATI IN C.A. E C.A.P.

C11.8.1 GENERALITÀ

C11.8.3 CONTROLLO DI PRODUZIONE

C11.9 DISPOSITIVI ANTISISMICI

C11.9.1 TIPOLOGIE DI DISPOSITIVI

C11.9.2 PROCEDURA DI QUALIFICAZIONE

C11.9.3 PROCEDURA DI ACCETTAZIONE

C11.9.4 DISPOSITIVI A COMPORTAMENTO LINEARE

C11.9.4.2 Prove di qualificazione sui dispositivi

C11.9.5 DISPOSITIVI A COMPORTAMENTO NON LINEARE

C11.9.5.1 Prove di accettazione sui materiali

C11.9.5.2 Prove di qualificazione sui dispositivi

C11.9.5.3 Prove di accettazione sui dispositivi

C11.9.6 DISPOSITIVI A COMPORTAMENTO VISCOSO

C11.9.6.2 Prove di qualificazione sui dispositivi

C11.9.7 ISOLATORI ELASTOMERICI

C11.9.7.1 Prove di accettazione sui materiali

C11.9.7.2 Prove di qualificazione sui dispositivi

C11.9.7.3 Prove di accettazione sui dispositivi

C11.10 MURATURA PORTANTE

C11.10.1 ELEMENTI PER MURATURA

C11.10.1.1 Prove di Accettazione

C11.10.1.1.1 Resistenza a compressione degli elementi resistenti artificiali o naturali

C11.10.3 DETERMINAZIONE DEI PARAMETRI MECCANICI DELLA MURATURA

C11.10.3.2 Resistenza caratteristica a taglio in assenza di tensioni normali

C11.10.3.2.1 Determinazione sperimentale della resistenza a taglio

C12. RIFERIMENTI TECNICI

CA - ALLEGATO A ALLE NORME TECNICHE PER LE COSTRUZIONI: PERICOLOSITÀ SISMICA

C7A (APPENDICE AL § C7)

C7A.10. (APPENDICE AL § C7.10) COSTRUZIONI CON ISOLAMENTO E/O DISSIPAZIONE

GLOSSARIO

C7A.10.1 SCOPO

C7A.10.2 REQUISITI GENERALI E CRITERI PER IL LORO SODDISFACIMENTO

C7A.10.3 CARATTERISTICHE E CRITERI DI ACCETTAZIONE DEI DISPOSITIVI

C7A.10.4 INDICAZIONI PROGETTUALI

C7A.10.4.1 Indicazioni riguardanti i dispositivi e il sistema dissipativo

C7A.10.4.2 Controllo di movimenti indesiderati

C7A.10.5 MODELLAZIONE E ANALISI STRUTTURALE

C7A.10.5.1 Proprietà del sistema di dissipazione di energia

C7A.10.5.2 Analisi

C7A.10.5.2.1 Analisi Lineari

C7A.10.5.2.2 Analisi non lineari

C7A.10.6 VERIFICHE

C7A.10.6.1 Verifiche agli stati limite di esercizio

C7A.10.6.2 Verifiche agli stati limite ultimi

C7A.10.7 ASPETTI COSTRUTTIVI, MANUTENZIONE, SOSTITUIBILITÀ

C7A.10.8 ACCORGIMENTI SPECIFICI IN FASE DI COLLAUDO

C8A (APPENDICE AL CAP. C8)

C8A.1 STIMA DEI LIVELLI DI CONOSCENZA E DEI FATTORI DI CONFIDENZA

C8A.1.A COSTRUZIONI IN MURATURA: DATI NECESSARI E IDENTIFICAZIONE DEL LIVELLO DI CONOSCENZA

C8A.1.A.1 Costruzioni in muratura: geometria

C8A.1.A.2 Costruzioni in muratura: dettagli costruttivi

C8A.1.A.3 Costruzioni in muratura: proprietà dei materiali

C8A.1.A.4 Costruzioni in muratura: livelli di conoscenza

C8A.1.B COSTRUZIONI IN CALCESTRUZZO ARMATO O IN ACCIAIO: DATI NECESSARI PER LA VALUTAZIONE

C8A.1.B.1 Costruzioni in calcestruzzo armato e in acciaio: generalità

C8A.1.B.2 Costruzioni in calcestruzzo armato o in acciaio: dati richiesti

C8A.1.B.3 Costruzioni in calcestruzzo armato o in acciaio: livelli di conoscenza

C8A.1.B.4 Costruzioni in calcestruzzo armato o in acciaio: fattori di confidenza

C8A.1.B.5 Indicazioni supplementari per edifici in calcestruzzo armato

C8A.1.B.6 Indicazioni supplementari per edifici in acciaio

C8A.2. TIPOLOGIE E RELATIVI PARAMETRI MECCANICI DELLE MURATURE

C8A.3. AGGREGATI EDILIZI

C8A.3.1 VERIFICA GLOBALE SEMPLIFICATA PER GLI EDIFICI IN AGGREGATI EDILIZI

C8A.4. ANALISI DEI MECCANISMI LOCALI DI COLLASSO IN EDIFICI ESISTENTI IN MURATURA

C8A.4.1 ANALISI CINEMATICA LINEARE

C8A.4.2 ANALISI CINEMATICA NON LINEARE

C8A.4.2.1 Relazione tra il moltiplicatore α e lo spostamento

C8A.4.2.2 Valutazione della curva di capacità (oscillatore equivalente)

C8A.4.2.3 Verifiche di sicurezza

C8A.5. CRITERI PER GLI INTERVENTI DI CONSOLIDAMENTO DI EDIFICI IN MURATURA

C8A.5.1 INTERVENTI VOLTI A RIDURRE LE CARENZE DEI COLLEGAMENTI

C8A.5.2 INTERVENTI SUGLI ARCHI E SULLE VOLTE

C8A.5.3 INTERVENTI VOLTI A RIDURRE L'ECESSIVA DEFORMABILITÀ DEI SOLAI

C8A.5.4 INTERVENTI IN COPERTURA

C8A.5.5 INTERVENTI CHE MODIFICANO LA DISTRIBUZIONE DEGLI ELEMENTI VERTICALI RESISTENTI

C8A.5.6 INTERVENTI VOLTI AD INCREMENTARE LA RESISTENZA NEI MASCHI MURARI

C8A.5.7 INTERVENTI SU PILASTRI E COLONNE

C8A.5.8 INTERVENTI VOLTI A RINFORZARE LE PARETI INTORNO ALLE APERTURE

C8A.5.9 INTERVENTI ALLE SCALE

C8A.5.10 INTERVENTI VOLTI AD ASSICURARE I COLLEGAMENTI DEGLI ELEMENTI NON STRUTTURALI

C8A.5.11 INTERVENTI IN FONDAZIONE

C8A.5.12 REALIZZAZIONE DI GIUNTI SISMICI

C8A.6. VALUTAZIONE DELLE ROTAZIONI DI COLLASSO DI ELEMENTI DI STRUTTURE IN CALCESTRUZZO ARMATO E ACCIAIO

C8A.6.1 ELEMENTI DI STRUTTURE IN CALCESTRUZZO ARMATO

C8A.6.2 ELEMENTI DI STRUTTURE IN ACCIAIO

C8A.7. MODELLI DI CAPACITÀ PER IL RINFORZO DI ELEMENTI IN CALCESTRUZZO ARMATO

C8A.7.1 INCAMICIATURA IN C.A.

C8A.7.2 INCAMICIATURA IN ACCIAIO

C8A.7.2.1 Aumento della resistenza a taglio

C8A.7.2.2 Azione di confinamento

C8A.7.2.3 Miglioramento della giunzioni per aderenza

C8A.7.3 PLACCATURA E FASCIATURA IN MATERIALI COMPOSITI

C8A.8. INDICAZIONI AGGIUNTIVE RELATIVE AI PONTI ESISTENTI

C8A.8.1 AZIONE SISMICA

C8A.8.2 CRITERI GENERALI

C8A.8.3 CLASSIFICAZIONE DEGLI INTERVENTI

C8A.8.4 LIVELLO DI CONOSCENZA E FATTORE DI CONFIDENZA

C8A.8.5 MODELLO STRUTTURALE

C8A.8.6 METODI DI ANALISI E CRITERI DI VERIFICA

C8A.8.6.1 Analisi lineare (statica o dinamica)

C8A.8.6.2 Analisi lineare statica

C8A.8.6.3 Analisi non lineare statica

C8A.8.6.4 Verifica dei meccanismi duttili

C8A.8.6.5 Verifica dei meccanismi fragili

C8A.8.7 FONDAZIONI E SPALLE

C8A.9. INDICAZIONI AGGIUNTIVE PER GLI ELEMENTI NON STRUTTURALI E GLI IMPIANTI SOGGETTI AD AZIONI SISMICHE

C8A.9.1 INDIVIDUAZIONE DEI COMPONENTI NON STRUTTURALI CHE RICHIEDONO UNA VALUTAZIONE SISMICA

C8A.9.2 CRITERI DI PROGETTAZIONE E AZIONI DI VERIFICA

C8A.9.3 RACCOMANDAZIONI AGGIUNTIVE PER LA LIMITAZIONE DEL RISCHIO DI FUORIUSCITE INCONTROLLATE DI GAS A CAUSA DEL SISMA



Consiglio Superiore dei Lavori Pubblici

Istruzioni per l'applicazione delle
“Norme tecniche per le costruzioni”
di cui al D.M. 14 gennaio 2008

INTRODUZIONE

Il Decreto Ministeriale 14 gennaio 2008, recante “Norme Tecniche per le Costruzioni” (nel seguito indicate con NTC) raccoglie in forma unitaria le norme che disciplinano la progettazione, l’esecuzione ed il collaudo delle costruzioni al fine di garantire, per stabiliti livelli sicurezza, la pubblica incolumità.

Il testo normativo, recependo le diverse osservazioni e suggerimenti di ordine tecnico pervenute dal mondo produttivo, scientifico e professionale, fornisce una serie di indicazioni inerenti le procedure di calcolo e di verifica delle strutture, nonché regole di progettazione ed esecuzione delle opere, in linea con i seguenti indirizzi:

- mantenimento del criterio prestazionale, per quanto consentito dall’esigenza di operatività della norma stessa;
- coerenza con gli indirizzi normativi a livello comunitario, sempre nel rispetto delle esigenze di sicurezza del Paese e, in particolare, coerenza di formato con gli Eurocodici, norme europee EN ormai ampiamente diffuse;
- approfondimento degli aspetti normativi connessi alla presenza delle azioni sismiche;
- approfondimento delle prescrizioni ed indicazioni relative ai rapporti delle opere con il terreno e, in generale, agli aspetti geotecnici;

Le NTC risultano, quindi, così articolate:

Premessa

1. Oggetto della norma
2. Sicurezza e prestazioni attese
3. Azioni sulle costruzioni
4. Costruzioni civili e industriali
5. Ponti
6. Progettazione geotecnica
7. Progettazione in presenza di azioni sismiche
8. Costruzioni esistenti
9. Collaudo statico

10. Norme per le redazioni dei progetti esecutivi e delle relazioni di calcolo
11. Materiali e prodotti per uso strutturale
12. Riferimenti tecnici

In particolare:

Il Capitolo 2 individua i principi fondamentali per la valutazione della sicurezza, definendo altresì gli **Stati Limite Ultimi (SLU)** e gli **Stati Limite di Esercizio (SLE)** per i quali devono essere effettuate le opportune verifiche sulle opere; introduce, inoltre, i concetti di Vita nominale di progetto, Classi d'uso e Vita di riferimento delle opere; classifica, infine, le possibili azioni agenti sulle costruzioni ed indica le diverse combinazioni delle stesse e le verifiche da eseguire.

Il Capitolo 3 codifica i modelli per la descrizione delle azioni agenti sulle strutture (pesi e carichi permanenti, sovraccarichi variabili, azione sismica, azioni del vento, azioni della neve, azioni della temperatura, azioni eccezionali).

Il Capitolo 4 tratta le diverse tipologie di costruzioni civili ed industriali in funzione del materiale utilizzato (calcestruzzo, acciaio, legno, muratura, altri materiali).

Il Capitolo 5 disciplina i criteri generali e le indicazioni tecniche per la progettazione e l'esecuzione dei ponti stradali e ferroviari. Per i ponti stradali, oltre alle principali caratteristiche geometriche, definisce le diverse possibili azioni agenti, con i diversi schemi di carico per quanto attiene le azioni variabili da traffico. Per i ponti ferroviari particolare attenzione è posta sui carichi ed i relativi effetti dinamici. Particolari e dettagliate prescrizioni sono, poi, fornite per le verifiche, sia agli **SLU** che agli **SLE**.

Il Capitolo 6 tratta il problema della progettazione geotecnica distinguendo, in particolare, il progetto e la realizzazione:

- delle opere di fondazione;
- delle opere di sostegno;
- delle opere in sotterraneo;
- delle opere e manufatti di materiali sciolti naturali;
- dei fronti di scavo;
- del miglioramento e rinforzo dei terreni e degli ammassi rocciosi;

- del consolidamento dei terreni interessanti opere esistenti, nonché la valutazione della sicurezza dei pendii e la fattibilità di opere che hanno riflessi su grandi aree.

Nell'articolazione del progetto vengono introdotte, distintamente, la modellazione geologica e la modellazione geotecnica del sito i cui metodi e risultati delle indagini devono essere esaurientemente esposti e commentati, rispettivamente, nella "relazione geologica" e nella "relazione geotecnica". Dopo le indicazioni relative alle verifiche agli stati limite, si fa un breve ma significativo cenno al metodo osservazionale ed al monitoraggio del complesso opera-terreno. E' introdotto, infine, un importante paragrafo sui tiranti di ancoraggio, con le relative verifiche, regole di realizzazione e prove di carico.

Il Capitolo 7 tratta la progettazione in presenza di azioni sismiche ed introduce un importante paragrafo riguardante esplicitamente i criteri generali di progettazione e modellazione delle strutture, per la evidente riconosciuta importanza che assume nella progettazione la corretta modellazione delle strutture, anche in relazione all'ormai inevitabile impiego dei programmi automatici di calcolo. Nel paragrafo inerente i metodi di analisi ed i criteri di verifica, viene opportunamente trattata, accanto a quella lineare, l'analisi non lineare. Sono, poi, fornite le disposizioni per il calcolo e le verifiche delle diverse tipologie di strutture (cemento armato, acciaio, miste acciaio-calcestruzzo, legno, muratura, ponti, opere e sistemi geotecnica).

Il Capitolo 8 affronta il delicato problema della costruzioni esistenti; dopo i criteri generali sulle diverse tipologie di edifici e le variabili che consentono di definirne lo stato di conservazione, introduce la distinzione fondamentale dei tre diversi tipi di intervento che possono essere effettuati su una costruzione esistente:

- *interventi di adeguamento*, atti a conseguire i livelli di sicurezza previsti dalle NTC;
- *interventi di miglioramento*, atti ad aumentare la sicurezza strutturale esistente pur senza necessariamente raggiungere i livelli richiesti dalle NTC;
- *riparazioni o interventi locali*, che interessino elementi isolati e che comunque comportino un miglioramento delle condizioni di sicurezza preesistenti.

Un ulteriore importante paragrafo riporta le disposizioni per la progettazione degli

interventi in presenza di azioni sismiche nelle diverse tipologie di edifici.

Il **Capitolo 9** riporta le prescrizioni generali relative al collaudo statico delle opere e le responsabilità del collaudatore. Indicazioni sono fornite sulle prove di carico, con particolare attenzione alle prove di carico su strutture prefabbricate e ponti.

Il **Capitolo 10** tratta le regole generali per la redazione dei progetti strutturali e delle relazioni di calcolo, ovvero della completezza della documentazione che caratterizza un buon progetto esecutivo. Qualora l'analisi strutturale e le relative verifiche siano condotte con l'ausilio di codici di calcolo automatico, un apposito paragrafo indica al progettista i controlli da effettuare sull'affidabilità dei codici utilizzati e l'attendibilità dei risultati ottenuti.

Il **Capitolo 11** completa i contenuti tecnici delle norme fornendo le regole di qualificazione, certificazione ed accettazione dei materiali e prodotti per uso strutturale, rese coerenti con le procedure consolidate del Servizio Tecnico Centrale e del Consiglio Superiore e le disposizioni comunitarie in materia.

Il **Capitolo 12**, infine, segnala a titolo indicativo, alcuni dei più diffusi documenti tecnici che possono essere utilizzati in mancanza di specifiche indicazioni, a integrazione delle norme in esame e per quanto con esse non in contrasto.

Nel seguito del presente documento sono illustrate le principali innovazioni delle NTC e fornite, laddove ritenute necessarie, specifiche istruzioni esplicative per la corretta applicazione delle norme medesime, al fine di facilitarne l'utilizzo da parte dei soggetti interessati a qualunque titolo (tecnici progettisti, direttori dei lavori e/o collaudatori, imprese, produttori, enti di controllo, ecc.).

Si ripercorrono, quindi, i paragrafi delle NTC che si è ritenuto di dover in qualche modo integrare seguendo, per maggior chiarezza espositiva e di lettura, la medesima numerazione delle NTC, ma con l'aggiunta della lettera C (Circolare). Qualora le indicazioni riportate non siano integrative delle NTC bensì additive ad esse, la numerazione loro attribuita prosegue quella utilizzata nel testo delle NTC, ma sempre con l'aggiunta della lettera C.

Alle formule, figure e tabelle riportate solo nel presente documento viene data una numerazione preceduta dalla lettera C, della quale sono prive se compaiono anche nelle NTC.

Per i riferimenti al testo delle NTC, il relativo numero di paragrafo è generalmente seguito dalle parole "delle NTC".

C2. SICUREZZA E PRESTAZIONI ATTESE

Nel Cap.2 delle NTC sono illustrati i principi fondamentali alla base delle disposizioni applicative trattate nei capitoli successivi.

L'impostazione scientifica e le modalità della trattazione sono state rese il più possibile coerenti con il formato degli Eurocodici, ai quali è possibile fare riferimento per gli eventuali approfondimenti necessari.

Le norme precisano che la sicurezza e le prestazioni di una struttura o di una parte di essa devono essere valutate in relazione all'insieme degli stati limite che verosimilmente si possono verificare durante la vita normale. Prescrivono inoltre che debba essere assicurata una robustezza nei confronti di azioni eccezionali.

C2.4.1 VITA NOMINALE

La Vita nominale (V_N) di una costruzione, così come definita al § 2.4.1 delle NTC, è la durata alla quale deve farsi espresso riferimento in sede progettuale, con riferimento alla durabilità delle costruzioni, nel dimensionare le strutture ed i particolari costruttivi, nella scelta dei materiali e delle eventuali applicazioni e delle misure protettive per garantire il mantenimento della resistenza e della funzionalità.

Nelle previsioni progettuali dunque, se le condizioni ambientali e d'uso sono rimaste nei limiti previsti, non prima della fine di detto periodo saranno necessari interventi di manutenzione straordinaria per ripristinare le capacità di durata della costruzione.

L'effettiva durata della costruzione non è valutabile in sede progettuale, venendo a dipendere da eventi futuri fuori dal controllo del progettista. Di fatto, la grande maggioranza delle costruzioni ha avuto ed ha, anche attraverso successivi interventi di ripristino manutentivo, una durata effettiva molto maggiore della vita nominale quantificata nelle NTC.

Con riferimento alla tabella 2.4.1 si evidenzia che, ai sensi e per gli effetti del Decreto del Capo Dipartimento della Protezione Civile n. 3685 del 21 ottobre 2003 il carattere strategico di un'opera o la sua rilevanza per le conseguenze di un eventuale collasso, sono definiti dalla classe d'uso.

C2.4.2 CLASSI D'USO

Per quanto riguarda le classi d'uso III e IV, definizioni più dettagliate sono contenute nel Decreto del Capo Dipartimento della Protezione Civile n. 3685 del 21 ottobre 2003 con il quale sono stati,

fra l'altro, definiti, per quanto di competenza statale, gli edifici di interesse strategico e le opere infrastrutturali la cui funzionalità durante gli eventi sismici assume rilievo fondamentale per le finalità di protezione civile (quindi compresi nella classe IV in quanto costruzioni con importanti funzioni pubbliche o strategiche, anche con riferimento alla gestione della protezione civile in caso di calamità); ancora il predetto decreto, sempre nell'ambito di competenza statale, ha definito gli edifici e le opere che possono assumere rilevanza in relazione alle conseguenze di un eventuale collasso (e, quindi, comprese nella classe III, in quanto costruzioni il cui uso preveda affollamenti significativi).

A titolo di esempio, in classe III ricadono scuole, teatri, musei, in quanto edifici soggetti ad affollamento e con la presenza contemporanea di comunità di dimensioni significative.

Per edifici il cui collasso può determinare danni significativi al patrimonio storico, artistico e culturale (quali ad esempio musei, biblioteche, chiese) vale quanto riportato nella "Direttiva del Presidente del Consiglio dei Ministri per la valutazione e riduzione del rischio sismico del patrimonio culturale con riferimento alle Norme tecniche per le costruzioni" del 12.10.2007 e ss.mm.ii.

C2.4.3 PERIODO DI RIFERIMENTO PER L'AZIONE SISMICA

Il periodo di riferimento V_R di una costruzione, valutato moltiplicando la vita nominale V_N (espressa in anni) per il coefficiente d'uso della costruzione C_U ($V_R = V_N \cdot C_U$), riveste notevole importanza in quanto, assumendo che la legge di ricorrenza dell'azione sismica sia un processo Poissoniano, è utilizzato per valutare, fissata la probabilità di superamento P_{V_R} corrispondente allo stato limite considerato (Tabella 3.2.1 della NTC), il periodo di ritorno T_R dell'azione sismica cui fare riferimento per la verifica.

Per assicurare alle costruzioni un livello di sicurezza antisismica minimo irrinunciabile le NTC impongono, se $V_R \leq 35$ anni, di assumere comunque $V_R = 35$ anni; gli intervalli di valori di V_R (espressi in anni) cui fare effettivo riferimento al variare di V_N e C_U sono riportati nella successiva Tabella C2.4.I¹.

¹ La tabella mostra i valori di V_R corrispondenti ai valori di V_N che individuano le frontiere tra i tre tipi di costruzione considerati (tipo 1, tipo 2, tipo 3); valori di V_N intermedi tra detti valori di frontiera (e dunque valori di V_R intermedi tra quelli mostrati in tabella) sono consentiti ed i corrispondenti valori dei parametri (a_g , F_o e T_C^*) necessari a definire l'azione sismica sono ricavati utilizzando le formule d'interpolazione fornite nell'Allegato A alle NTC.

In particolare la tabella mostra i valori di V_R corrispondenti ai valori di V_N che individuano le frontiere tra i tre tipi di costruzione considerati (tipo 1, tipo 2, tipo 3); valori di V_N intermedi tra detti valori di frontiera (e dunque valori di V_R intermedi tra quelli mostrati in tabella) sono consentiti ed i corrispondenti valori dei parametri (a_g , F_o e T_C^*) necessari a definire l'azione sismica sono ricavati utilizzando le formule d'interpolazione fornite nell'Allegato A alle NTC.

Tabella C2.4.I. - Intervalli di valori attribuiti a V_R al variare di V_N e C_U

VITA NOMINALE V_N	VALORI DI V_R			
	CLASSE D'USO			
	I	II	III	IV
≤ 10	35	35	35	35
≥ 50	≥ 35	≥ 50	≥ 75	≥ 100
≥ 100	≥ 70	≥ 100	≥ 150	≥ 200

Occorre infine ricordare che le verifiche sismiche di opere provvisorie o strutture in fase costruttiva possono omettersi quando le relative V_N previste in progetto siano inferiori a 2 anni.

C2.6.1 STATI LIMITE ULTIMI

Le NTC fanno riferimento a tre principali stati limite ultimi:

- Lo stato limite di equilibrio, EQU, considera la struttura, il terreno o l'insieme terreno-struttura come corpi rigidi. Questo stato limite è da prendersi a riferimento, ad esempio, per le verifiche del ribaltamento dei muri di sostegno.
- Lo stato limite di resistenza della struttura, STR, che riguarda anche gli elementi di fondazione e di sostegno del terreno, è da prendersi a riferimento per tutti i dimensionamenti strutturali. Nei casi in cui le azioni sulle strutture siano esercitate dal terreno, si deve far riferimento ai valori caratteristici dei parametri geotecnici.
- Lo stato limite di resistenza del terreno, GEO, deve essere preso a riferimento per il dimensionamento geotecnico delle opere di fondazione e di sostegno e, più in generale, delle strutture che interagiscono direttamente con il terreno, oltre che per le verifiche di stabilità globale dell'insieme terreno-struttura.

Nel Cap. 6 delle NTC (Progettazione geotecnica), sono anche considerati gli stati limite ultimi di tipo idraulico, che riguardano la perdita d'equilibrio della struttura o del terreno dovuta alla sottospinta dell'acqua (UPL) o l'erosione e il sifonamento del terreno dovuto ai gradienti idraulici

(HYD).

Come precisato nel § 2.6.1 delle NTC, nelle verifiche STR e GEO possono essere adottati, in alternativa, due diversi Approcci progettuali.

Nell'Approccio progettuale 1 si considerano due diverse combinazioni di gruppi di coefficienti di sicurezza parziali, riguardanti le azioni, la resistenza dei materiali e la resistenza complessiva del sistema. Nella Combinazione 1 si fa riferimento ai coefficienti parziali del gruppo A1 della Tabella 2.6.I delle NTC e ai coefficienti parziali dei materiali e delle resistenze di natura geotecnica indicati nel citato Cap. 6. Nella Combinazione 2 si fa riferimento ai coefficienti parziali del gruppo A2 della Tabella 2.6.I delle NTC e ai coefficienti parziali dei materiali e delle resistenze di natura geotecnica indicati nel citato Cap. 6 per tale Combinazione.

La Combinazione 1 è generalmente condizionante il dimensionamento strutturale, mentre la Combinazione 2 è generalmente condizionante il dimensionamento geotecnico.

Nell'Approccio progettuale 2 si considera un'unica combinazione di gruppi di coefficienti parziali e, per le azioni, si fa riferimento ai coefficienti del gruppo A1. Per i materiali e le resistenze di natura geotecnica, si deve fare riferimento ai coefficienti parziali indicati allo scopo nel Cap. 6.

Ai fini della verifica di dispositivi antisollevamento o dispositivi di sollevamento degli apparecchi d'appoggio nel caso di travi continue, si può considerare lo stato limite di equilibrio come corpo rigido EQU.

C2.7 VERIFICHE ALLE TENSIONI AMMISSIBILI

In generale le NTC impongono di adottare, per le verifiche, il metodo agli stati limite di cui al § 2.6; a tale imposizione sono ammesse alcune eccezioni finalizzate a consentire, nel caso di ridotta pericolosità sismica del sito e di costruzioni di minore importanza sia in termini di progettazione che in termini di destinazione d'uso, la tradizionale verifica alle tensioni ammissibili.

Fanno dunque eccezione all'imposizione citata le costruzioni di tipo 1 ($V_N \leq 10$ anni) e tipo 2 (50 anni $\leq V_N < 100$ anni) e Classe d'uso I e II, purché localizzate in siti ricadenti in Zona 4; per esse è ammesso il metodo di verifica alle tensioni ammissibili, da applicare utilizzando i riferimenti normativi riportati nelle NTC.

Per l'identificazione della zona sismica in cui ricade ciascun comune o porzione di esso, occorre fare riferimento alle disposizioni emanate ai sensi dell'art. 83, comma 3, del DPR 6.6.2001, n. 380.

C3. AZIONI SULLE COSTRUZIONI

C3.1 OPERE CIVILI ED INDUSTRIALI

C3.1.3 CARICHI PERMANENTI NON STRUTTURALI

La possibilità di rappresentare i carichi permanenti portati come uniformemente distribuiti, nei limiti dati ai capoversi 3° e 4° del § 3.1.3 delle NTC, si riferisce a tramezzi (o divisori) e impianti leggeri ed è correlata ai valori del coefficiente γ_{G2} dati nella Tabella 2.6.I delle NTC per le verifiche agli stati limite ultimi.

Per i divisori detta possibilità è limitata ai pesi espressamente previsti al § 3.1.3.1 delle NTC. Per le pareti di tamponamento esterne e per divisori di peso maggiore devono essere considerate le loro effettive distribuzioni, ricadendo nel caso previsto dalla nota ⁽¹⁾ della Tabella 2.6.I.

C3.1.4 CARICHI VARIABILI

Si evidenzia l'introduzione di una categoria specifica per i Centri commerciali, i Grandi magazzini, etc. (Cat. D2 della Tabella 3.1.II).

C3.2 AZIONE SISMICA

Il § 3.2, inerente la definizione dell'azione sismica, presenta molte e significative novità.

Vengono, infatti, utilizzate al meglio le possibilità offerte dalla definizione della pericolosità sismica italiana, recentemente prodotta e messa in rete dall'Istituto Nazionale di Geofisica e Vulcanologia (INGV).

L'azione sismica è ora valutata in condizioni di campo libero su sito di riferimento rigido a superficie orizzontale, riferendosi non ad una zona sismica territorialmente coincidente con più entità amministrative, ad un'unica forma spettrale e ad un periodo di ritorno prefissato ed uguale per tutte le costruzioni, come avveniva in precedenza, bensì sito per sito e costruzione per costruzione.

Tale approccio dovrebbe condurre in media, sull'intero territorio nazionale, ad una significativa ottimizzazione dei costi delle costruzioni antisismiche, a parità di sicurezza.

La pericolosità sismica di un sito è descritta dalla probabilità che, in un fissato lasso di tempo, in detto sito si verifichi un evento sismico di entità almeno pari ad un valore prefissato. Nelle NTC, tale lasso di tempo, espresso in anni, è denominato "periodo di riferimento" V_R e la probabilità è denominata "probabilità di eccedenza o di superamento nel periodo di riferimento" P_{V_R} .

Ai fini della determinazione delle azioni sismiche di progetto nei modi previsti dalle NTC, la pericolosità sismica del territorio nazionale è definita convenzionalmente facendo riferimento ad un sito rigido (di categoria **A**) con superficie topografica orizzontale (di categoria **T1**), in condizioni di campo libero, cioè in assenza di manufatti. Negli sviluppi successivi il sito di riferimento sarà dunque caratterizzato da sottosuolo di categoria **A** e superficie topografica di categoria **T1**.

Le caratteristiche del moto sismico atteso al sito di riferimento, per una fissata P_{V_R} , si ritengono individuate quando se ne conosca l'accelerazione massima ed il corrispondente spettro di risposta elastico in accelerazione.

La possibilità di descrivere il terremoto in forma di accelerogrammi è ammessa, a condizione che essi siano compatibili con le predette caratteristiche del moto sismico. In particolare, i caratteri del moto sismico su sito di riferimento rigido orizzontale sono descritti dalla distribuzione sul territorio nazionale delle seguenti grandezze, sulla base delle quali sono compiutamente definite le forme spettrali per la generica P_{V_R} :

a_g = accelerazione massima al sito;

F_o = valore massimo del fattore di amplificazione dello spettro in accelerazione orizzontale;

T_C^* = periodo di inizio del tratto a velocità costante dello spettro in accelerazione orizzontale.

Il valore di a_g è desunto direttamente dalla pericolosità di riferimento, attualmente fornita dallo INGV, mentre F_o e T_C^* sono calcolati in modo che gli spettri di risposta elastici in accelerazione, velocità e spostamento forniti dalle NTC approssimino al meglio i corrispondenti spettri di risposta elastici in accelerazione, velocità e spostamento derivanti dalla pericolosità di riferimento.

I valori di a_g , F_o e T_C^* sono riportati nell'Allegato B alle NTC; di essi si fornisce la rappresentazione in termini di andamento medio in funzione del periodo di ritorno T_R , per l'intero territorio nazionale. (v. Figure C3.2.1 a,b,c). Si riportano inoltre, in corrispondenza di ciascun valore di T_R , i relativi intervalli di confidenza al 95% valutati con riferimento ad una distribuzione log-normale, per fornire una misura della loro variabilità sul territorio (“variabilità spaziale”).

Nel caso di costruzioni di notevoli dimensioni, va considerata l'azione sismica più sfavorevole calcolata sull'intero sito ove sorge la costruzione e, ove fosse necessario, la variabilità spaziale del moto di cui al § 3.2.5.

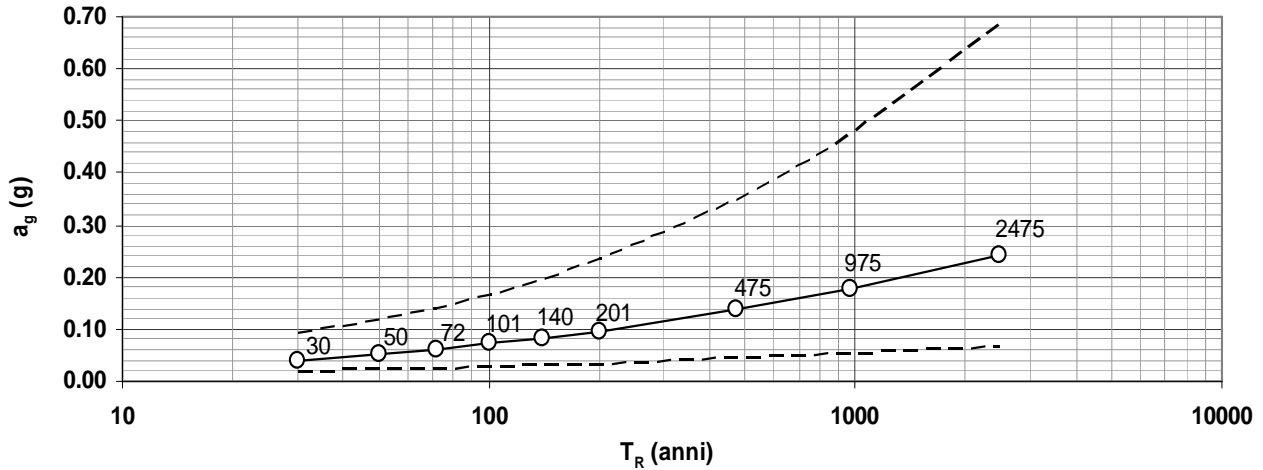


Figura C3.2.1a – Variabilità di a_g con T_R : andamento medio sul territorio nazionale ed intervallo di confidenza al 95%.

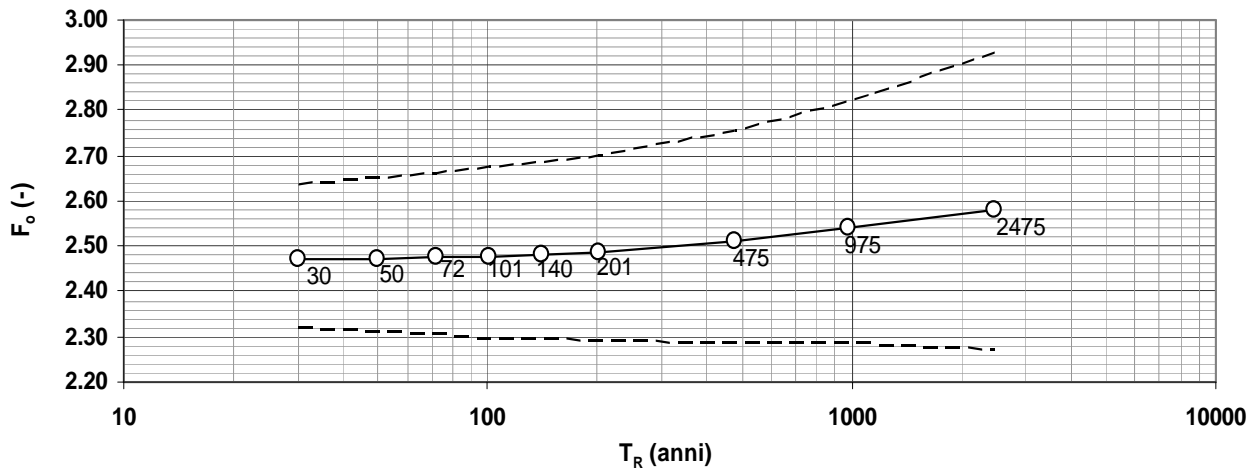


Figura C3.2.1b – Variabilità di F_o con T_R : andamento medio sul territorio nazionale ed intervallo di confidenza al 95%.

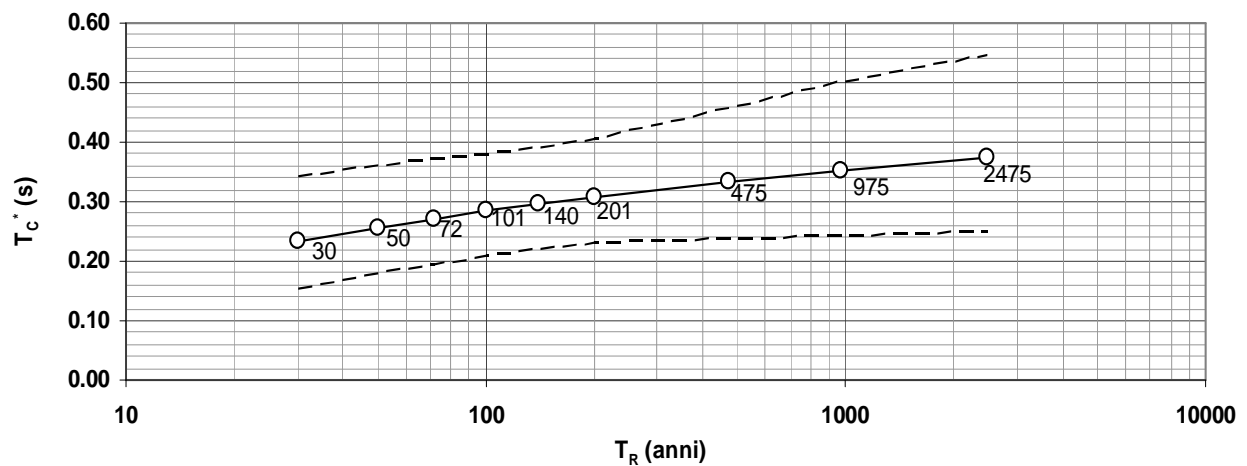


Figura C3.2.1c – Variabilità di T_c^* con T_R : andamento medio sul territorio nazionale ed intervallo di confidenza al 95%.

C3.2.1 STATI LIMITE E RELATIVE PROBABILITÀ DI SUPERAMENTO

In un quadro operativo finalizzato a sfruttare al meglio la puntuale definizione della pericolosità di cui si dispone, si è ritenuto utile consentire, quando opportuno, il riferimento a 4 stati limite per l'azione sismica.

Si sono dunque portati a due gli **Stati Limite di Esercizio (SLE)**, facendo precedere lo **Stato Limite di Danno (SLD)** - ridefinito come stato limite da rispettare per garantire inagibilità solo temporanee nelle condizioni postsismiche - dallo **Stato Limite di immediata Operatività (SLO)**, particolarmente utile come riferimento progettuale per le opere che debbono restare operative durante e subito dopo il terremoto (ospedali, caserme, centri della protezione civile, etc.), in tal modo articolando meglio le prestazioni della struttura in termini di esercizio.

In modo analogo, si sono portati a due gli **Stati Limite Ultimi (SLU)** facendo seguire allo **Stato Limite di salvaguardia della Vita (SLV)**, individuato definendo puntualmente lo stato limite ultimo lo **Stato Limite di prevenzione del Collasso (SLC)**, particolarmente utile come riferimento progettuale per alcune tipologie strutturali (strutture con isolamento e dissipazione di energia) e, più in generale, nel quadro complessivo della progettazione antisismica.

I quattro stati limite così definiti, consentono di individuare quattro situazioni diverse che, al crescere progressivo dell'azione sismica, ed al conseguente progressivo superamento dei quattro stati limite ordinati per azione sismica crescente (**SLO, SLD, SLV, SLC**), fanno corrispondere una progressiva crescita del danneggiamento all'insieme di struttura, elementi non strutturali ed impianti, per individuare così univocamente ed in modo quasi "continuo" le caratteristiche prestazionali richieste alla generica costruzione.

Ai quattro stati limite sono stati attribuiti (v. Tabella 3.2.I delle NTC) valori della probabilità di superamento P_{V_R} pari rispettivamente a 81%, 63%, 10% e 5%, valori che restano immutati quale che sia la classe d'uso della costruzione considerata; tali probabilità, valutate nel periodo di riferimento V_R proprio della costruzione considerata, consentono di individuare, per ciascuno stato limite, l'azione sismica di progetto corrispondente.

Viene preliminarmente valutato il periodo di riferimento V_R della costruzione (espresso in anni), ottenuto come prodotto tra la vita nominale V_N fissata all'atto della progettazione ed il coefficiente d'uso C_U che compete alla classe d'uso nella quale la costruzione ricade (v. § 2.4 delle NTC). Si ricava poi, per ciascuno stato limite e relativa probabilità di eccedenza P_{V_R} nel periodo di riferimento V_R , il periodo di ritorno T_R del sisma. Si utilizza a tal fine la relazione:

$$T_R = -V_R / \ln(1 - P_{V_R}) = -C_U \cdot V_N / \ln(1 - P_{V_R}) \quad (C.3.2.1)$$

ottenendo, per i vari stati limite, le espressioni di T_R in funzione di V_R riportate nella tabella C.3.2.I.

Tabella C.3.2.I.- Valori di T_R espressi in funzione di V_R

Stati Limite		Valori in anni del periodo di ritorno T_R al variare del periodo di riferimento V_R
Stati Limite di Esercizio (SLE)	SLO	⁽²⁾ $30 \text{ anni} \leq T_R = 0,60 \cdot V_R$
	SLD	$T_R = V_R$
Stati Limite Ultimi (SLU)	SLV	$T_R = 9,50 \cdot V_R$
	SLC	$T_R = 19,50 \cdot V_R \leq 2475 \text{ anni} \text{ } ^{(1)}$

Alla base dei risultati così ottenuti è la strategia progettuale che impone, al variare del periodo di riferimento V_R , la costanza della probabilità di superamento P_{V_R} che compete a ciascuno degli stati limite considerati (**strategia progettuale di norma**).

È immediato constatare (v. formula C.3.2.1) che, imponendo $P_{V_R} = \text{costante}$ al variare di C_U , si ottiene $\left[T_R = -C_U \cdot V_N / \ln(1 - P_{V_R}) = -C_U \cdot V_N / \text{costante} \right]$ e dunque, a parità di V_N , T_R varia dello stesso fattore C_U per cui viene moltiplicata V_N per avere V_R . Fissata la vita nominale V_N della costruzione e valutato il periodo di ritorno $T_{R,1}$ corrispondente a $C_U = 1$, si ricava il T_R corrispondente al generico C_U dal prodotto $C_U \cdot T_{R,1}$. Al variare di C_U , T_R e V_R variano con legge uguale.

Strategie progettuali alternative a quella ora illustrata, sono ipotizzabili ⁽³⁾.

Al riguardo le NTC, alla fine del 3.2.1, recitano “*Qualora la protezione nei confronti degli stati limite di esercizio sia di prioritaria importanza, i valori di P_{V_R} forniti in tabella devono essere ridotti in funzione del grado di protezione che si vuole raggiungere.*”

E' evidente che riduzione delle probabilità di superamento attribuite ai vari stati limite non può essere arbitraria ma deve allinearsi a precisi concetti di teoria della sicurezza; in particolare, i livelli di protezione che si debbono eventualmente accrescere sono solo quelli nei confronti degli Stati Limite di Esercizio, mentre i livelli di protezione nei confronti degli Stati Limite Ultimi (più direttamente legati alla sicurezza) possono restare sostanzialmente immutati perché già ritenuti sufficienti dalla normativa.

Per rispettare le limitazioni testé citate, al variare della classe d'uso e del coefficiente C_U , si può

²⁾ I limiti inferiore e superiore di T_R fissati dall'appendice A delle NTC sono dovuti all'intervallo di riferimento della pericolosità sismica oggi disponibile; per opere speciali possono considerarsi azioni sismiche riferite a T_R più elevati.

³⁾ Si veda al riguardo EN-1998-1, § 2.1, punto 4

utilizzare C_U non per aumentare V_N , portandola a V_R , ma per ridurre P_{V_R} .

In tal caso si ha $T_R = -V_N / \ln(1 - P_{V_R} / C_U)$; detto $T_{R,a}$ il periodo di ritorno ottenuto con la strategia progettuale di norma e $T_{R,b}$ il periodo di ritorno ottenuto con la strategia progettuale appena illustrata, il rapporto R tra i due periodi di ritorno varrebbe:

$$R = \frac{T_{R,b}}{T_{R,a}} = \frac{-V_N / \ln(1 - P_{V_R} / C_U)}{-C_U \cdot V_N / \ln(1 - P_{V_R})} = \frac{\ln(1 - P_{V_R})}{C_U \cdot \ln(1 - P_{V_R} / C_U)} \quad (C.3.2.2)$$

ed avrebbe, al variare di C_U e P_{V_R} , gli andamenti riportati nel grafico successivo.

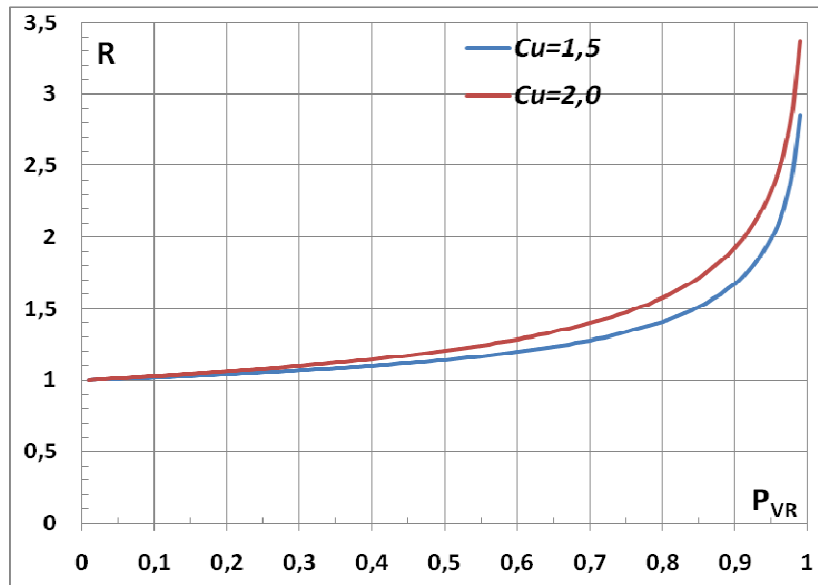


Figura C3.2.2 – Variazione di R con C_U e P_{V_R} .

Constatato che, con la strategia ipotizzata, si rispettano le condizioni preliminarmente indicate come irrinunciabili (sostanziale costanza di T_R , dunque protezione sostanzialmente immutata, per i valori di P_{V_R} relativi agli SLU, ossia per $P_{V_R} \leq 10\%$, e significativa crescita di T_R , dunque protezione significativamente incrementata, per i valori di P_{V_R} relativi agli SLE, ossia per $P_{V_R} \geq 60\%$) si può poi passare a valutare come applicare la indicazione di norma, ossia come modificare le P_{V_R} .

Per trovare come modificare, al variare di C_U , i valori di P_{V_R} nel periodo di riferimento V_R per ottenere gli stessi valori di T_R suggeriti dalla strategia ipotizzata, basta imporre $R=1$ nella formula C.3.2.2 ed indicare con $P_{V_R}^*$ i nuovi valori di P_{V_R} , così ottenendo:

$$R=1 = \frac{\ln(1 - P_{V_R}^*)}{C_U \cdot \ln(1 - P_{V_R} / C_U)} \Rightarrow \ln(1 - P_{V_R}^*) = C_U \cdot \ln(1 - P_{V_R} / C_U) \Rightarrow P_{V_R}^* = 1 - (1 - P_{V_R} / C_U)^{C_U} \quad (C.3.2.3)$$

È così possibile ricavare, al variare di C_U , i valori di $P_{V_R}^*$ a partire dai valori di P_{V_R} ; tali valori sono riportati, insieme ai valori di T_R corrispondenti, nella tabella C.3.2.II. Adottando la strategia ipotizzata, al crescere di C_U i valori dei $P_{V_R}^*$ corrispondenti agli **Stati Limite di Esercizio (SLE)** si riducono sensibilmente ed i corrispondenti T_R crescono, mentre i valori dei $P_{V_R}^*$ corrispondenti agli **Stati Limite Ultimi (SLU)** ed i corrispondenti T_R , sostanzialmente non variano.

Tabella C.3.2.II.- Valori di $P_{V_R}^*$ e T_R al variare di C_U

Stati Limite		Valori di $P_{V_R}^*$			Valori di T_R corrispondenti		
		$C_U=1,0$	$C_U=1,5$	$C_U=2,0$	$C_U=1,0$	$C_U=1,5$	$C_U=2,0$
SLE	SLO	81,00%	68,80%	64,60%	$0,60 \cdot V_R$	$0,86 \cdot V_R$	$0,96 \cdot V_R$
	SLD	63,00%	55,83%	53,08%	V_R	$1,22 \cdot V_R$	$1,32 \cdot V_R$
SLU	SLV	10,00%	9,83%	9,75%	$9,50 \cdot V_R$	$9,66 \cdot V_R$	$9,75 \cdot V_R$
	SLC	5,00%	4,96%	4,94%	$19,50 \cdot V_R$	$19,66 \cdot V_R$	$19,75 \cdot V_R$

Se dunque la protezione nei confronti degli **SLE** è di prioritaria importanza, si possono sostituire i valori di P_{V_R} con quelli di $P_{V_R}^*$, così conseguendo una miglior protezione nei confronti degli **SLE**. La strategia progettuale testé ipotizzata, peraltro, conduce ad un'opera decisamente più costosa e dunque è lecito adottarla unicamente nei casi in cui gli **SLE** siano effettivamente di prioritaria importanza.

Ottenuti i valori di T_R corrispondenti ai quattro stati limite considerati (utilizzando, a seconda dei casi, la **strategia progettuale a o b**) si possono infine ricavare, al variare del sito nel quale la costruzione sorge ed utilizzando i dati riportati negli Allegati A e B alle NTC, l'accelerazione del suolo a_g e le forme dello spettro di risposta di progetto per ciascun sito, costruzione, situazione d'uso, stato limite.

C3.2.2 CATEGORIE DI SOTTOSUOLO E CONDIZIONI TOPOGRAFICHE

Le condizioni del sito di riferimento rigido in generale non corrispondono a quelle effettive. È necessario, pertanto, tenere conto delle condizioni stratigrafiche del volume di terreno interessato dall'opera ed anche delle condizioni topografiche, poiché entrambi questi fattori concorrono a modificare l'azione sismica in superficie rispetto a quella attesa su un sito rigido con superficie orizzontale. Tali modifiche, in ampiezza, durata e contenuto in frequenza, sono il risultato della risposta sismica locale.

Si denomina “risposta sismica locale” l’azione sismica quale emerge in “superficie” a seguito delle modifiche in ampiezza, durata e contenuto in frequenza subite trasmettendosi dal substrato rigido. Per individuare in modo univoco la risposta sismica si assume come “superficie” il “piano di riferimento” quale definito, per le diverse tipologie strutturali, al § 3.2.2 delle NTC.

Le modifiche sopra citate corrispondono a:

- *effetti stratigrafici*, legati alla successione stratigrafica, alle proprietà meccaniche dei terreni, alla geometria del contatto tra il substrato rigido e i terreni sovrastanti ed alla geometria dei contatti tra gli strati di terreno;
- *effetti topografici*, legati alla configurazione topografica del piano campagna. La modifica delle caratteristiche del moto sismico per effetto della geometria superficiale del terreno va attribuita alla focalizzazione delle onde sismiche in prossimità della cresta dei rilievi a seguito dei fenomeni di riflessione delle onde sismiche ed all’interazione tra il campo d’onda incidente e quello diffratto. I fenomeni di amplificazione cresta-base aumentano in proporzione al rapporto tra l’altezza del rilievo e la sua larghezza.

Gli effetti della risposta sismica locale possono essere valutati con metodi semplificati oppure eseguendo specifiche analisi. I metodi semplificati possono essere adoperati solo se l’azione sismica in superficie è descritta dall’accelerazione massima o dallo spettro elastico di risposta; non possono cioè essere adoperati se l’azione sismica in superficie è descritta mediante accelerogrammi.

Nei metodi semplificati è possibile valutare gli effetti stratigrafici e topografici. In tali metodi si attribuisce il sito ad una delle categorie di sottosuolo definite nella Tabella 3.2.II delle NTC (A, B, C, D, E) e ad una delle categorie topografiche definite nella Tabella 3.2.IV delle NTC (T1, T2, T3, T4). In questo caso, la valutazione della risposta sismica locale consiste nella modifica dello spettro di risposta in accelerazione del moto sismico di riferimento, relativo all’affioramento della formazione rocciosa (categoria di sottosuolo A) su superficie orizzontale (categoria topografica T1).

Per l’identificazione della categoria di sottosuolo è fortemente raccomandata la misura della velocità di propagazione delle onde di taglio V_s . In particolare, fatta salva la necessità di estendere le indagini geotecniche nel volume significativo di terreno interagente con l’opera, la classificazione si effettua in base ai valori della velocità equivalente $V_{s,30}$, definita mediante l’equazione 3.2.1) delle NTC. La velocità equivalente è ottenuta imponendo l’equivalenza tra i tempi di arrivo delle onde di taglio in un terreno omogeneo equivalente, di spessore pari a 30 m, e nel terreno stratificato in esame, di spessore complessivo ancora pari a 30 m. Essa assume quindi valori differenti da quelli ottenuti dalla media delle velocità dei singoli strati pesata sui relativi spessori, soprattutto in presenza di strati molto deformabili di limitato spessore. Lo scopo della

definizione adottata è quello di privilegiare il contributo degli strati più deformabili.

In mancanza di misure di V_s , l'identificazione della categoria di sottosuolo può essere effettuata sulla base dei valori di altre grandezze geotecniche, quali il numero dei colpi della prova penetrometrica dinamica (N_{SPT}) per depositi di terreni prevalentemente a grana grossa e la resistenza non drenata (c_u) per depositi di terreni prevalentemente a grana fine.

Le equazioni 3.2.2 e 3.2.3 delle NTC possono ad esempio essere utilizzate per la classificazione di un sito sulla base del numero di colpi misurati in prove penetrometriche dinamiche in terreni a grana grossa nei primi 30 m di profondità, $N_{SPT,30}$, e dei valori della resistenza non drenata di terreni a grana fine nei primi 30 m di profondità, $c_{u,30}$. Le espressioni utilizzate per la determinazione di $N_{SPT,30}$ e $c_{u,30}$ sono simili nella forma a quella utilizzata per la velocità equivalente $V_{s,30}$.

Come specificato nel § 7.11.3 delle NTC, per categorie speciali di sottosuolo (Tabella 3.2.III delle NTC), per determinati sistemi geotecnici o se si intende aumentare il grado di accuratezza nella previsione dei fenomeni di amplificazione, le azioni sismiche da considerare nella progettazione possono essere determinate mediante specifiche analisi di risposta sismica locale, meglio descritte nel § C.7.11.3.1 della presente Circolare. Queste analisi presuppongono un'adeguata conoscenza delle proprietà meccaniche dei terreni in condizioni cicliche, determinate mediante specifiche indagini e prove geotecniche.

C3.2.3 VALUTAZIONE DELL'AZIONE SISMICA

Il moto sismico di ciascun punto del suolo al di sotto della costruzione può essere decomposto in componenti secondo tre direzioni ortogonali; per ciascuna componente dell'azione sismica può essere fornita una rappresentazione puntuale mediante la sola accelerazione massima attesa, mediante l'intero spettro di risposta o mediante storie temporali dell'accelerazione (accelerogrammi). Qualora la costruzione sia di dimensioni limitate o le sue fondazioni siano sufficientemente rigide e resistenti, si può assumere che il moto sia lo stesso per tutti i punti al di sotto della costruzione. Altrimenti si deve tener conto della variabilità spaziale del moto, nei modi definiti nel § 7.3.2.5.

La rappresentazione di riferimento per le componenti dell'azione sismica è lo spettro di risposta elastico in accelerazione per uno smorzamento convenzionale del 5%. Esso fornisce la risposta massima in accelerazione del generico sistema dinamico elementare con periodo di oscillazione $T \leq 4$ s ed è espresso come il prodotto di una forma spettrale per l'accelerazione massima del terreno.

La forma spettrale per le componenti orizzontali è definita mediante le stesse espressioni fornite dall'EN1998 nelle quali, tuttavia, non si è assunto un singolo valore per l'amplificazione massima

ma si è fornita tale grandezza, F_o , in funzione della pericolosità del sito insieme alle grandezze a_g , T_C e, conseguentemente, T_B , T_D . Per la componente verticale, invece, le uniche grandezze fornite in funzione della pericolosità del sito sono l'accelerazione massima, posta pari alla massima accelerazione orizzontale del suolo a_g , e l'amplificazione massima F_v , espressa come funzione di a_g . La categoria di sottosuolo e le condizioni topografiche incidono sullo spettro elastico di risposta. Specificamente, l'accelerazione spettrale massima dipende dal coefficiente $S = S_S \cdot S_T$ che comprende gli effetti delle amplificazioni stratigrafica (S_S) e topografica (S_T). Per le componenti orizzontali dell'azione sismica, il periodo T_C di inizio del tratto a velocità costante dello spettro, è funzione invece del coefficiente C_C , dipendente anch'esso dalla categoria di sottosuolo.

Il coefficiente di amplificazione topografica S_T è definito in funzione delle condizioni topografiche riportate nella Tabella 3.2.IV ed assume i valori riassunti nella Tabella 3.2.VI delle NTC.

Per le componenti orizzontali dell'azione sismica il coefficiente S_S è definito nella Tabella 3.2.V delle NTC. Esso è il rapporto tra il valore dell'accelerazione massima attesa in superficie e quello su sottosuolo di categoria A ed è definito in funzione della categoria di sottosuolo e del livello di pericolosità sismica del sito (descritto dal prodotto $F_o \cdot a_g$).

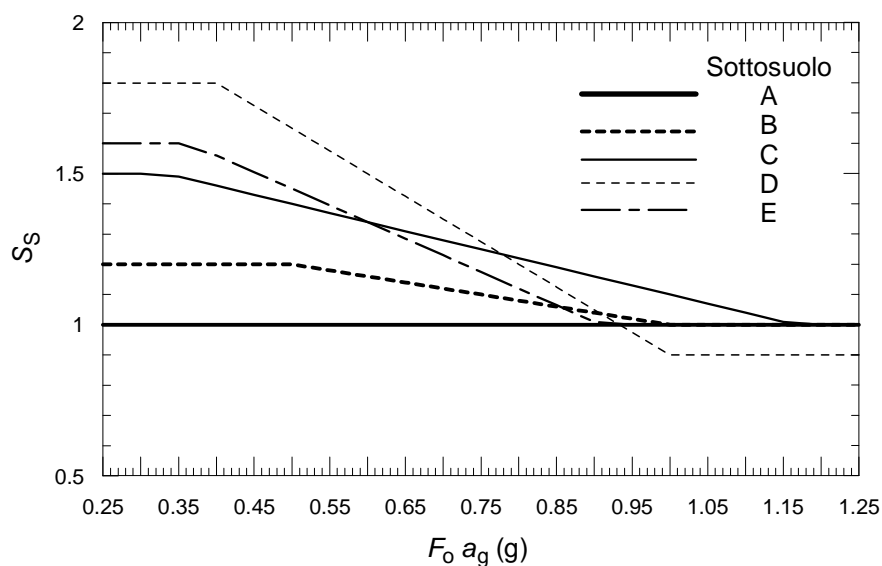


Figura C3.2.3. Andamento del coefficiente S_S per le componenti orizzontali dell'azione sismica

Nella figura C.3.2.3 è mostrata, per le cinque categorie di sottosuolo, la variazione di S_S in funzione del prodotto $F_o \cdot a_g$.

A parità di categoria di sottosuolo, l'andamento di S_S con $F_o \cdot a_g$ è caratterizzato da due tratti orizzontali, rispettivamente per bassi ed elevati valori di pericolosità sismica; tali tratti sono raccordati da un segmento di retta che descrive il decremento lineare di S_S con $F_o \cdot a_g$.

In genere, a parità di pericolosità del sito ($F_o \cdot a_g$), i valori di S_S si incrementano al decrescere della

rigidezza del sottosuolo, passando dal sottosuolo di categoria A al sottosuolo di categoria E. In particolare, per $F_o \cdot a_g < 0.78g$, il sottosuolo di categoria D mostra amplificazioni maggiori delle altre categorie di sottosuolo, mentre, per $0.78g \leq F_o \cdot a_g < 1.17g$ i fenomeni di amplificazione sono più marcati per il sottosuolo di categoria C.

Per elevati livelli di pericolosità sismica del sito, caratterizzati da valori del prodotto $F_o \cdot a_g > 0.93g$, le accelerazioni massime su sottosuolo di categoria D sono inferiori a quelle su sottosuolo di categoria A. Si verifica cioè una deamplificazione del moto in termini di accelerazione massima.

Per la componente verticale dell'azione sismica, in assenza di studi specifici, si assume $S_S=1$.

Il coefficiente C_C è definito nella Tabella 3.2.V delle NTC in funzione della categoria di sottosuolo e del valore di T_C riferito a sottosuolo di categoria A, T_C^* . Nella Figura C.3.2.4, la variazione di C_C è mostrata, per le cinque categorie di sottosuolo, in funzione di T_C^* .

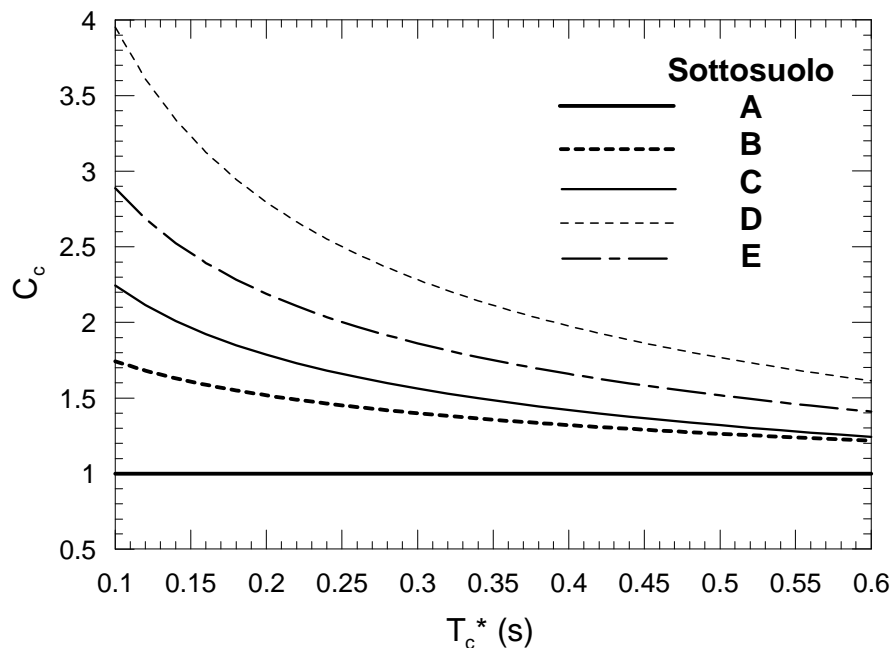


Figura C3.2.4. Andamento del coefficiente C_C

A parità della categoria di sottosuolo, il coefficiente C_C decresce al crescere di T_C^* e, conseguentemente, l'effetto di amplificazione massima si sposta verso periodi più brevi e si riduce l'estensione del tratto orizzontale caratterizzato da ordinata spettrale massima. In genere, a parità di T_C^* , i valori di C_C si incrementano al decrescere della rigidezza del sottosuolo, ovvero passando dal sottosuolo di categoria A al sottosuolo di categoria E. Il sottosuolo di categoria D presenta, nell'intervallo di valori di interesse, valori di T_C maggiori di quelli relativi alle altre categorie di sottosuolo.

C 3.2.3.2.1 Spettro di risposta elastico in accelerazione delle componenti orizzontali

Il fattore η tiene conto delle capacità dissipative delle costruzioni alterando lo spettro di risposta assunto a riferimento, per il quale $\eta=1$, definito come lo spettro elastico con smorzamento viscoso convenzionale $\xi = 5\%$. La relazione (3.2.6) può essere utilizzata per costruzioni che non subiscono significativi danneggiamenti e può essere utilizzata nel campo di smorzamenti convenzionali compresi tra i valori $\xi = 5\%$ e $\xi = 28\%$. Al di fuori di questo campo, la scelta del valore del fattore η deve essere adeguatamente giustificata.

Nel caso di significativi danneggiamenti, generalmente associati ad azioni riferite agli Stati Limite Ultimi, il fattore η può essere calcolato in funzione del fattore di struttura q previsto per lo Stato Limite considerato secondo quanto definito al §3.2.3.5 delle NTC.

C3.2.3.2.2 Spettro di risposta elastico in accelerazione della componente verticale

Si segnala un refuso presente nel testo delle NTC e precisamente nella prima delle espressioni 3.2.10, quella che definisce la forma spettrale per $0 \leq T < T_B$.

In tale formula occorre sostituire con F_o lo F_v presente a denominatore nella espressione tra parentesi quadre, ottenendo:

$$0 \leq T < T_B \quad S_{ve}(T) = a_g \cdot S \cdot \eta \cdot F_v \cdot \left[\frac{T}{T_B} + \frac{1}{\eta \cdot F_o} \left(1 - \frac{T}{T_B} \right) \right]$$

C3.2.3.6 Impiego di accelerogrammi

Le NTC discutono l'analisi dinamica non lineare delle strutture al punto § 7.3.4.2, riferendosi al § 3.2.3.6 per ciò che riguarda la scelta dei segnali accelerometrici. E' ivi consentito l'impiego di accelerogrammi artificiali, simulati e provenienti da registrazioni di eventi sismici reali (comunemente detti anche naturali). E' specificato come e gli accelerogrammi artificiali debbano rispettare vincoli di compatibilità media con lo spettro elastico di riferimento, mentre per quanto riguarda quelli simulati e naturali è prudentemente indicato che si qualifichi la scelta in base alle effettive caratteristiche della sorgente, della propagazione e/o dell'evento dominante. Tuttavia, non sono sempre disponibili informazioni dettagliate sui meccanismi di sorgente nonché sulla magnitudo e la distanza determinanti lo spettro di sito nell'intervallo di periodi di interesse per la struttura in esame. E' quindi possibile, in alternativa, utilizzare le condizioni di compatibilità spettrale media definite per i segnali artificiali anche per quelli naturali, avendo cura in ogni caso di

rispettare le condizioni geologiche di sito e di scegliere accelerogrammi il cui spettro è, per quanto possibile, generalmente simile a quello di riferimento. Se ciò richiede che gli accelerogrammi siano scalati linearmente in ampiezza è opportuno limitare il fattore di scala nel caso di segnali provenienti da eventi di piccola magnitudo.

C3.3 AZIONI DEL VENTO

C3.3.2 VELOCITÀ DI RIFERIMENTO

In mancanza di indagini statistiche adeguate, la velocità di riferimento del vento $v_b(T_R)$ riferita ad un generico periodo di ritorno T_R può essere valutata, nel campo compreso tra 10 e 500 anni, con l'espressione

$$v_b(T_R) = \alpha_R v_b \quad (C3.3.1)$$

dove:

v_b è la velocità di riferimento del vento associata a un periodo di ritorno di 50 anni;

α_R è un coefficiente fornito dalla figura C3.3.1, alla quale corrisponde l'espressione:

$$\alpha_R = 0.75 \sqrt{1 - 0.2 \cdot \ln \left[-\ln \left(1 - \frac{1}{T_R} \right) \right]} \quad (C3.3.2)$$

dove T_R è espresso in anni. Per valori più elevati di T_R si ricorrerà ad indagini specifiche o a documentazione di comprovata affidabilità.

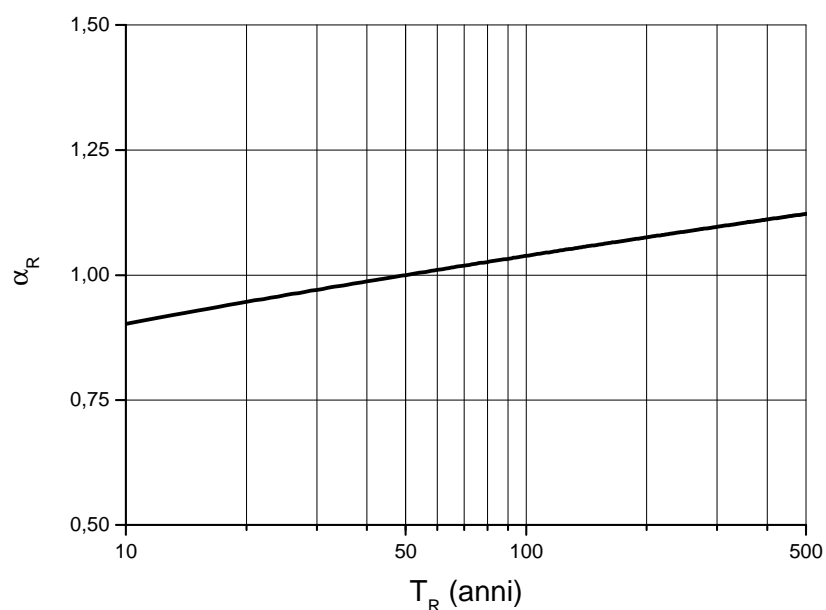


Figura C3.3.1 – Valori del coefficiente α_R in funzione del periodo di ritorno T_R

C3.3.10 COEFFICIENTE DI FORMA (O AERODINAMICO)

In assenza di valutazioni più precise, suffragate da opportuna documentazione o prove sperimentali in galleria del vento, per il coefficiente di forma si assumono i valori riportati ai punti seguenti, con l'avvertenza che si intendono positive le pressioni dirette verso l'interno delle costruzioni.

C3.3.10.1 Edifici a pianta rettangolare con coperture piane, a falde, inclinate, curve

Per la valutazione della pressione esterna si assumerà (vedere figura C3.3.2 ed esprimere α in gradi):

- per elementi sopravento (cioè direttamente investiti dal vento), con inclinazione sull'orizzontale $\alpha \geq 60^\circ$, $c_{pe} = +0,8$
- per elementi sopravento, con inclinazione sull'orizzontale $20^\circ < \alpha < 60^\circ$, $c_{pe} = +0,03\alpha - 1$
- per elementi sopravento, con inclinazione sull'orizzontale $0^\circ \leq \alpha \leq 20^\circ$ e per elementi sottovento (intendendo come tali quelli non direttamente investiti dal vento o quelli investiti da vento radente) $c_{pe} = -0,4$

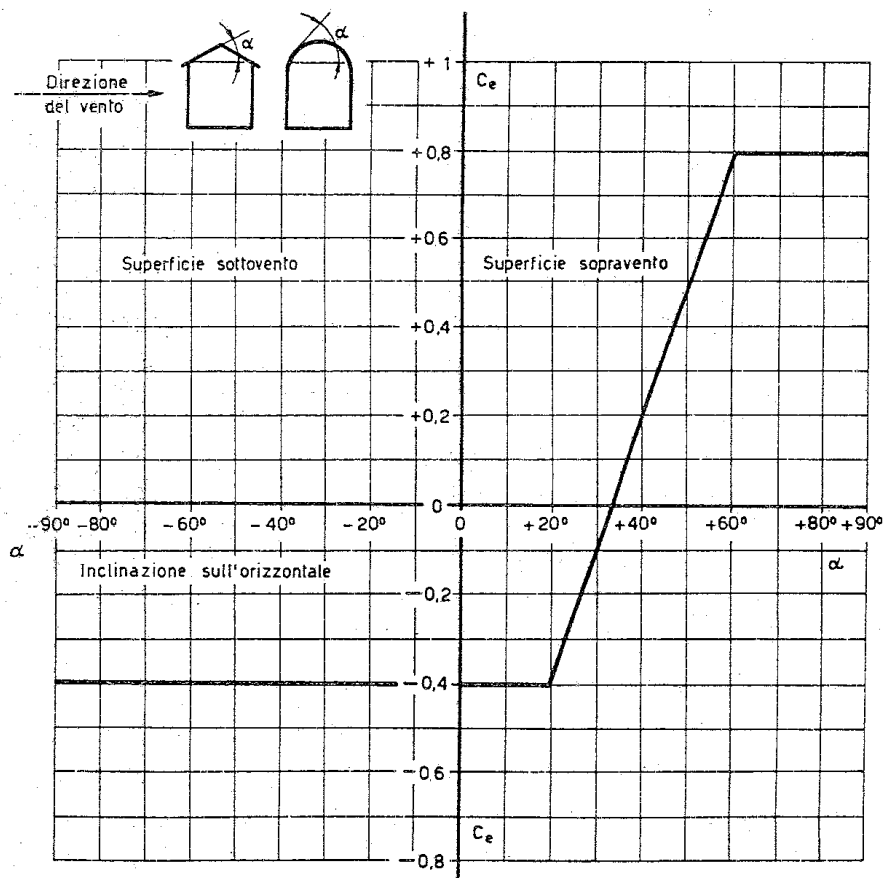


Figura C3.3.2 Valori assunti da c_{pe} al variare di α

Per la valutazione della pressione interna si assumerà (vedere figura C3.3.3 e scegliere il segno che dà luogo alla combinazione più sfavorevole):

- per costruzioni che hanno (o possono anche avere in condizioni eccezionali) una parete con aperture di superficie minore di 1/3 di quella totale: $c_{pi} = \pm 0,2$
- per costruzioni che hanno (o possono anche avere in condizioni eccezionali) una parete con aperture di superficie non minore di 1/3 di quella totale: $c_{pi} = + 0,8$ quando la parete aperta è sopravento, $c_{pi} = - 0,5$ quando la parete aperta è sottovento o parallela al vento;
- per costruzioni che presentano su due pareti opposte, normali alla direzione del vento, aperture di superficie non minore di 1/3 di quella totale: $c_{pe} + c_{pi} = \pm 1,2$ per gli elementi normali alla direzione del vento, $c_{pi} = \pm 0,2$ per i rimanenti elementi.

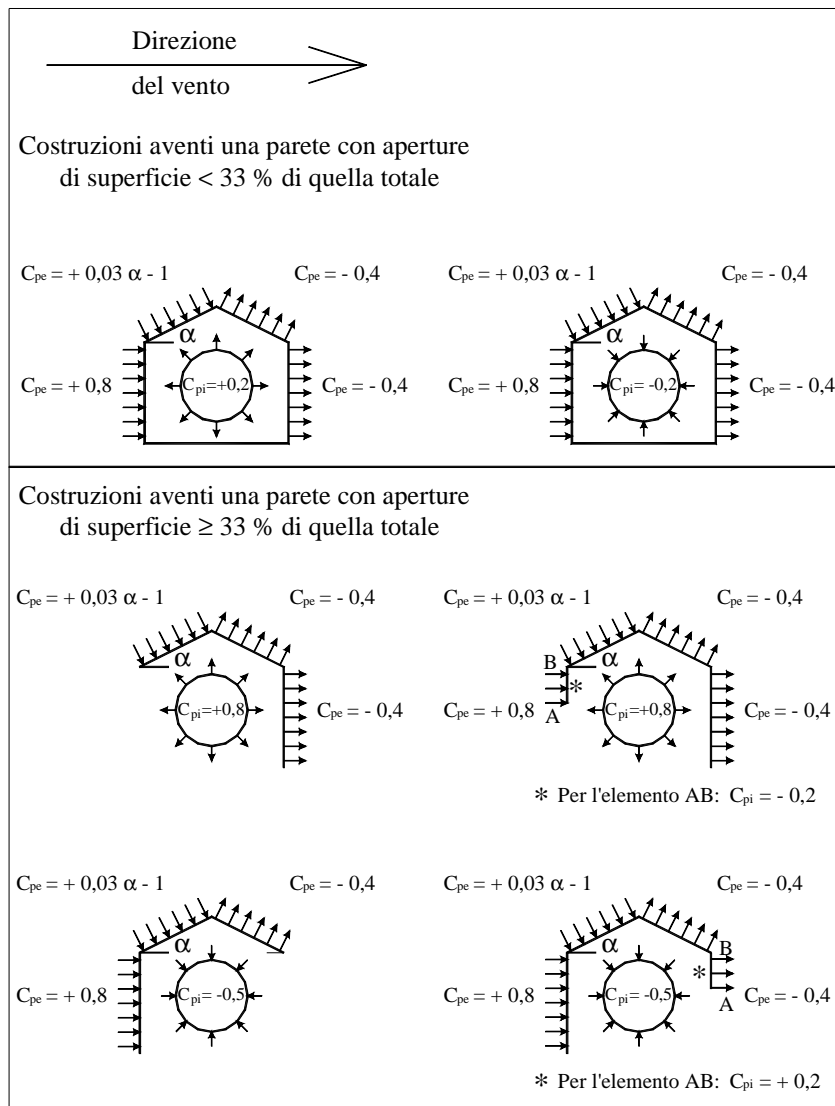


Figura C3.3.3 Coefficienti di forma per gli edifici.

C3.3.10.2 Coperture multiple

Si intende per copertura multipla un insieme di elementi identici e contigui (ad esempio coperture a shed, a conoidi, ecc.).

C3.3.10.2.1 Vento diretto normalmente alle linee di colmo

Per la determinazione delle azioni dovute al vento diretto normalmente alle linee di colmo si procede alle valutazioni seguenti.

Azioni esterne sui singoli elementi

- per la prima copertura colpita dal vento valgono i coefficienti stabiliti nel § C3.3.10.1;
- per la seconda copertura il coefficiente relativo allo spiovente sopravvento viene ridotto del 25%;
- per tutte le coperture successive i coefficienti relativi ad ambedue gli spioventi vengono ridotti del 25%.

Azioni d'insieme

- si applicano al primo e all'ultimo spiovente le pressioni valutate secondo i coefficienti indicati nel § C3.3.10.1;
- contemporaneamente si considera, applicata alla superficie proiettata in piano di tutte le parti del tetto, una azione superficiale orizzontale di tipo tangenziale il cui valore unitario è assunto convenzionalmente pari a $0,10 \cdot q_{ref} \cdot c_e$

C3.3.10.2.2 Vento diretto parallelamente alle linee di colmo

Per la determinazione delle azioni dovute al vento diretto parallelamente alle linee di colmo (e ai piani di falda) si considererà in ogni caso un'azione tangente, utilizzando i coefficienti di attrito indicati in Tabella C3.3.I al § C3.3.11.

C3.3.10.3 Tettoie e pensiline isolate

Per tettoie o pensiline isolate ad uno o due spioventi, per le quali il rapporto tra la totale altezza sul suolo e la massima dimensione in pianta non è maggiore di uno, si assumeranno i valori del coefficiente c_p di seguito riportati, scegliendo sempre nelle formule il segno che dà luogo alla combinazione più sfavorevole.

C3.3.10.3.1 Elementi con spioventi aventi inclinazione sull'orizzontale $\alpha \neq 0^\circ$

Tettoie e pensiline a due spioventi piani (vedere figura C3.3.4)

$$c_p = \pm 0,8 (1 + \sin\alpha) \quad \text{per spiovente sopravvento}$$

$$c_p = \mp 0,6$$

per spiovente sottovento

Tettoie e pensiline a un solo spiovente piano (vedere figura C3.3.4)

$$c_p = \pm 1,2 (1 + \sin \alpha)$$

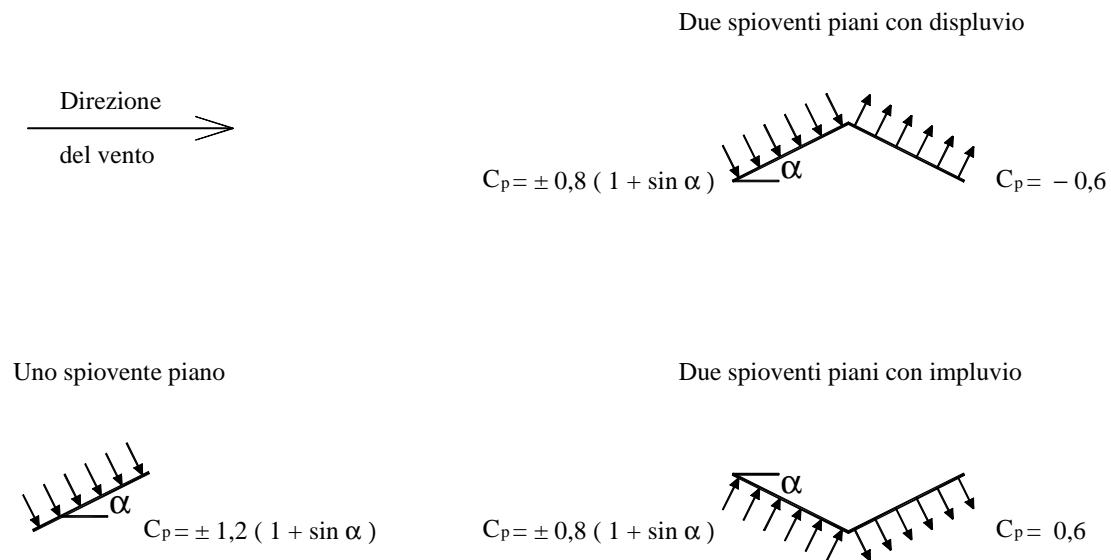


Figura C3.3.4 Valori di c_p per diverse configurazioni strutturali di tettoie e pensiline

C3.3.10.3.2 Elementi con spioventi aventi inclinazione sull'orizzontale $\alpha = 0^\circ$

Per tettoie e pensiline di qualsiasi tipologia, con spioventi aventi $\alpha = 0^\circ$, si pone $c_p = \pm 1,2$

C3.3.10.4 Travi ad anima piena e reticolari

Salvo più approfondite determinazioni, possono essere assunti per i coefficienti c_p i valori seguenti.

C3.3.10.4.1 Travi isolate.

Indicate con:

S = la superficie delimitata dal contorno della trave;

S_p = la superficie della parte piena della trave;

$$\varphi = \frac{S_p}{S}$$

la pressione totale si considera agente solo su S_p e si valuta utilizzando i seguenti valori del

coefficiente c_p :

$$c_p = 2 - \frac{4}{3}\varphi \quad \text{per } 0 \leq \varphi < 0,3$$

$$c_p = 1,6 \quad \text{per } 0,3 \leq \varphi \leq 0,8$$

$$c_p = 2,4 - \varphi \quad \text{per } 0,8 < \varphi \leq 1$$

C3.3.10.4.2 Travi multiple.

Nel caso di più travi disposte parallelamente a distanza d non maggiore del doppio dell'altezza h , il valore della pressione sull'elemento successivo sarà pari a quello sull'elemento precedente moltiplicato per un coefficiente di riduzione dato da:

$$\mu = 1 - 1,2\varphi \quad \text{per } \varphi \leq \frac{2}{3}$$

$$\mu = 0,2 \quad \text{per } \varphi > \frac{2}{3}$$

Per $d/h \geq 5$ gli elementi vengono considerati come isolati.

Per $2 < d/h < 5$ si procede all'interpolazione lineare.

C3.3.10.5 Torri e pali a traliccio a sezione rettangolare o quadrata.

Per torri e pali a traliccio a sezione rettangolare o quadrata e vento diretto normalmente ad una delle pareti, salvo più accurate valutazioni, i coefficienti di forma sono da valutare nel modo seguente:

$$c_p = \begin{cases} 2,4 & \text{per torri con elementi tubolari a sezione circolare} \\ 2,8 & \text{per torri con elementi aventi sezione di forma diversa dalla circolare} \end{cases}$$

L'azione di insieme esercitata dal vento spirante normalmente ad una delle pareti va valutata con riferimento alla superficie della parte piena di una sola faccia.

Per vento spirante secondo la bisettrice dell'angolo formato da due pareti, l'azione d'insieme è pari a 1,15 volte quella sopra definita.

Salvo documentazione specifica, i medesimi coefficienti si adottano cautelativamente anche per torri a sezione triangolare, per le quali non è da applicare il coefficiente 1,15 suddetto.

C3.3.10.6 Corpi cilindrici

Per i corpi cilindrici a sezione circolare di diametro d e altezza h (ambidue espressi in metri) i coefficienti c_p sono i seguenti:

$$c_p = \left\{ \begin{array}{ll} 1,2 & \text{per } d\sqrt{q} \leq 2,2 \\ (1,783 - 0,263d\sqrt{q}) & \text{per } 2,2 < d\sqrt{q} < 4,2 \\ 0,7 & \text{per } 4,2 \leq d\sqrt{q} \end{array} \right\}$$

per $q = q_b c_e$ (N/m^2), con q_b e c_e definiti rispettivamente ai §§ 3.3.6 e 3.3.7 delle NTC.

L'azione di insieme esercitata dal vento va valutata con riferimento alla superficie proiettata sul piano ortogonale alla direzione del vento.

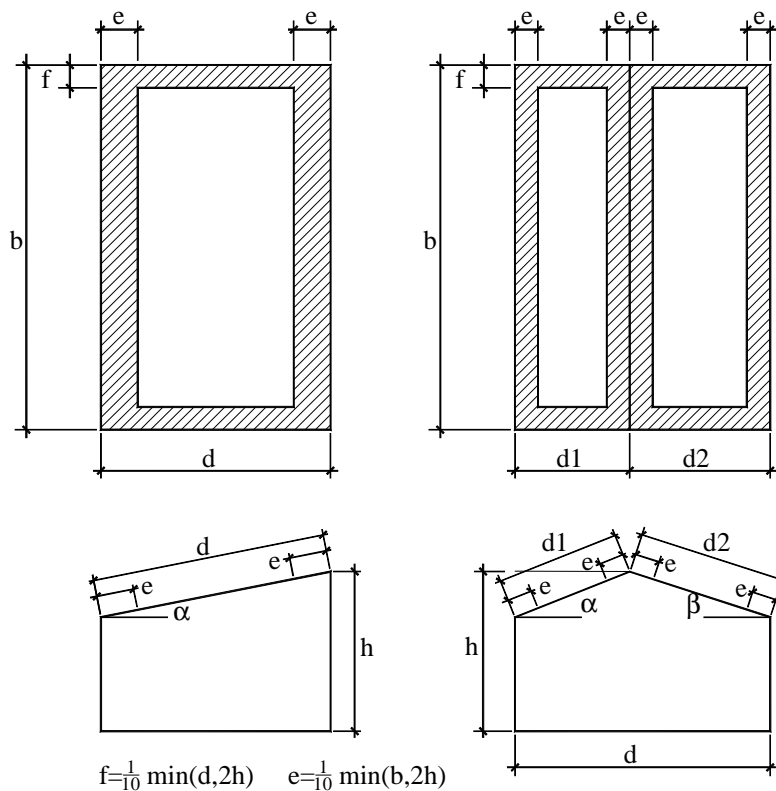
Le espressioni sopra indicate valgono anche per i corpi prismatici a sezione di poligono regolare di otto o più lati, essendo d il diametro del cerchio circoscritto.

C3.3.10.7 Corpi sferici

Per una sfera di raggio R l'azione di insieme esercitata dal vento si valuta, con riferimento alla superficie proiettata sul piano ortogonale alla direzione del vento, $S = \pi R^2$, utilizzando $c_p = 0,35$.

C3.3.10.8 Pressioni massime locali

a) Nei casi di cui ai §§ C3.3.10.1, C3.3.10.2, C3.3.10.3, nelle zone di discontinuità della forma esterna della costruzione ed, in particolare, nelle strutture secondarie disposte nella fascia perimetrale dell'edificio ed in corrispondenza dei dislivelli, il valore assoluto del coefficiente di pressione può subire sensibili incrementi (vedere figura C3.3.5). Tali effetti, dovuti a vorticosità locale, in assenza di specifiche prove in galleria del vento, potranno essere valutati assumendo, per le zone comprese nelle fasce sopra descritte, il coefficiente $c_p = -1,8$.



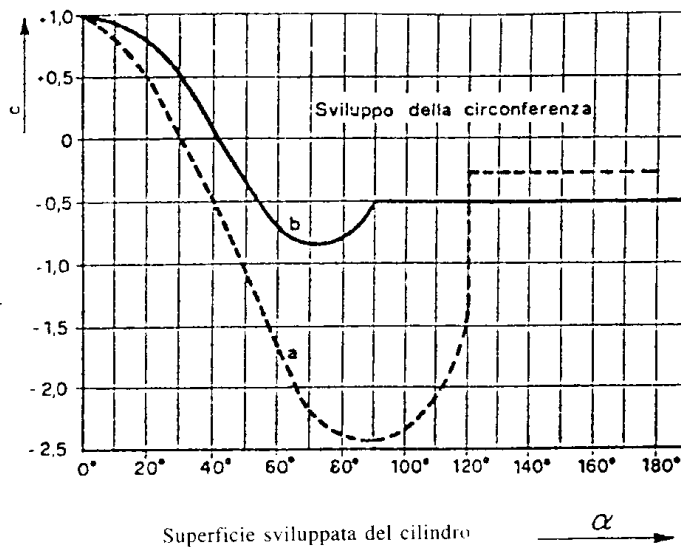
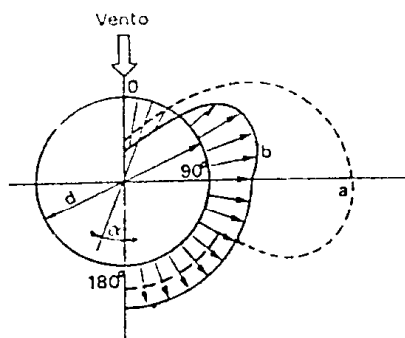
a) Copertura ad una falda

b) Copertura a due falde

Figura C3.3.5 – Zone di massime pressioni locali sulle coperture

b) Nei casi di cui ai §§ C3.3.10.6 e C3.3.10.7 le pressioni massime locali vanno determinate utilizzando il coefficiente di forma c_p , la cui distribuzione è rappresentata in figura C3.3.6.

Distribuzione della pressione esterna sulle superfici cilindriche e sferiche



Curva a per superfici lisce (metalli, intonaco liscio)

Curva b per superfici ruvide (muratura con giunti di malta, intonaco rustico)

α	Curva cui riferirsi		α	Curva cui riferirsi	
	a	b		a	b
0°	+ 1,00	+ 1,00	70°	- 2,15	- 0,80
10°	+ 0,90	+ 0,95	80°	- 2,37	- 0,73
20°	+ 0,55	+ 0,80	90°	- 2,45	- 0,50
30°	+ 0,05	+ 0,50	100°	- 2,38	- 0,50
40°	- 0,50	0	110°	- 2,10	- 0,50
50°	- 1,10	- 0,45	115°	- 1,24	- 0,50
60°	- 1,70	- 0,72	120°-180°	- 0,25	- 0,50

Figura C3.3.6 - Distribuzione del coefficiente c_p relativo alle pressioni locali, per corpi cilindrici e sferici

Le pressioni massime locali non vanno messe in conto per la determinazione delle azioni d'insieme.

C3.3.11 COEFFICIENTE DI ATTRITO

In assenza di più precise valutazioni suffragate da opportuna documentazione o da prove sperimentali in galleria del vento, si assumeranno i valori riportati nella Tabella C3.3.I.

Tabella C3.3.I Valori del coefficiente d'attrito

Superficie	Coefficiente d'attrito c_f
Liscia (acciaio, cemento a faccia liscia..)	0,01
Scabra (cemento a faccia scabra, catrame..)	0,02
Molto scabra (ondulata, costolata, piegata..)	0,04

C3.4 AZIONI DELLA NEVE

C3.4.5 CARICO NEVE SULLE COPERTURE

Nel § 3.4.5 delle NTC sono indicati i coefficienti di forma per le coperture ad una e a due falde (§§ 3.4.5.1 e 3.4.5.2); qui di seguito sono riportati i coefficienti di forma per le seguenti tipologie di copertura, sia per il carico da neve depositata in assenza di vento che in presenza di vento:

- coperture a più falde;
- coperture cilindriche;
- coperture adiacenti e vicine a costruzioni più alte.

Vengono, poi, fornite indicazioni riguardo agli effetti locali, che si generano in presenza di:

- sporgenze;
- neve aggettante rispetto al bordo della copertura;
- barriere paraneve.

C3.4.5.1 Coefficiente di forma per le coperture

La figura C3.4.1 illustra i valori dei coefficienti di forma per le tipologie di copertura ad una, a due o a più falde, al variare dell'angolo α di inclinazione della falda sull'orizzontale espresso in gradi sessagesimali. Gli stessi valori sono riportati nella tabella C3.4.I.

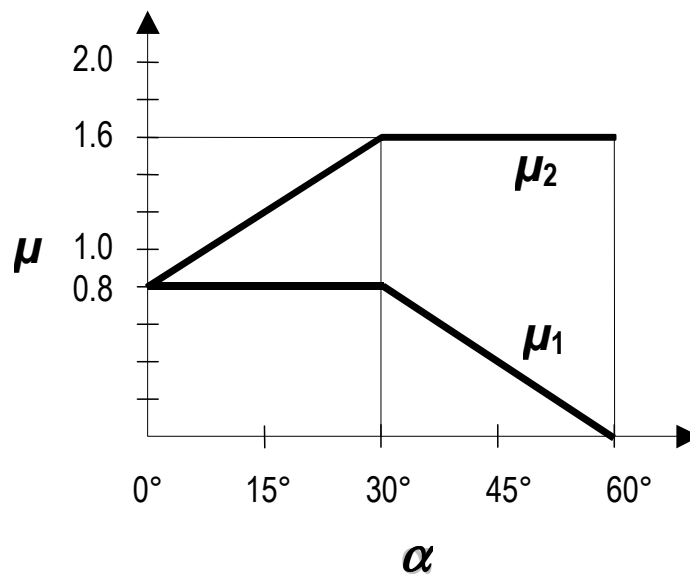


Figura C3.4.1: Coefficienti di forma per il carico neve

Tabella C3.4.I Coefficienti di forma per il carico neve

Angolo di inclinazione della falda α	$0^\circ \leq \alpha \leq 30^\circ$	$30^\circ < \alpha < 60^\circ$	$\alpha \geq 60^\circ$
μ_1	0,8	$0,8(60 - \alpha)/30$	0,0
μ_2	$0,8 + 0,8 \alpha/30$	1,6	--

C3.4.5.4 Coperture a più falde

Per il caso di neve depositata in assenza di vento si deve considerare la condizione denominata *Caso(i)*, riportata nella figura C3.4.2.

Per il caso di neve depositata in presenza di vento si deve considerare la condizione denominata *Caso(ii)*, riportata nella figura C3.4.2.

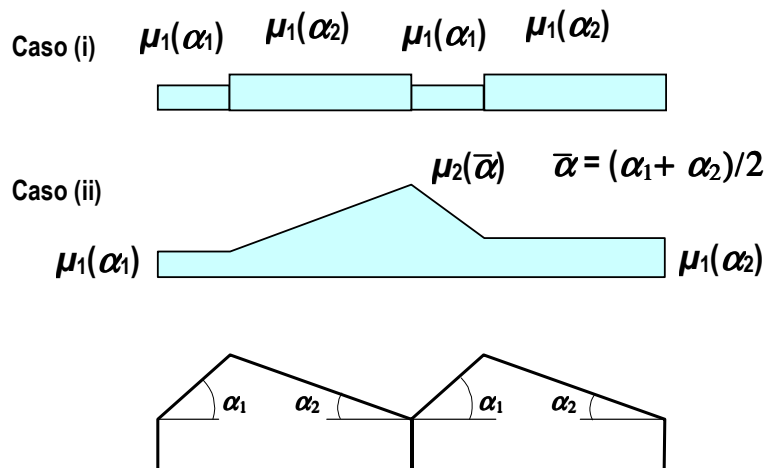


Figura C3.4.2 Coefficiente di forma per il carico neve – coperture a più falde

Qualora una o entrambe le falde convergenti in un compluvio abbiano una inclinazione superiore a 60° , si dovrà prestare particolare attenzione alla scelta dei coefficienti di forma da utilizzare. In particolare si dovrà tenere presente che l'intensità degli accumuli che si vengono a formare nelle zone di compluvio è funzione dell'azione di redistribuzione della neve operata dal vento e della altezza del compluvio.

L'effetto degli accumuli in presenza di irregolarità del piano di copertura, quali ad esempio coperture con elementi prefabbricati, dovrà essere considerato solo per compluvi nei quali la larghezza delle campate (tratto sotteso dalle due falde adiacenti di inclinazione α_1 e α_2) sia superiore a 3,5 m e per angoli di inclinazione delle falde superiori o uguali a 30° . Per campate di dimensione e/o di inclinazione inferiore si può assumere, in via semplificativa, che la corrugazione della copertura sia ininfluenza per la formazione di accumuli nelle zone di compluvio.

C3.4.5.5 Coperture cilindriche

Si assume che la neve non sia impedita di scivolare.

Per il caso di carico da neve depositata in assenza di vento si deve considerare la condizione denominata Caso (i), riportata in figura C.3.4.3.

Per il caso di carico da neve depositata in presenza di vento si deve considerare la condizione denominata Caso (ii), riportata in figura C3.4.3.

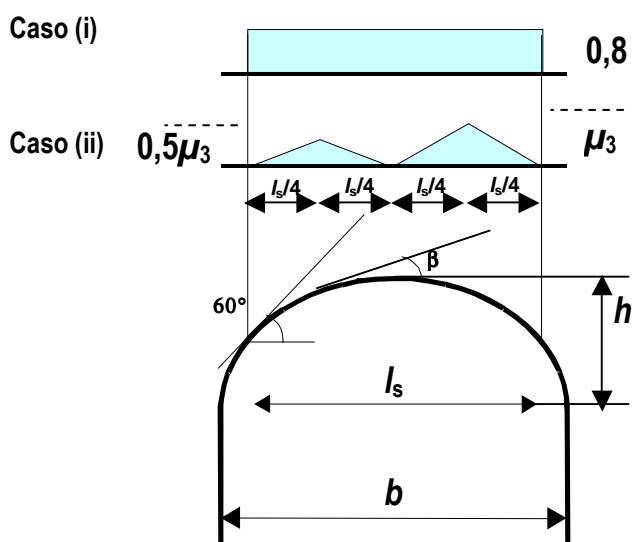


Figura C3.4.3 Coefficiente di forma per il carico neve – coperture cilindriche

I valori dei coefficienti di forma sono dati dalle espressioni seguenti:

$$\text{per } \beta > 60^\circ, \quad \mu_3 = 0$$

$$\text{per } \beta \leq 60^\circ, \quad \mu_3 = 0,2 + 10 h/b, \text{ con } \mu_3 \leq 2,0.$$

C3.4.5.6. Coperture adiacenti o vicine a costruzioni più alte

Per il caso di neve depositata in assenza di vento si dovrà considerare la condizione denominata Caso (i) nella figura C.3.4.4.

Per il caso di carico da neve depositata in presenza di vento, si dovranno considerare gli effetti dei possibili accumuli causati dai due fenomeni seguenti:

- scivolamento della neve dalla copertura posta a quota superiore;
- deposito della neve nella zona di “ombra aerodinamica”.

La condizione di carico conseguente ai fenomeni di cui sopra è denominata Caso (ii) nella figura

C.3.4.4.

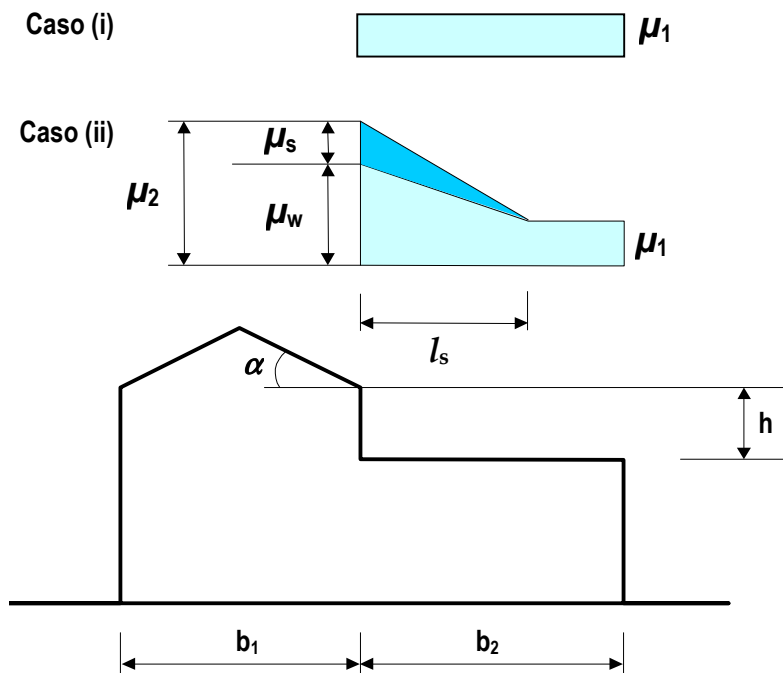


Figura C3.4.4 Coefficiente di forma per il carico neve – coperture adiacenti a costruzioni più alte

I valori dei coefficienti di forma sono dati dalle espressioni seguenti:

$$\mu_1 = 0,8 \text{ (assumendo che la copertura inferiore sia piana)}$$

$$\mu_2 = \mu_s + \mu_w$$

in cui :

μ_s è il coefficiente di forma per il carico neve dovuto allo scivolamento della neve dalla copertura superiore, che vale:

$$\text{per } \alpha \leq 15^\circ, \quad \mu_s = 0$$

per $\alpha > 15^\circ$, μ_s è calcolato in ragione del 50% del carico totale massimo insistente sulla falda della copertura superiore, valutato con riferimento al valore del coefficiente di forma appropriato per detta falda.

μ_w è il coefficiente di forma per il carico neve dovuto alla redistribuzione operata dal vento, che

vale:

$$\mu_w = (b_1 + b_2)/2h \leq \gamma h/q_{sk}$$

in cui:

γ è il peso dell'unità di volume della neve [kN/m³], che per i presenti calcoli può essere assunto pari a 2 kN/m³

Il valore del coefficiente μ_w dovrà comunque essere compreso tra i limiti seguenti $0,8 \leq \mu_w \leq 4,0$.

La lunghezza della zona in cui si forma l'accumulo è data da $l_s = 2h$, e comunque $5 \leq l_s \leq 15$ m.

Nel caso in cui $b_2 < l_s$ il valore del coefficiente di forma al livello della fine della copertura posta a quota inferiore dovrà essere valutato per interpolazione lineare tra i valori di μ_1 e μ_2 .

C3.4.5.7 Effetti locali

Le indicazioni che seguono sono da intendersi riferite a fenomeni locali, che debbono essere presi in considerazione per la verifica delle membrature da questi direttamente interessate. Le condizioni di carico non dovranno pertanto fare oggetto di specifiche combinazioni di carico che interessino l'intera struttura.

C3.4.5.7.1 Accumuli in corrispondenza di sporgenze

Se la deposizione della neve avviene in presenza di vento la presenza di sporgenze, quali ad esempio i parapetti di bordo presenti su coperture piane, causano la formazione di accumuli nelle zone di "ombra aerodinamica".

Per coperture pseudo-orizzontali si dovrà considerare la condizione di carico illustrata nella figura C3.4.5, nella quale si assumerà:

$$\mu_1 = 0,8 \text{ e } \mu_2 = \gamma h / q_{sk}, \text{ con la limitazione: } 0,8 \leq \mu_2 \leq 2,0$$

dove:

γ è il peso dell'unità di volume della neve, che per il presente calcolo può essere assunto pari a 2 kN/m³

$l_s = 2h$, con la limitazione: $5 \leq l_s \leq 15$ m

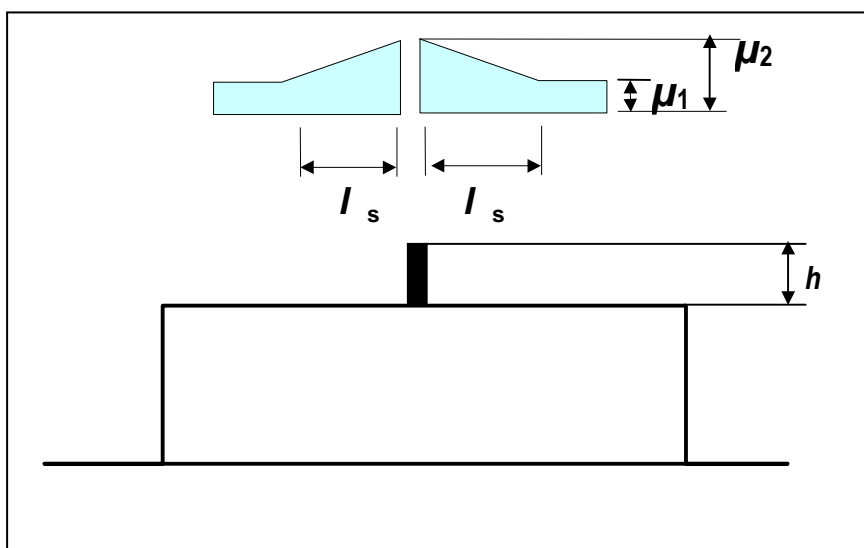


Figura C3.4.5 Coefficienti di forma per il carico neve in corrispondenza di sporgenze ed ostruzioni

C3.4.5.7.2 Neve aggettante dal bordo di una copertura

In località poste a quota superiore a 800 m sul livello del mare, nella verifica delle parti di copertura a sbalzo sulle murature di facciata si dovrà considerare l'azione della neve sospesa oltre il bordo della copertura, sommato al carico agente su quella parte di tetto, secondo lo schema illustrato nella figura C3.4.6.

I carichi dovuti alla neve sospesa in aggetto saranno considerati agenti in corrispondenza del bordo della copertura e si possono calcolare mediante l'espressione:

$$q_{se} = k q_s^2 / \gamma$$

dove:

q_{se} è il carico della neve per unità di lunghezza dovuto alla sospensione (vedasi la figura C3.4.6)

q_s è il carico corrispondente alla distribuzione del manto più sfavorevole per la copertura in esame

γ è il peso dell'unità di volume della neve, che per il presente calcolo può essere assunto pari a 3,0 kN/m³

k è un coefficiente funzione della irregolarità della forma della neve, pari a $k = 3/d$, con $k \leq d \gamma$, essendo d la profondità del manto nevoso sulla copertura in m (vedasi la figura C.3.4.6)

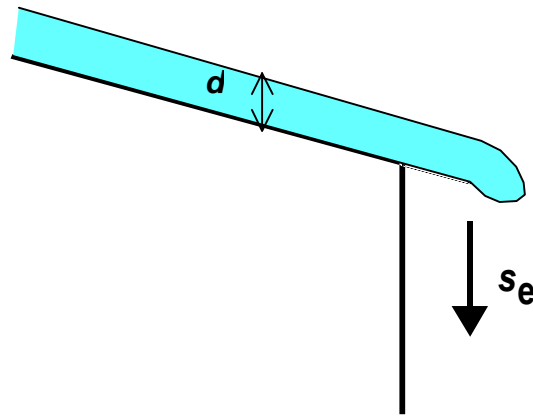


Figura C3.4.6 Neve aggettante dal bordo di una copertura

C3.4.5.7.3 Carichi della neve su barriere paraneve ed altri ostacoli

In talune condizioni la neve può scivolare via da un tetto a falde o curvo. In questo caso si assume pari a zero il coefficiente di attrito tra la massa di neve e la superficie della copertura.

L'azione statica F_s impressa da una massa di neve che scivola su barriere paraneve o altri ostacoli, nella direzione dello scivolamento, per unità di lunghezza dell'edificio può essere assunta uguale a:

$$F_s = q_s b \sin \alpha$$

dove:

- q_s è il carico della neve sulla copertura, relativo alla distribuzione uniforme più sfavorevole tra quelle proprie della zona dalla quale la neve potrebbe scivolare
- b è la distanza in pianta (misurata in orizzontale) tra il paraneve o l'ostacolo ed il successivo paraneve o il colmo del tetto.
- α angolo di inclinazione del tetto, misurato a partire dall'orizzontale.

C3.6 AZIONI ECCEZIONALI

Le Azioni eccezionali, che solo in taluni casi vanno considerate nella progettazione, si ritiene debbano essere opportunamente conosciute al fine di garantire la robustezza strutturale richiesta dalla NTC.

Le azioni eccezionali sono quelle che si presentano in occasione di eventi quali incendi, esplosioni ed urti.

La concezione strutturale, i dettagli costruttivi ed i materiali usati dovranno essere tali da evitare che la struttura possa essere danneggiata in misura sproporzionata rispetto alla causa.

Nel caso in cui si eseguano specifiche verifiche nei confronti delle azioni eccezionali si considererà la combinazione eccezionale di azioni di cui al §2.5.3.

C3.6.1.2 Richieste di prestazione

Con riferimento al §3.6.1.2 delle NTC si precisa che le disposizioni del Ministero dell'Interno richiamate all'ultimo capoverso, sono contenute nei seguenti decreti:

- DM 16.02.07: Classificazione di resistenza la fuoco di prodotti ed elementi costruttivi di opere da costruzione;
- DM 09.03.07: Prestazioni di resistenza al fuoco delle costruzioni nelle attività soggette al controllo del corpo nazionale dei vigili del fuoco.

Si fa presente che con quest'ultimo decreto è stata abrogata la Circolare n. 91 del 14.09.61.

Si precisa, ancora, che la resistenza al fuoco richiesta, misurata in minuti di incendio standard secondo la curva ISO 834 che approssima l'accrescimento delle temperature a partire dal momento di incendio generalizzato (flash over), è una quantificazione convenzionale non direttamente confrontabile con i tempi reali di evacuazione o di intervento.

Il progetto delle strutture sulla base di detta resistenza convenzionale porta comunque ad una capacità coerente con i richiesti livelli di prestazione.

C3.6.1.4 Criteri di progettazione

La progettazione delle strutture in condizione di incendio deve garantire una sufficiente robustezza nei confronti dell'incendio in modo tale che la struttura non possa essere danneggiata in misura sproporzionata rispetto alla causa e che sia garantito il raggiungimento delle prestazioni indicate al § 3.6.1.2 delle NTC.

La sicurezza del sistema strutturale in caso di incendio può essere determinata sulla base della

resistenza al fuoco dei singoli elementi strutturali, di porzioni di struttura o dell'intero sistema costruttivo, valutando opportunamente lo schema statico di riferimento.

C3.6.1.5.3. Analisi del comportamento meccanico

Il comportamento meccanico della struttura è analizzato tenendo conto della riduzione della resistenza meccanica dei componenti dovuta al danneggiamento dei materiali per effetto dell'aumento di temperatura, con le regole specificate ai punti 4.1.13, 4.2.11, 4.3.9, 4.4.14, 4.5.10. delle NTC.

Sono da considerarsi le combinazioni dovute alle azioni eccezionali definite al § 2.5.3 trascurando la concomitanza con altre azioni eccezionali e con le azioni sismiche.

Si deve tenere conto ove necessario degli effetti delle sollecitazioni iperstatiche dovute alle dilatazioni termiche contrastate ad eccezione di quando sia riconoscibile a priori che esse siano trascurabili o favorevoli.

C3.6.1.5.4 Verifica di sicurezza

La verifica di resistenza al fuoco può essere eseguita nei domini delle resistenze, del tempo o delle temperature come specificato ai punti 4.1.13, 4.2.11, 4.3.9, 4.4.14, 4.5.10. delle NTC.

Qualora si eseguano verifiche con curve nominali di incendio la verifica di resistenza può essere effettuata senza tener conto della fase di raffreddamento che invece deve essere presa in considerazione quando si faccia riferimento a curve di incendio naturale.

C4. COSTRUZIONI CIVILI E INDUSTRIALI

Nel Cap. 4 le NTC definiscono, per i diversi materiali considerati, le caratteristiche loro richieste, i relativi metodi di analisi, le verifiche, sia locali che globali, che occorre effettuare per accertare il rispetto dei diversi stati limite fissati dalla norma, le indicazioni sui particolari costruttivi e sulle modalità esecutive, le specifiche relative alla resistenza al fuoco ed ai carichi eccezionali.

Si considerano non agenti le azioni sismiche; le prescrizioni aggiuntive legate alla loro presenza sono riportate nel Cap. 7.

In dettaglio:

- nel § 4.1 sono trattate le costruzioni di c.a. e c.a.p., gettate in opera o prefabbricate, e vengono fornite le indicazioni specifiche per i calcestruzzi a bassa percentuale di armatura o non armati e per i calcestruzzi di aggregato leggero;
- nel § 4.2 sono trattate le costruzioni di acciaio, le unioni saldate e bullonate, le verifiche per situazioni usuali, transitorie, eccezionali ed i criteri di durabilità;
- nel § 4.3 sono trattate le costruzioni miste acciaio-calcestruzzo, esaminando separatamente le travi con soletta collaborante, le colonne composte, le solette composte con lamiera grecata e definendo le verifiche per situazioni usuali, transitorie, eccezionali;
- nel § 4.4 sono trattate, per la prima volta nella normativa tecnica italiana, le costruzioni di legno;
- nel § 4.5 sono trattate le costruzioni di muratura;
- nel § 4.6 sono trattate le costruzioni di altri materiali.

C4.1 COSTRUZIONI DI CALCESTRUZZO

Partendo dal materiale calcestruzzo, nel considerare tutte le classi di resistenza contemplate nell'Eurocodice 2, sono state inserite le classi C28/35 C32/40, di sicura importanza in Italia, prevedendo l'uso di calcestruzzi fino alla classe C90/105.

Per le Classi di resistenza comprese fra C70/85 e C90/105 deve essere richiesta l'autorizzazione ministeriale mediante le procedure già stabilite per altri materiali "innovativi".

Il coefficiente parziale di sicurezza per il calcestruzzo γ_c è stato fissato pari a 1,5, in accordo con l'Eurocodice 2; il coefficiente α_{cc} è stato, invece, fissato pari a 0,85, non avendo ritenuto opportuno l'adeguamento al valore proposto dall'Eurocodice 2..

In relazione ai materiali ed ai coefficienti di sicurezza si è stabilito di non penalizzare le tecnologie innovative, accettando ad esempio l'utilizzazione dei calcestruzzi ad alta resistenza, ma mantenendo prudenza sui coefficienti di sicurezza.

Vengono definiti i legami costitutivi parabola-rettangolo, elasto-plastico e stress block per il calcestruzzo e vengono forniti i valori limiti per le deformazioni, che coincidono con quelli tradizionali per i cls di classe fino a C50/60, mentre sono opportunamente ridotti per i calcestruzzi ad elevata resistenza.

Viene fornito il coefficiente parziale di sicurezza per l'acciaio da armatura γ_s posto, per tutti i tipi, pari a 1,15.

Vengono definiti i legami costitutivi per l'acciaio; è previsto l'utilizzo tanto di un legame elastico indefinitamente plastico quanto di un legame elastico incrudente. Nel primo caso non vi è più la limitazione al 10 % , con drastica semplificazione nei calcoli senza peraltro introdurre significative variazioni di sicurezza. Nel secondo caso si può utilizzare il rapporto f_t/f_y , oggi controllato su base statistica e dunque sufficientemente garantito.

C4.1.1 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA E METODI DI ANALISI

C4.1.1.1 Analisi elastica lineare

Con riferimento all'analisi elastica lineare con redistribuzione dei momenti prevista al §4.1.1.1 delle NTC, nel seguito si forniscono alcune precisazioni integrative.

Cautelativamente, le NTC proibiscono la redistribuzione dei momenti nei pilastri e nei nodi, consentendola solo nelle travi continue (sia appartenenti che non appartenenti a telai) e nelle solette, a condizione che le sollecitazioni di flessione siano prevalenti ed i rapporti tra le luci di campate contigue siano compresi nell'intervallo 0,5-2,0.

Nel seguito, per semplicità, si farà riferimento alle sole travi, restando inteso che le relative considerazioni sono immediatamente estendibili alle solette.

La redistribuzione dei momenti flettenti garantisce l'equilibrio sia globale che locale della struttura ma prefigura possibili plasticizzazioni nelle zone di estremità delle travi; occorre dunque accompagnare la redistribuzione con una verifica di duttilità. Tale verifica, peraltro, può essere omessa se si rispettano le limitazioni sulla entità delle redistribuzioni fornite dalle NTC, meglio precisate nel seguito.

In effetti, la redistribuzione dei momenti flettenti può effettuarsi senza esplicite verifiche in merito alla duttilità delle membrature, purché il rapporto δ tra il momento dopo la redistribuzione $\bar{M}_{i,j} = M_{i,j} + \Delta\bar{M}_{i,j}$ ed il momento prima della redistribuzione $M_{i,j}$ soddisfi le relazioni

$$\delta \geq 0,44 + 1,25 \cdot \left(0,6 + \frac{0,0014}{\epsilon_{cu}} \right) \cdot \frac{x}{d} \geq 0,70 \quad \text{per } f_{ck} \leq 50 \cdot \text{MPa} \quad (\text{C4.1.1 e 4.1.1 NTC})$$

$$\delta \geq 0,54 + 1,25 \cdot \left(0,6 + \frac{0,0014}{\epsilon_{cu}} \right) \cdot \frac{x}{d} \geq 0,70 \quad \text{per } f_{ck} > 50 \cdot \text{MPa} \quad (\text{C4.1.2 e 4.1.2 NTC})$$

dove d è l'altezza utile della sezione, x è l'altezza della zona compressa e ϵ_{cu} è la deformazione ultima del calcestruzzo, data al §4.1.2.1.2.2 delle NTC. Il limite $\delta \geq 0,70$ ha lo scopo di evitare che un eccesso di redistribuzione possa indurre plasticizzazione allo Stato Limite di Esercizio nelle sezioni in cui si riduce il momento resistente, contenendo così le richieste di duttilità nelle situazioni sismiche.

Di conseguenza, ad ogni nodo, l'aliquota dei momenti da redistribuire, ΔM , non può eccedere il 30% del minore tra i due momenti d'estremità concorrenti al nodo, nel caso di momenti di verso opposto. Nel caso di momenti equiversi, il rapporto δ va riferito inevitabilmente al momento che viene ridotto in valore assoluto.

La redistribuzione dei momenti permette una progettazione strutturale più economica ed efficiente, riducendo in valore assoluto i momenti massimi di calcolo, solitamente localizzati nelle zone di momento negativo, e compensando questa diminuzione con l'aumento dei momenti nelle zone meno sollecitate.

Ciò consente di:

- progettare travi aventi resistenza massima a flessione minore di quella richiesta dall'analisi elastica, grazie ad una più uniforme distribuzione delle resistenze lungo il loro sviluppo;
- utilizzare meglio la resistenza minima a flessione delle sezioni, dovuta al rispetto delle limitazioni costruttive imposte dalle NTC, quando essa ecceda significativamente le sollecitazioni derivanti dall'analisi elastica.

Il requisito essenziale per effettuare la redistribuzione è che il diagramma dei momenti risulti staticamente ammissibile una volta effettuata la redistribuzione.

Il diagramma è staticamente ammissibile se è equilibrato e se soddisfa in ogni sezione la condizione

$$\bar{M}_{Ed} \leq M_{Rd} \quad (\text{C4.1.3})$$

dove \bar{M}_{Ed} è il valore di progetto del momento dopo la redistribuzione e M_{Rd} è il momento resistente di progetto.

C4.1.1.1.1 *Ridistribuzione nelle travi continue*

Nel caso di una trave continua (Figura C4.1.1), i momenti M_1 e M_2 delle sezioni più sollecitate (in corrispondenza degli appoggi) possono venire ridotti ai valori M'_1 e M'_2 , nel rispetto dei limiti $M'_1 \geq \delta M_1$ e $M'_2 \geq \delta M_2$.

Il diagramma del momento flettente sortito dall'analisi elastica lineare della trave continua in esame, rappresentato dalla curva a tratto continuo della Figura C4.1.1, va traslato di conseguenza nel rispetto dell'equilibrio con il carico p applicato, come indicato dalla curva a tratteggio di Figura C4.1.1.

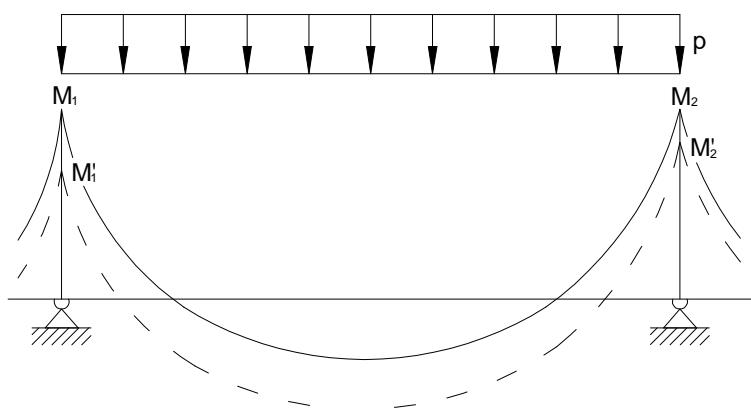


Figura C4.1.1 *Ridistribuzione dei momenti per travi continue*

C4.1.1.1.2 *Ridistribuzione nelle travi continue dei telai*

Nei telai i momenti trasmessi dai pilastri ai nodi, non essendo ammessa per tali elementi la redistribuzione, sono quelli desunti dall'analisi elastica. Poiché tali momenti debbono essere in equilibrio con quelli trasmessi allo stesso nodo dalle travi, la redistribuzione si effettua applicando all'estremità delle travi convergenti nel nodo momenti flettenti di segno opposto ed uguale intensità, lasciando immutato il regime di sollecitazione nei pilastri.

Operativamente, si possono evidenziare due possibili situazioni a seconda che i momenti trasmessi al nodo dalle travi in esso convergenti (momenti d'estremità) abbiano verso discorde (Figura C4.1.2) o concorde (Figura C4.1.3).

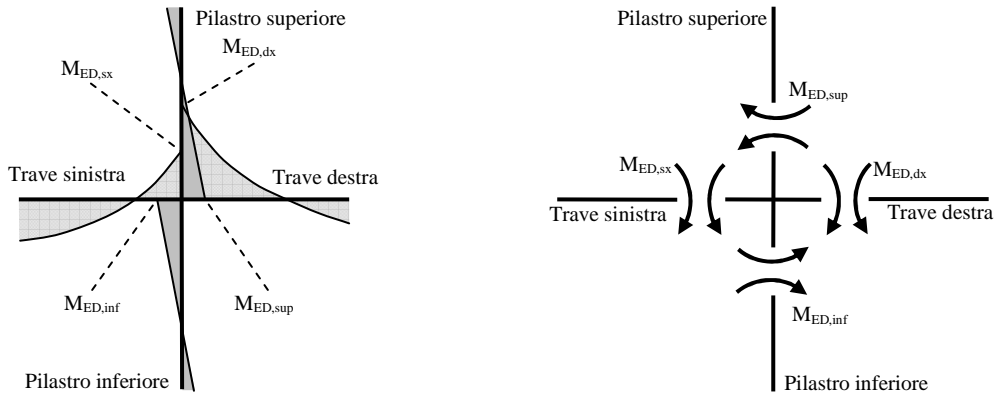


Figura C4.1.2 Diagramma delle sollecitazioni e schema dei momenti trasmessi al nodo con momenti d'estremità discordi

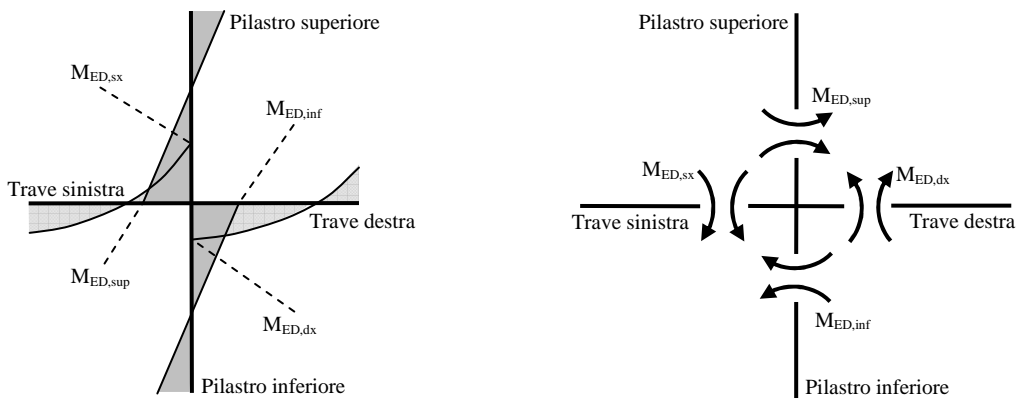


Figura C4.1.3 Diagramma delle sollecitazioni e schema dei momenti trasmessi al nodo con momenti d'estremità concordi

Il soddisfacimento dell'equilibrio impone che, nel caso in cui in cui momenti d'estremità delle travi abbiano verso discorde, essi siano entrambi ridotti di ΔM (Figura C4.1.4) e che, in caso contrario, il momento d'estremità della trave di sinistra sia ridotto di ΔM e quello della trave destra sia aumentato della stessa quantità ΔM (Figura C4.1.5).

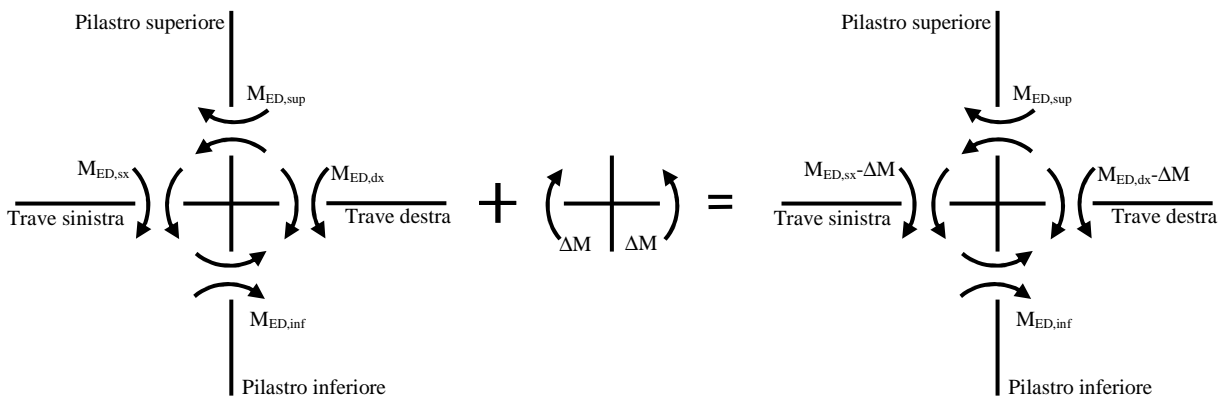


Figura C4.1.4 Momenti d'estremità di verso opposto: redistribuzione del momento nelle travi

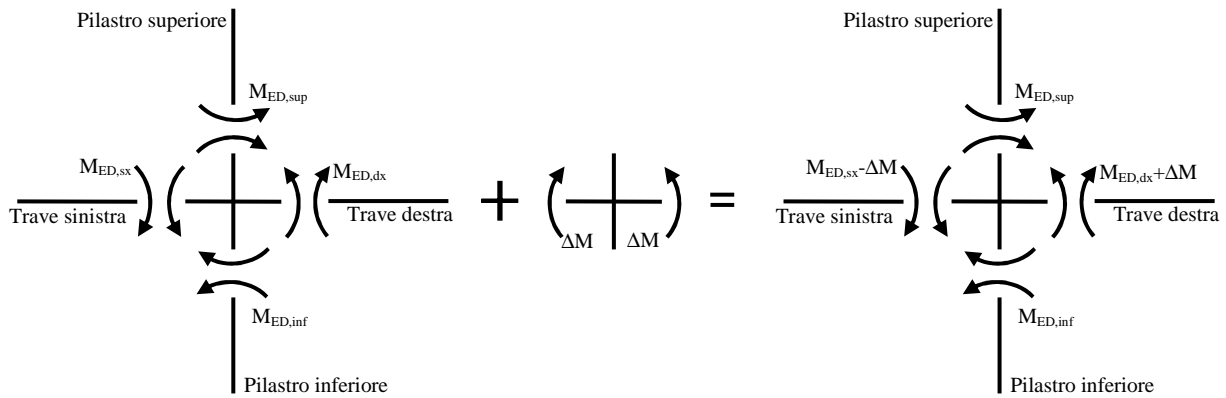


Figura C4.1.5 *Momenti d'estremità di verso concorde: redistribuzione del momento nelle travi*

I diagrammi dei momenti ottenuti a seguito della redistribuzione, per le due diverse situazioni in precedenza prefigurate, sono rappresentati in Figura C4.1.6.

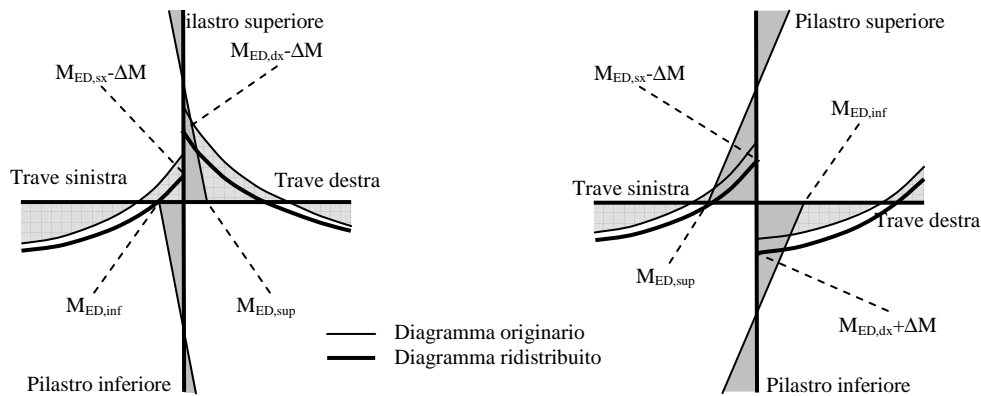


Figura C4.1.6 *Diagrammi dei momenti a seguito della redistribuzione dei momenti nelle travi*

Come già detto, affinché la redistribuzione sia consentita, il diagramma dei momenti flettenti su ciascuna trave ottenuto per effetto della redistribuzione deve essere staticamente ammissibile.

C4.1.2 VERIFICHE AGLI STATI LIMITE

C4.1.2.1 Verifiche agli stati limite ultimi

C4.1.2.1.1.4 Tensione tangenziale di aderenza acciaio-calcestruzzo

Con riferimento all'ultimo capoverso del § 4.1.2.1.1.4, ai fini del calcolo della resistenza di aderenza può farsi riferimento alle norme UNI EN 1992-1-1.

C4.1.2.1.2 Resistenza a sforzo normale e flessione (elementi monodimensionali)

C4.1.2.1.2.4 Analisi della sezione

Con riferimento alla verifica di resistenza dei pilastri in c.a. soggetti a sola compressione assiale, la prescrizione circa l'eccentricità minima dell'azione assiale da tenere in conto può essere implicitamente soddisfatta valutando N_{Rd} con la formula

$$N_{Rd} = 0,8 A_c f_{cd} + A_{s,tot} f_{yd} \quad (C4.1.4)$$

con A_c area del calcestruzzo e $A_{s,tot}$ area totale d'armatura.

C4.1.2.1.5 Resistenza di elementi tozzi, nelle zone diffusive e nei nodi

Con riferimento ai modelli fatti di tiranti e puntoni descritti al §4.1.2.1.5 delle NTC, nel seguito si riporta un esempio di applicazione di detto metodo di verifica con riferimento al caso della mensola tozza di Figura C4.1.7.

In questo caso il meccanismo resistente è costituito da un tirante orizzontale superiore, corrispondente all'armatura tesa, e da un puntone di calcestruzzo inclinato di ψ , che riporta il carico P_{Ed} entro il bordo del pilastro. Con le dimensioni geometriche indicate nella Figura C4.1.7, attraverso l'equilibrio del nodo caricato si ottiene la portanza della mensola in termini di resistenza dell'armatura:

$$P_R = P_{Rs} = (A_s f_{yd} - H_{Ed}) \frac{1}{\lambda} \quad (C4.1.5)$$

con $\lambda = ctg\psi \cong l/(0,9d)$. Per la verifica dovrà risultare

$$P_R \geq P_{Ed} \quad (C4.1.6)$$

Dovrà inoltre risultare una resistenza P_{Rc} del puntone di calcestruzzo non minore di quella correlata all'armatura con

$$P_{Rc} = 0,4 b d f_{cd} \frac{c}{1 + \lambda^2} \geq P_{Rs} \quad (C4.1.7)$$

con $c=1$ per sbalzi di piastre non provvisti di staffatura e $c=1,5$ per sbalzi di travi provvisti di staffatura.

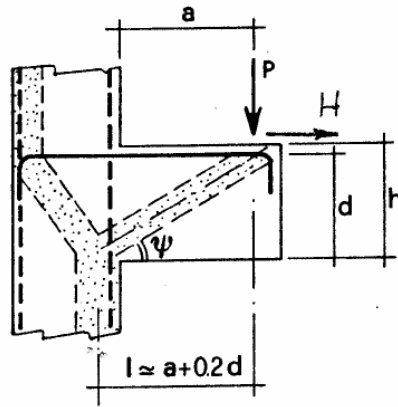


Figura C4.1.7 Esempi di modello a puntoni e tiranti con tirante orizzontale per mensole tozze

A quello sopra presentato può aggiungersi un secondo meccanismo funzionante in parallelo, costituito da un tirante inclinato ed un puntone inferiore come rappresentato in Figura C4.1.8.

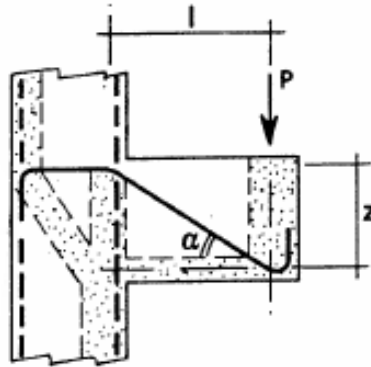


Figura C4.1.8 Esempi di modello a puntoni e tiranti con tirante obliquo per mensole tozze

Attraverso l'equilibrio del nodo sul quale viene trasmessa la quota parte di carico si ottiene il corrispondente contributo di portanza in termini di resistenza dell'armatura

$$\Delta P_R = A'_s f_{sd} \sin \alpha \quad (\text{C4.1.8})$$

che deve risultare non maggiore della resistenza del puntone compresso:

$$\Delta P_{Rc} = 0,2 b d f_{cd} \operatorname{tg} \alpha \geq \Delta P_{Rs} \quad (\text{C4.1.9})$$

La capacità portante globale della mensola provvista dei due ordini d'armatura può calcolarsi, a partire dal contributo di ciascun meccanismo resistente, come

$$P_R = P_{Rs} + 0,8 \Delta P_R \quad (\text{C4.1.10})$$

considerando un contributo aggiuntivo dell'armatura inclinata ridotto del 20%.

Per contenere l'entità della fessurazione, occorre in ogni caso disporre un'adeguata staffatura.

C4.1.2.2 Verifica agli stati limite di esercizio

C4.1.2.2.2 Verifica di deformabilità

Il calcolo della deformazione flessionale di solai e travi si effettua in genere mediante integrazione delle curvature tenendo conto della viscosità del calcestruzzo e, se del caso, degli effetti del ritiro.

Per il calcolo delle deformazioni flessionali si considera lo stato non fessurato (sezione interamente reagente) per tutte le parti della struttura per le quali, nelle condizioni di carico considerate, le tensioni di trazione nel calcestruzzo non superano la sua resistenza media f_{ctm} a trazione. Per le altre parti si fa riferimento allo stato fessurato, potendosi considerare l'effetto irrigidente del calcestruzzo teso fra le fessure.

Al riguardo detto p_f il valore assunto dal parametro di deformazione nella membratura interamente fessurata e p il valore assunto da detto parametro nella membratura interamente reagente, il valore di calcolo p^* del parametro è dato da

$$p^* = \zeta \cdot p_f + (1 - \zeta) \cdot p \quad (C4.1.11)$$

in cui

$$\zeta = 1 - c\beta^2 \quad (C4.1.12)$$

Nella (C4.1.12) il fattore β è il rapporto tra il momento di fessurazione M_f e il momento flettente effettivo, $\beta = M_f / M$, o il rapporto tra la forza normale di fessurazione N_f e la forza normale effettiva, $\beta = N_f / N$, a seconda che la membratura sia soggetta a flessione o a trazione, e il coefficiente c assume il valore 1, nel caso di applicazione di un singolo carico di breve durata, o il valore 0,50 nel caso di carichi permanenti o per cicli di carico ripetuti.

Per quanto riguarda la salvaguardia dell'aspetto e della funzionalità dell'opera, le frecce a lungo termine di travi e solai, calcolate sotto la condizione quasi permanente dei carichi, non dovrebbero superare il limite di 1/250 della luce.

Per quanto riguarda l'integrità delle pareti divisorie e di tamponamento portate, le frecce di travi e solai, calcolate sotto la condizione quasi permanente dei carichi, non dovrebbero superare il limite di 1/500 della luce. In tale verifica la freccia totale calcolata può essere depurata dalla parte presente prima dell'esecuzione delle pareti. Detto valore si riferisce al caso di pareti divisorie in muratura. Per altri tipi di pareti si dovranno valutare specificatamente i limiti di inflessione ammissibili.

Per travi e solai con luci non superiori a 10 m è possibile omettere la verifica delle inflessioni come sopra riportata, ritenendola implicitamente soddisfatta, se il rapporto di snellezza $\lambda=l/h$ tra luce e altezza rispetta la limitazione

$$\lambda \leq K \left[11 + \frac{0,0015 \cdot f_{ck}}{\rho + \rho'} \right] \cdot \left[\frac{500 A_{s,eff.}}{f_{yk} A_{s,calc.}} \right] \quad (C4.1.13)$$

dove f_{ck} è la resistenza caratteristica a compressione del cls in MPa, ρ e ρ' sono i rapporti d'armatura tesa e compressa, rispettivamente, $A_{s,eff.}$ ed $A_{s,calc.}$ sono, rispettivamente, l'armatura tesa effettivamente presente nella sezione più sollecitata e l'armatura di calcolo nella stessa sezione, f_{yk} è la tensione di snervamento caratteristica dell'armatura (in MPa) e K è un coefficiente correttivo, che dipende dallo schema strutturale.

I valori da attribuire a K sono riportati in Tabella C4.1.I, insieme con i valori limite di λ calcolati assumendo $f_{ck} = 30$ MPa e $\left[\frac{500 A_{s,eff.}}{f_{yk} A_{s,calc.}} \right] = 1$, nel caso di calcestruzzo molto sollecitato ($\rho=1,5\%$) o poco sollecitato ($\rho=0,5\%$).

Per sezioni a T aventi larghezza dell'ala maggiore di tre volte lo spessore dell'anima, i valori dati dalla (C4.1.13) devono essere ridotti del 20%.

Per travi e piastre nervate caricate da tramezzi che possano subire danni a causa di inflessioni eccessive, i valori dati dalla (C4.1.13) devono essere moltiplicati per il rapporto $7/l$ essendo l la luce di calcolo in m.

Per piastre non nervate la cui luce maggiore l ecceda 8,5 m, caricate da tramezzi che possano subire danni a causa di inflessioni eccessive, i valori dati dalla (C4.1.13) devono essere moltiplicati per il rapporto $8,5/l$, con l in m.

Tabella C4.1.I Valori di K e snellezze limite per elementi inflessi in c.a. in assenza di compressione assiale

Sistema strutturale	K	Calcestruzzo molto sollecitato $\rho=1,5\%$	Calcestruzzo poco sollecitato $\rho=0,5\%$
Travi semplicemente appoggiate, piastre incernierate mono o bidirezionali	1,0	14	20
Campate terminali di travi continue o piastre continue monodirezionali o bidirezionali continue sul lato maggiore	1,3	18	26
Campate intermedie di travi continue o piastre continue mono o bidirezionali	1,5	20	30
Piastre non nervate sostenute da pilastri (snellezza relativa alla luce maggiore)	1,2	17	24

Mensole	0,4	6	8
<p>Note: Le snellezze limite sono state valutate ponendo, nella formula C4.1.13, $f_{ck}=30$ MPa e $\left[\frac{500A_{s,eff.}}{f_{yk}A_{s,calc.}} \right] = 1$.</p> <p>Per piastre bidirezionali si fa riferimento alla luce minore; per piastre non nervate si considera la luce maggiore.</p> <p>I limiti per piastre non nervate sostenute da pilastri corrispondono ad una freccia in mezzeria maggiore di 1/250 della luce: l'esperienza ha dimostrato che, comunque, tali limiti sono soddisfacenti.</p>			

Nel caso di elementi in c.a.p. si può applicare la tabella C4.1.1 moltiplicando il valore di K per 1,2.

C4.1.2.2.4 Verifica di fessurazione

C4.1.2.2.4.6 Verifica allo stato limite di fessurazione

Calcolo dell'ampiezza delle fessure

Il valore di calcolo dell'apertura delle fessure, w_d , può essere ottenuto con l'espressione:

$$w_d = 1,7 w_m = 1,7 \varepsilon_{sm} \Delta_{sm} \quad (C4.1.14)$$

dove:

ε_{sm} è la deformazione unitaria media delle barre d'armatura;

Δ_{sm} è la distanza media tra le fessure.

La deformazione media delle barre e la distanza media tra le fessure possono essere valutate utilizzando la procedura del D.M. 9 gennaio 1996.

In alternativa il valore di calcolo dell'apertura delle fessure, w_d , può essere ottenuto applicando la procedura seguente, tramite l'espressione:

$$w_d = \varepsilon_{sm} \Delta_{smax} \quad (C4.1.15)$$

dove:

Δ_{smax} è la distanza massima tra le fessure.

La deformazione unitaria media delle barre ε_{sm} può essere calcolata con l'espressione:

$$\varepsilon_{sm} = \frac{\sigma_s - k_t \frac{f_{ctm}}{\rho_{eff}} (1 + \alpha_e \rho_{eff})}{E_s} \geq 0,6 \frac{\sigma_s}{E_s} \quad (C4.1.16)$$

in cui:

- σ_s è la tensione nell'armatura tesa valutata considerando la sezione fessurata;
- α_e è il rapporto E_s/E_{cm} ;
- ρ_{eff} è pari a $A_s/A_{c,eff}$
- $A_{c,eff}$ è l'area efficace di calcestruzzo teso attorno all'armatura, di altezza $h_{c,ef}$, dove $h_{c,ef}$ è il valore minore tra $2,5(h - d)$, $(h - x)/3$ e $h/2$ (vedere figura C4.1.9). Nel caso di elementi in trazione, in cui esistono due aree efficaci, l'una all'estradosso e l'altra all'intradosso, entrambe le aree vanno considerate separatamente;
- k_t è un fattore dipendente dalla durata del carico e vale:
- $k_t = 0,6$ per carichi di breve durata,
- $k_t = 0,4$ per carichi di lunga durata.

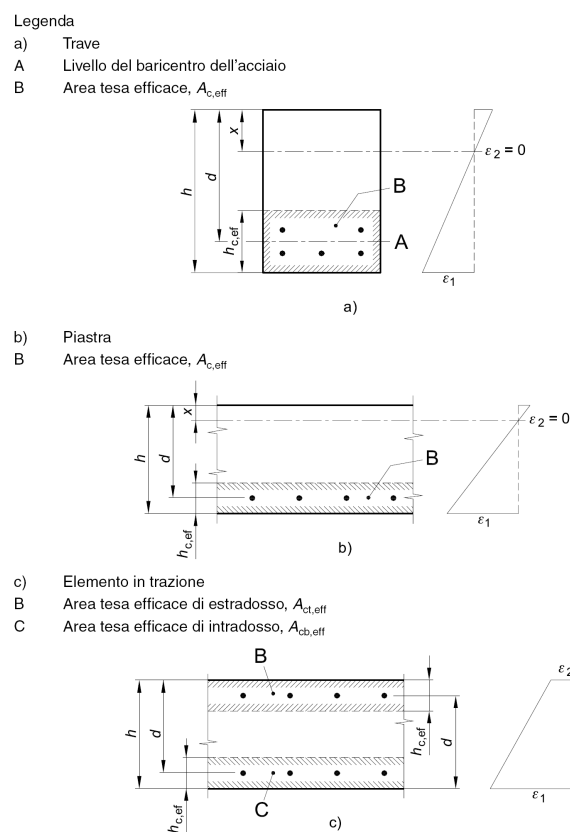


Fig. C4.1.9 Area tesa efficace. Casi tipici.

Nei casi in cui l'armatura sia disposta con una spaziatura non superiore a $5(c + \phi/2)$ (vedere figura C4.1.10), la distanza massima tra le fessure, Δ_{smax} , può essere valutata con l'espressione:

$$\Delta_{smax} = k_3 c + k_1 k_2 k_4 \frac{\phi}{\rho_{eff}} \quad (C4.1.17)$$

in cui:

ϕ è il diametro delle barre. Se nella sezione considerata sono impiegate barre di diametro diverso, si raccomanda di adottare un opportuno diametro equivalente, ϕ_{eq} . Se n_1 è il numero di barre di diametro ϕ_1 ed n_2 è il numero di barre di diametro ϕ_2 , si raccomanda di utilizzare l'espressione seguente:

$$\phi_{eq} = \frac{n_1 \phi_1^2 + n_2 \phi_2^2}{n_1 \phi_1 + n_2 \phi_2} \quad (C4.1.18)$$

c è il ricoprimento dell'armatura;

k_1 = 0,8 per barre ad aderenza migliorata,

= 1,6 per barre lisce;

k_2 = 0,5 nel caso di flessione,

= 1,0 nel caso di trazione semplice.

In caso di trazione eccentrica, o per singole parti di sezione, si raccomanda di utilizzare valori intermedi di k_2 , che possono essere calcolati con la relazione:

$$k_2 = (\varepsilon_1 + \varepsilon_2) / 2\varepsilon_1 \quad (C4.1.19)$$

in cui ε_1 ed ε_2 sono rispettivamente la più grande e la più piccola deformazione di trazione alle estremità della sezione considerata, calcolate considerando la sezione fessurata.

k_3 = 3,4;

k_4 = 0,425.

Nelle zone in cui l'armatura è disposta con una spaziatura superiore a $5(c + \phi/2)$ (vedere figura C4.1.10), per la parte di estensione $5(c + \phi/2)$ nell'intorno delle barre la distanza massima tra le fessure, Δ_{smax} , può essere valutata ancora con l'espressione:

$$\Delta_{smax} = k_3 c + k_1 k_2 k_4 \frac{\phi}{\rho_{eff}} \quad (C4.1.20)$$

Nella parte rimanente la distanza massima tra le fessure, Δ_{smax} , può, invece, essere valutata mediante l'espressione:

$$\Delta_{smax} = 1,3 (h - x) \quad (C4.1.21)$$

in cui:

h ed x sono definite in fig. C4.1.9;

$(h - x)$ è la distanza tra l'asse neutro ed il lembo teso della membratura.

Legenda

- A Asse neutro
- B Superficie del calcestruzzo teso
- C Zona in cui si applica la formula (C.4.1.20)
- D Zona in cui si applica la formula (C.4.1.21)

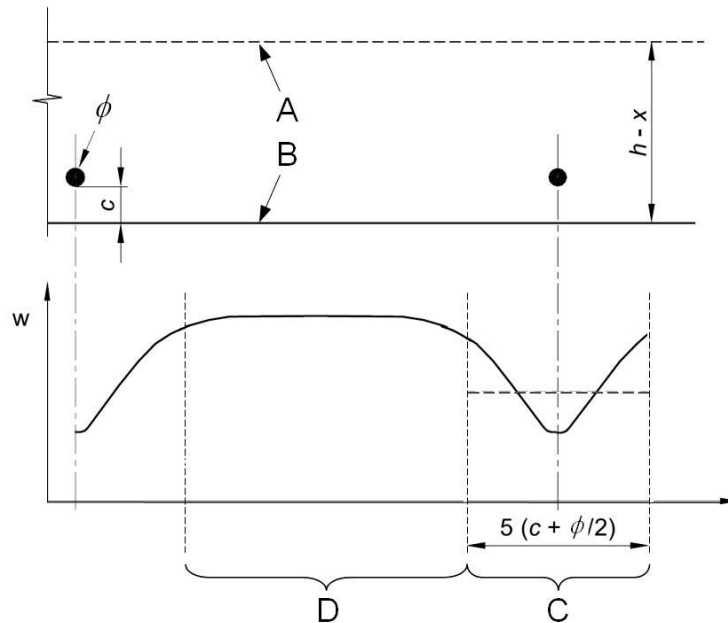


Figura C4.1.10 Ampiezza delle fessure, w , in funzione della posizione rispetto alle barre di armatura.

Verifica della fessurazione senza calcolo diretto

La verifica dell'ampiezza di fessurazione per via indiretta, così come riportata nell'ultimo capoverso del punto 4.1.2.2.4.6 delle NTC, può riferirsi ai limiti di tensione nell'acciaio d'armatura definiti nelle Tabelle C4.1.II e C4.1.III. La tensione σ_s è quella nell'acciaio d'armatura prossimo al lembo teso della sezione calcolata nella sezione parzializzata per la combinazione di carico pertinente (v. Tabella C4.1.IV NTC). Per le armature di pretensione aderenti la tensione σ_s si riferisce all'escursione oltre la decompressione del calcestruzzo. Per le sezioni precomprese a cavi post-tesi si fa riferimento all'armatura ordinaria aggiuntiva.

Tabella C4.1.II *Diametri massimi delle barre per il controllo di fessurazione*

Tensione nell'acciaio σ_s [MPa]	Diametro massimo ϕ delle barre (mm)		
	$w_3 = 0,4$ mm	$w_2 = 0,3$ mm	$w_1 = 0,2$ mm
160	40	32	25
200	32	25	16
240	20	16	12
280	16	12	8
320	12	10	6
360	10	8	-

Tabella C4.1.III *Spaziatura massima delle barre per il controllo di fessurazione*

Tensione nell'acciaio σ_s [MPa]	Spaziatura massima s delle barre (mm)		
	$w_3 = 0,4$ mm	$w_2 = 0,3$ mm	$w_1 = 0,2$ mm
160	300	300	200
200	300	250	150
240	250	200	100
280	200	150	50
320	150	100	-
360	100	50	-

C4.1.2.2.5 *Verifica delle tensioni di esercizio*

La verifica delle tensioni in esercizio si può effettuare nelle usuali ipotesi di comportamento lineare dei materiali, trascurando la resistenza a trazione del calcestruzzo teso.

Nei calcoli per azioni di breve durata può assumersi il valore del modulo di elasticità del calcestruzzo E_c dato dalla (11.2.5) delle NTC, ed un modulo di elasticità dell'acciaio E_s pari a 210.000 N/mm^2 . Tale valore può essere opportunamente ridotto nel caso di fili, trecce e trefoli da cemento armato precompresso.

Nel caso di azioni di lunga durata, gli effetti della viscosità del calcestruzzo si possono tenere in conto riducendo opportunamente il modulo di elasticità E_c mediante l'introduzione del coefficiente di viscosità ϕ definito nel §11.2.10.7 delle NTC.

Nei casi in cui si ritenga possibile effettuare un'unica verifica indipendente dal tempo, si può assumere un coefficiente di omogeneizzazione n fra i moduli di elasticità di acciaio e calcestruzzo pari a 15.

C4.1.6 DETTAGLI COSTRUTTIVI

C4.1.6.1 Elementi monodimensionali:Travi e pilastri

C4.1.6.1.1 Armatura delle travi

Con riferimento al 2° capoverso del § 4.1.6.1.1 delle NTC, si precisa che detta prescrizione si riferisce alle travi senza armatura al taglio. Per le travi con armatura al taglio, sugli appoggi di estremità all'intradosso deve essere disposta un'armatura efficacemente ancorata, calcolata per uno sforzo di trazione coerente con il valore dell'inclinazione del puntone diagonale ($\cot \theta$) assunto nella verifica a taglio e con la resistenza V_{Rd} .

C4.1.6.1.3 Copriferro e interferro

Con riferimento al §4.1.6.1.3 delle NTC, al fine della protezione delle armature dalla corrosione il valore minimo dello strato di ricoprimento di calcestruzzo (copriferro) deve rispettare quanto indicato in Tabella C4.1.IV, nella quale sono distinte le tre condizioni ambientali di Tabella 4.1.IV delle NTC. I valori sono espressi in mm e sono distinti in funzione dell'armatura, barre da c.a. o cavi aderenti da c.a.p. (fili, trecce e trefoli), e del tipo di elemento, a piastra (solette, pareti,...) o monodimensionale (travi, pilastri,...).

A tali valori di tabella vanno aggiunte le tolleranze di posa, pari a 10 mm o minore, secondo indicazioni di norme di comprovata validità.

I valori della Tabella C4.1.IV si riferiscono a costruzioni con vita nominale di 50 anni (Tipo 2 secondo la Tabella 2.4.I delle NTC). Per costruzioni con vita nominale di 100 anni (Tipo 3 secondo la citata Tabella 2.4.I) i valori della Tabella C4.1.IV vanno aumentati di 10 mm. Per classi di resistenza inferiori a C_{min} i valori della tabella sono da aumentare di 5 mm. Per produzioni di elementi sottoposte a controllo di qualità che preveda anche la verifica dei copriferri, i valori della tabella possono essere ridotti di 5 mm.

Per acciai inossidabili o in caso di adozione di altre misure protettive contro la corrosione e verso i vani interni chiusi di solai alleggeriti (alveolari, predalles, ecc.), i copriferri potranno essere ridotti in base a documentazioni di comprovata validità.

Tabella C4.1.IV Copriferri minimi in mm

			barre da c.a. elementi a piastra		barre da c.a. altri elementi		cavi da c.a.p. elementi a piastra		cavi da c.a.p. altri elementi	
			$C \geq C_o$	$C_{min} \leq C < C_o$	$C \geq C_o$	$C_{min} \leq C < C_o$	$C \geq C_o$	$C_{min} \leq C < C_o$	$C \geq C_o$	$C_{min} \leq C < C_o$
C_{min}	C_o	ambiente								

C25/30	C35/45	ordinario	15	20	20	25	25	30	30	35
C28/35	C40/50	aggressivo	25	30	30	35	35	40	40	45
C35/45	C45/55	molto ag.	35	40	40	45	45	50	50	50

C4.1.6.1.4 Ancoraggio delle barre e loro giunzioni

Nella valutazione della lunghezza di sovrapposizione si deve tenere conto dello sforzo in entrambe le barre e considerare la percentuale delle barre sovrapposte nella sezione.

C4.1.9 NORME ULTERIORI PER I SOLAI

Ai solai, oltre al compito di garantire la resistenza ai carichi verticali, è richiesta anche rigidità nel proprio piano al fine di distribuire correttamente le azioni orizzontali tra le strutture verticali.

Il progettista deve verificare che le caratteristiche dei materiali, delle sezioni resistenti nonché i rapporti dimensionali tra le varie parti siano coerenti con tali aspettative.

A tale scopo deve verificare che:

- 1) le deformazioni risultino compatibili con le condizioni di esercizio del solaio e degli elementi costruttivi ed impiantistici ad esso collegati;
- 2) vi sia, in base alle resistenze meccaniche dei materiali, un rapporto adeguato tra la sezione delle armature di acciaio, la larghezza delle nervature in conglomerato cementizio, il loro interasse e lo spessore della soletta di completamento in modo che sia assicurata la *rigidità nel piano* e che sia evitato il pericolo di effetti secondari indesiderati.

C4.1.9.1 Solai misti di c.a. e c.a.p. e blocchi forati in laterizio

Per i solai misti in cemento armato normale e precompresso e blocchi forati in laterizio si possono distinguere le seguenti categorie di blocchi:

- a) blocchi non collaboranti aventi prevalente funzione di alleggerimento; in unione con il calcestruzzo di completamento le pareti laterali dei blocchi e la parete orizzontale superiore possono, se è garantita una perfetta aderenza con il calcestruzzo, partecipare alla resistenza alle forze di taglio e all'aumento della rigidità flessionale rispettivamente;

- b) blocchi collaboranti aventi funzione statica in collaborazione con il conglomerato. Essi partecipano alla definizione della sezione resistente ai fini delle verifiche agli stati limite di esercizio e ultimi nonché delle deformazioni.

Al fine di perseguire le esigenze esposte nei punti 1 e 2 del §C.4.1.9, per i solai misti in c.a. e blocchi di laterizio si ritiene necessario che siano verificate le seguenti condizioni.

C4.1.9.1.1 Regole generali e caratteristiche minime dei blocchi

I blocchi di laterizio sia *collaboranti* che *non collaboranti* devono avere le seguenti caratteristiche minime:

- il profilo delle pareti delimitanti le nervature di conglomerato da gettarsi in opera non deve presentare risvolti che ostacolino il deflusso del calcestruzzo e restringano la sezione delle nervature stesse sotto i limiti minimi stabiliti. Nel caso si richieda ai blocchi il concorso alla resistenza agli sforzi tangenziali si devono impiegare elementi monoblocco disposti in modo che nelle file adiacenti, comprendenti una nervatura di conglomerato, i giunti risultino sfalsati tra loro. Si devono adottare forme semplici, caratterizzate da setti rettilinei allineati, per lo più continui, particolarmente nella direzione orizzontale, con rapporto spessore/lunghezza il più possibile uniforme. Speciale cura deve essere rivolta al controllo della integrità dei blocchi con particolare riferimento alla eventuale presenza di fessurazioni.

- le pareti esterne sia orizzontali che verticali devono avere uno spessore minimo di mm 8. Le pareti interne sia orizzontali che verticali devono avere uno spessore minimo di mm 7. Tutte le intersezioni dovranno essere raccordate con raggio di curvatura, al netto delle tolleranze, maggiore di mm 3. Il rapporto tra l'area complessiva dei fori e l'area lorda delimitata dal perimetro della sezione dei blocchi non deve risultare maggiore di $0,6 + 0,625 \cdot h$ (dove h è l'altezza del blocco in metri, $h \leq 0,32$ m).

C4.1.9.1.2 Limiti dimensionali

Le varie parti del solaio devono rispettare i seguenti limiti dimensionali:

- a) la larghezza delle nervature deve essere non minore di 1/8 del loro interasse e comunque non inferiore a 80 mm. Nel caso di produzione di serie in stabilimento di pannelli solaio completi, il limite può scendere a 50 mm;
- b) l'interasse delle nervature deve essere non maggiore di 15 volte lo spessore della soletta;
- c) la dimensione massima del blocco di laterizio non deve essere maggiore di 520 mm.

C4.1.9.1.3 Caratteristiche fisico-meccaniche

I blocchi di entrambe le categorie devono garantire una resistenza a punzonamento o punzonamento-flessione (quest'ultimo caso se sono del tipo interposto) per carico concentrato non minore di 1,50 kN. Il carico deve essere applicato su un'impronta quadrata di 50 mm di lato nel punto della superficie orizzontale superiore a cui corrisponde minore resistenza del blocco.

Per i blocchi collaboranti, la resistenza caratteristica a compressione, riferita alla sezione netta delle pareti e delle costolature, deve risultare non minore di 30 N/mm², nella direzione dei fori, e di 15 N/mm² nella direzione trasversale ai fori, nel piano del solaio. La *resistenza caratteristica a trazione per flessione*, determinata su campioni ricavati dai blocchi mediante opportuno taglio di listelli di dimensioni minime mm 30 x 120 x spessore, deve essere non minore di 10 N/mm².

Per i blocchi non collaboranti, la resistenza caratteristica a compressione, riferita alla sezione netta delle pareti e delle costolature, deve risultare non minore di 15 N/mm², nella direzione dei fori, e di 7 N/mm² nella direzione trasversale ai fori, nel piano del solaio. La *resistenza caratteristica a trazione per flessione*, determinata su campioni ricavati dai blocchi mediante opportuno taglio di listelli di dimensioni minime mm. 30 x 120 x spessore, deve essere non minore di 7 N/mm².

Il modulo elastico del laterizio non deve essere superiore a 25 kN/mm².

Il coefficiente di dilatazione termica lineare del laterizio deve essere $\alpha_t \geq 6 \cdot 10^{-6} \text{ } ^\circ\text{C}^{-1}$

Il valore della dilatazione per umidità misurata secondo quanto stabilito nel Cap.11 delle NTC, deve essere minore di $4 \cdot 10^{-4}$.

Nei solai in cui l'armatura è collocata entro scanalature, qualunque superficie metallica deve essere contornata in ogni direzione da un adeguato spessore di malta cementizia.

Al fine di garantire un'efficace inserimento dell'armatura nelle scanalature, detta armatura non dovrà avere diametro superiore a 12 mm.

C4.1.12 CALCESTRUZZO DI AGGREGATI LEGGERI

Il presente capitolo si applica ai calcestruzzi di aggregati leggeri di natura minerale, artificiale o naturale, con esclusione dei calcestruzzi aerati.

I calcestruzzi di aggregati leggeri debbono essere specificati in ragione della classe di resistenza e di massa per unità di volume.

Le classi di resistenza ammesse per impieghi strutturali sono dalla LC16/18 fino alla LC55/60, secondo la classificazione di cui alla UNI EN 206-1:2006, riportata nella Tabella C4.1.V.

Tabella C4.1.V *Classi di resistenza a compressione per il calcestruzzo leggero strutturale*

Classe di resistenza a compressione	Resistenza caratteristica cilindrica minima f_{ck} [N/mm ²]	Resistenza caratteristica cubica minima R_{ck} [N/mm ²]
LC 16/18	16	18
LC 20/22	20	22
LC 25/28	25	28
LC 30/33	30	33
LC 35/38	35	38
LC 40/44	40	44
LC 45/50	45	50
LC 50/55	50	55
LC 55/60	55	60

Le classi di massa per unità di volume ammesse per impieghi strutturali sono riportate nella Tabella C4.1.VI. Nella stessa tabella, per ciascuna classe, sono indicati i valori nominali della massa per unità di volume del calcestruzzo da adottare nel calcolo del peso proprio delle membrature.

Oltre ai normali controlli di accettazione in termini di resistenza, per i calcestruzzi di aggregati leggeri si dovranno eseguire controlli di accettazione con riguardo alla massa per unità di volume, da condurre secondo quanto specificato nelle norme UNI EN 206-1 e UNI EN 12390-7.

La resistenza alla frantumazione dell'aggregato leggero influenza la resistenza a compressione del calcestruzzo leggero e, pertanto, deve essere determinata in conformità all'Appendice A delle UNI EN 13055 e dichiarata dal produttore.

C4.1.12.1 Norme di calcolo

Per il progetto di strutture di aggregati leggeri si applicano le norme di cui ai §4.1.1 a §4.1.11 delle NTC, con le seguenti integrazioni e modifiche.

Tabella C4.1.VI *Classi di massa per unità di volume del calcestruzzo di aggregati leggeri ammesse per l'impiego strutturale*

Classe di massa per unità di volume	D1,5	D1,6	D1,7	D1,8	D1,9	D2,0
Intervallo di massa per unità di volume [kg/m ³]	1400 < ρ ≤ 1500	1500 < ρ ≤ 1600	1600 < ρ ≤ 1700	1700 < ρ ≤ 1800	1800 < ρ ≤ 1900	1900 < ρ ≤ 2000
Massa per unità di volume calcestruzzo non armato [kg/m ³]	1550	1650	1750	1850	1950	2050
Massa per unità di volume calcestruzzo armato [kg/m ³]	1650	1750	1850	1950	2050	2150

C4.1.12.1.1 *Caratteristiche meccaniche del calcestruzzo*

C4.1.12.1.1.1 Resistenza a trazione

Il valore medio della resistenza a trazione semplice (assiale), in mancanza di sperimentazione diretta, può essere assunto pari a:

$$f_{lctm} = 0,30 f_{lck}^{2/3} \eta_1 \quad \text{per calcestruzzo di classe } \leq \text{LC } 50/55 \quad (\text{C4.1.22})$$

$$f_{lctm} = 2,12 \ln[1+(f_{lcm}/10)] \eta_1 \quad \text{per calcestruzzo di classe } \leq \text{LC } 50/55 \quad (\text{C4.1.23})$$

dove:

- $\eta_1 = 0,40 + 0,60 \rho / 2200$;
- ρ = valore limite superiore della massa per unità di volume del calcestruzzo, per la classe di massa per unità di volume di appartenenza in kg/m³;
- f_{lcm} = valore della resistenza media cilindrica a compressione in N/mm².

I valori caratteristici della resistenza a trazione semplice, corrispondenti ai frattili 0,05 e 0,95, possono assumersi pari a:

$$\text{- frattile 5\% :} \quad f_{lctk,0,05} = 0,7 f_{lctm} \quad (\text{C4.1.24.a})$$

$$\text{- frattile 95\% :} \quad f_{lctk,0,95} = 1,3 f_{lctm} \quad (\text{C4.1.24.b})$$

La resistenza a trazione di calcolo è pari a:

$$f_{ctd} = 0,85 f_{ctk}/\gamma_C \quad (C4.1.25)$$

C4.1.12.1.1.2 Modulo di elasticità

In assenza di sperimentazione diretta, una stima del modulo elastico secante a compressione a 28 giorni può essere ottenuta dall'espressione:

$$E_{lcm} = 22000 \left[\frac{f_{lcm}}{10} \right]^{0,3} \eta_E \quad [\text{MPa}] \quad (C4.1.26)$$

essendo:

- f_{lcm} = valore della resistenza media cilindrica a compressione in N/mm^2 ;
- $\eta_E = \left(\frac{\rho}{2200} \right)^2$
- ρ = valore limite superiore della massa per unità di volume del calcestruzzo, per la classe di massa per unità di volume di appartenenza in kg/m^3 .

C4.1.12.1.2 Verifiche agli stati limite ultimi

C4.1.12.1.2.1 Resistenza a sforzo normale e flessione (elementi monodimensionali)

Valgono le ipotesi di base di cui al §4.1.2.1.2 delle NTC.

Per il diagramma tensione-deformazione del calcestruzzo è possibile adottare il modello parabola-rettangolo (a) o triangolo-rettangolo (b), entrambi raffigurati nella Figura C4.1.11.

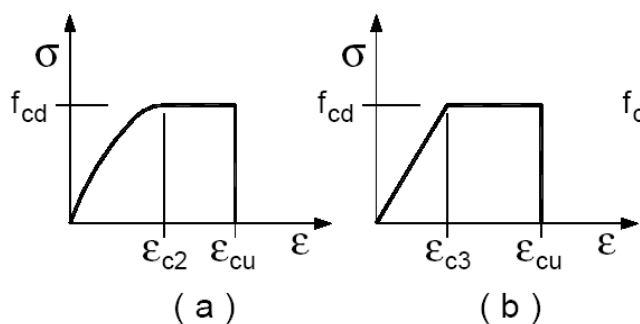


Figura C4.1.11 Modelli σ - ϵ per il calcestruzzo di aggregati leggeri

I limiti deformativi ϵ_{c2} , ϵ_{c3} ed ϵ_{cu} possono essere assunti

- per calcestruzzi di classe di resistenza inferiore o uguale a LC 50/55 pari a:

$$\epsilon_{c2} = 0,20 \%$$

$$\varepsilon_{c3} = 0,175 \%$$

$$- \varepsilon_{cu} = \eta_1 0,35 \%, \text{ essendo } \eta_1 = 0,40 + 0,60 \rho / 2200$$

- per calcestruzzi di classe di resistenza pari a LC 55/60 pari a:

$$\varepsilon_{c2} = 0,22 \%$$

$$\varepsilon_{c3} = 0,18 \%$$

$$\varepsilon_{cu} = \eta_1 0,31 \%$$

C4.1.12.1.2.2 Resistenza nei confronti di sollecitazioni taglianti

C4.1.12.1.2.2.1 Elementi senza armature trasversali resistenti al taglio

Valgono le limitazioni di utilizzo di elementi privi di armature resistenti a taglio, stabilite al §4.1.2.1.3.1 delle NTC per i calcestruzzi ordinari.

La resistenza a taglio (espressa in N) di un elemento fessurato da momento flettente si può valutare attraverso la formula seguente:

$$V_{IRd,c} = \left[0,15 \eta_1 k (100 \rho_l f_{lck})^{1/3} / \gamma_c + 0,15 \sigma_{cp} \right] b_w d \geq (v_{l,min} + 0,15 \sigma_{cp}) b_w d \quad (C4.1.27)$$

nella quale:

$$\eta_1 = 0,40 + 0,60 \rho / 2200$$

$$k = 1 + (200/d)^{1/2} \leq 2$$

$$v_{l,min} = 0,030 k^{3/2} f_{lck}^{1/2}$$

essendo

d l'altezza utile della sezione (in mm);

$\rho_l = A_{sl} / (b_w d)$ il rapporto geometrico di armatura longitudinale ($\leq 0,02$);

$\sigma_{cp} = N_{Ed} / A_c$ la tensione media di compressione nella sezione ($\leq 0,2 f_{cd}$);

b_w la larghezza minima della sezione (in mm).

Nel caso di elementi in cemento armato precompresso disposti in semplice appoggio, nelle zone non fessurate da momento flettente (con tensioni di trazione non superiori a f_{ctd}) la resistenza può valutarsi, in via semplificativa, con la formula (4.1.15) delle NTC, sostituendo a f_{ctd} il corrispondente valore f_{ctd} per il calcestruzzo di aggregati leggeri.

In ogni caso il taglio di calcolo V_{Ed} non dovrà superare la limitazione seguente, nella quale la caratteristica resistente è valutata con riferimento alla condizione fessurata del calcestruzzo:

$$V_{Ed} \leq 0,5 \eta_1 b_w d v_1 f_{lcd} \quad (C4.1.28)$$

Nella (C4.1.28) v_1 è il fattore di riduzione della resistenza del calcestruzzo fessurato per sollecitazioni taglianti dato da

$$v_1 = 0,5 \eta_1 (1 - f_{lck}/250) \quad (C4.1.29)$$

dove la resistenza caratteristica a trazione del calcestruzzo leggero f_{lck} è espressa in MPa.

C4.1.12.1.2.2 Elementi con armature trasversali resistenti al taglio

Si applicano le regole di calcolo di cui al §4.1.2.1.3.2 delle NTC, sostituendo nella formula (C4.1.27) f'_{cd} con il valore $f'_{lcd} = 0,40 f_{lcd}$.

C4.1.12.1.2.3 Resistenza nei confronti di sollecitazioni torcenti

Si applicano le regole di calcolo di cui al §4.1.2.1.4 delle NTC, sostituendo nella formula (4.1.27) f'_{cd} con il valore $f'_{lcd} = 0,40 f_{lcd}$.

C4.1.12.1.3 Verifiche agli stati limite di esercizio

Le verifiche nei confronti degli stati limite di esercizio si eseguono conformemente alle indicazioni valide per le strutture in calcestruzzo ordinario, adeguate in relazione alle specificità dei calcestruzzo di aggregati leggeri.

C4.1.12.1.3.1 Verifiche di deformabilità

Le verifiche di deformabilità possono essere omesse quando le snellezze delle membrane, divise per il coefficiente η_E definito al §C4.1.12.3.1.2, soddisfano le limitazioni indicate al §C4.1.2.2.2.

C4.1.12.1.4 Dettagli costruttivi

C4.1.12.1.4.1 Diametro massimo delle barre e dei trefoli

Le armature ordinarie ammesse sono barre ad aderenza migliorata o reti elettrosaldate. Il diametro delle barre non può superare 32 mm.

Per barre raggruppate, il diametro equivalente del raggruppamento⁴ non deve eccedere i 45 mm.

⁴ Il diametro equivalente di un raggruppamento di n barre uguali tra loro può assumersi pari a $\phi_n = \phi \sqrt{n}$.

Per strutture precomprese a cavi pretesi si dovranno impiegare trefoli con diametro inferiore o uguale a 1/2".

C4.1.12.1.4.2 Raggio di curvatura delle barre

Il diametro dei mandrini per la piegatura delle barre deve essere incrementato del 50% rispetto al valore ammesso per il calcestruzzo ordinario. In particolare, i valori minimi dei diametri dei mandrini da utilizzare in relazione al diametro delle barre è dato da:

per $\phi \leq 16 \text{ mm}$ $D \geq 6 \phi$

per $\phi > 16 \text{ mm}$ $D \geq 11 \phi$.

C4.1.12.1.4.3 Ancoraggio delle barre e sovrapposizioni

Il calcolo della tensione ultima di aderenza di barre inserite in getti di calcestruzzo leggero strutturale può essere valutato con riferimento alla formulazione valida per il calcestruzzo ordinario, sostituendo al valore di f_{ctd} , che vi compare, il valore $f_{lctd} = f_{lctk} / \gamma_C$.

C4.2 COSTRUZIONI DI ACCIAIO

E' stata introdotta una classificazione delle sezioni in termini di resistenza e capacità di rotazione, conforme all'Eurocodice 3, cosicché l'individuazione dei metodi di analisi strutturale e dei criteri di verifica applicabili risulta fortemente semplificata.

Particolarmente innovativa è la possibilità di impiegare, per l'analisi globale delle strutture, oltre al classico metodo elastico, anche il metodo plastico, il metodo elastico con redistribuzione o il metodo elastoplastico, purché siano soddisfatte certe condizioni.

Le unioni chiodate, bullonate, ad attrito con bulloni AR, saldate a piena penetrazione e saldate a cordoni d'angolo o a parziale penetrazione sono trattate diffusamente; novità sostanziale è la possibilità di verificare le saldature a cordoni d'angolo o a parziale penetrazione sia mediante il classico approccio nazionale che considera la sezione di gola del cordone ribaltata sui lati del cordone stesso, sia mediante l'approccio dell'Eurocodice 3, che considera la sezione di gola nell'effettiva posizione.

Le suddette regole generali di progettazione ed esecuzione per le Costruzioni in acciaio sono poi opportunamente integrate, nel §7.5 delle NTC, per l'impiego in zona sismica.

C4.2.1 MATERIALI

Per quanto attiene le costruzioni di acciaio si segnala che la gamma degli acciai da carpenteria laminati a caldo e formati a freddo normalmente impiegabili è stata estesa dall'acciaio S235 fino all'acciaio S460.

C4.2.2 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

Alcune problematiche specifiche, quali l'instabilità, la fatica e la fragilità alle basse temperature sono trattate nelle NTC in termini generali, approfondendo soltanto gli aspetti applicativi maggiormente ricorrenti e rimandando, per questioni di dettaglio o molto specialistiche, a normative di comprovata validità.

C4.2.3 ANALISI STRUTTURALE

Nell'analisi strutturale si devono considerare, se rilevanti, tutti gli effetti che possono influenzare la resistenza e/o la rigidità della struttura e il suo comportamento, quali, ad esempio, imperfezioni, effetti del secondo ordine, fenomeni d'instabilità locale, effetti di trascinamento da taglio.

C4.2.3.1 Classificazione delle sezioni

La classificazione delle sezioni ricorrenti è riportata nel §4.2.3.1 delle NTC (Tabella 4.2.I).

Scopo della classificazione delle sezioni in acciaio è quello di quantificare l'influenza dei fenomeni di instabilità locale sulla resistenza e sulla capacità deformativa delle sezioni in acciaio.

Le tabelle 4.2.I-III delle NTC forniscono indicazioni per definire se una sezione appartiene alle classi 1, 2 o 3; il metodo di classificazione proposto dipende dal rapporto tra la larghezza e lo spessore delle parti della sezione soggette a compressione, per cui nel procedimento di classificazione devono essere considerate tutte quelle parti completamente o parzialmente compresse.

La sezione è in genere classificata secondo la classe più sfavorevole delle sue parti compresse.

In alternativa, è possibile procedere ad una classificazione separata delle flange e dell'anima della sezione, limitando localmente, all'interno della sezione, le capacità plastiche delle singole parti. Le sezioni che non soddisfano i requisiti imposti per la classe 3 sono di classe 4.

Oltre che mediante il procedimento semplificato proposto nelle tabelle 4.2.I-III delle NTC, è possibile classificare una sezione strutturale anche tramite la determinazione della sua capacità rotazionale e quindi delle sue proprietà plastiche complessive, facendo riferimento a metodologie di calcolo di riconosciuta validità.

Ad eccezione delle verifiche di stabilità, che devono essere condotte con stretto riferimento alla classificazione della Tabella 4.2.I delle NTC, una parte di sezione di classe 4 può essere trattata come una parte di sezione di classe 3 se è caratterizzata da un rapporto larghezza/spessore entro il limite previsto per la classe 3, incrementato di \bar{k} ,

$$\bar{k} = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\gamma_{M0} \cdot \sigma_{c,Ed}}} \quad (C4.2.1)$$

essendo $\sigma_{c,Ed}$ la massima tensione di compressione indotta nella parte considerata dalle azioni di progetto.

Il calcolo delle sezioni di classe 4 può essere effettuato in riferimento alle metodologie di calcolo descritte nei successivi §§C4.2.5 e C4.2.6.

C4.2.3.3 Metodi di analisi globale

I metodi di analisi globale sono indicati al §4.2.3.3 delle NTC.

I metodi di analisi globale elastico (E) o elastoplastico (EP) possono essere utilizzati per sezioni di classe qualsiasi, come indicato nella Tabella C4.2.IV delle NTC.

Il metodo di analisi globale plastico (P) può essere impiegato se sono soddisfatte alcune condizioni, in particolare se si possono escludere fenomeni di instabilità e se le sezioni in cui sono localizzate le cerniere plastiche, in cui, cioè, il momento flettente è uguale a

$$M_{pl,Rd} = \frac{W_{pl} f_{yk}}{\gamma_{M0}} \quad (C4.2.2)$$

hanno sufficiente capacità di rotazione. Nella (C4.2.2) W_{pl} è il modulo plastico della sezione, f_{yk} è la tensione di snervamento caratteristica e $\gamma_{M0}=1,05$ (v. Tabella 4.2.V delle NTC).

Le porzioni di trave in corrispondenza ed in prossimità delle cerniere plastiche devono essere assicurate nei confronti dei fenomeni di instabilità flessio-torsionale e dell'equilibrio in generale, disponendo, se necessario, appositi ritegni torsionali e controllando la classificazione della sezione trasversale del profilo lungo tale porzione. In tal modo è possibile garantire la capacità rotazionale in tutte le sezioni in cui si possano formare delle cerniere plastiche sotto i carichi di progetto.

Se la cerniera è localizzata in una membratura, la sezione della membratura deve essere simmetrica rispetto al piano di sollecitazione; se la cerniera è localizzata in una giunzione, la giunzione deve avere una capacità di rotazione, valutata secondo metodologie di riconosciuta validità, maggiore di quella richiesta. Nel caso in cui la cerniera plastica si sviluppi all'interno della membratura, la

giunzione deve essere comunque dotata di un livello di sovrarresistenza tale da evitare che la cerniera plastica possa interessare la giunzione.

In assenza di più accurate determinazioni,

- in membrature a sezione costante, la capacità di rotazione richiesta si intende assicurata se la sezione in cui si forma la cerniera plastica è di classe 1 secondo il §4.2.3.1 delle NTC; inoltre, qualora nella sezione il rapporto tra il taglio di progetto e la resistenza plastica a taglio della sezione risulti maggiore di 0,1, si devono disporre irrigidimenti trasversali d'anima a distanza non superiore a 0,5 h dalla cerniera, essendo h l'altezza della trave;
- in membrature a sezione variabile, la capacità di rotazione richiesta si intende assicurata se la sezione in cui si forma la cerniera plastica è di classe 1 per un tratto pari ad a^* ,

$$a^* = \max(2d; L_{0,8M_p}) \quad (C4.2.3)$$

da ciascun lato della cerniera, essendo d l'altezza netta dell'anima in corrispondenza della cerniera e $L_{0,8M_p}$ la distanza tra la cerniera in cui il momento flettente assume il valore plastico di calcolo, $M_{pl,Rd}$, e la sezione in cui il momento flettente vale $0,8 M_{pl,Rd}$, e se, inoltre, risulta che lo spessore dell'anima si mantiene costante nell'intervallo $[-2d, 2d]$ centrato sulla cerniera plastica, e che, contemporaneamente, al di fuori delle zone sopra menzionate, la piattabanda compressa è di classe 1 o 2 e l'anima non è di classe 4.

Le zone tese indebolite dai fori, poste a distanza dalla cerniera plastica minore di a^* , debbono comunque soddisfare il principio di gerarchia delle resistenze indicato al §4.2.4.1.2 delle NTC

$$\frac{A \cdot f_{yk}}{\gamma_{M0}} \leq \frac{0,9 \cdot A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.4)$$

dove A è l'area lorda, A_{net} è l'area netta, f_{tk} è la resistenza a rottura caratteristica e $\gamma_{M2}=1,25$.

È ammesso il ricorso al metodo di analisi elastico con redistribuzione purché l'entità dei momenti da redistribuire sia non superiore a $0,15 \cdot M_{pl,Rd}$, il diagramma dei momenti sia staticamente ammissibile, le sezioni delle membrature in cui si attua la redistribuzione siano di classe 1 o 2 e siano esclusi fenomeni di instabilità.

C4.2.3.4 Effetti delle deformazioni

Nel §4.2.3.4 delle NTC si stabilisce che l'analisi globale della struttura può essere eseguita con la teoria del primo ordine quando il moltiplicatore dei carichi α_{cr} che induce l'instabilità della struttura è maggiore o uguale a 10, se si esegue un'analisi elastica, o a 15, se si esegue un'analisi plastica.

Il coefficiente α_{cr} è il minimo fattore del quale devono essere incrementati i carichi applicati alla struttura per causare il primo fenomeno di instabilità elastica globale, ovvero che coinvolge l'intera struttura. Tali valori possono essere ottenuti da apposite analisi elastiche (o di "buckling") condotte in genere utilizzando programmi di calcolo strutturale od apposite procedure numeriche.

Una forte limitazione al calcolo del moltiplicatore dei carichi α_{cr} con l'analisi plastica deriva dalla significativa influenza che le proprietà non-lineari dei materiali allo stato limite ultimo hanno sul comportamento di alcune tipologie strutturali (ad esempio telai in cui si formino delle cerniere plastiche con redistribuzione del momento flettente, oppure strutture con un comportamento fortemente non-lineare quali telai con nodi semi-rigidi o strutture con stralli o tiranti). In tali casi l'analisi plastica deve seguire approcci risolutivi molto più accurati che nel caso elastico; inoltre il valore limite di 15 può considerarsi valido solo per tipologie strutturali largamente utilizzate nella pratica e di semplice organizzazione dello schema strutturale. Per strutture più complesse devono essere reperiti valori limite idonei in normative di comprovata validità.

Nel caso di telai multipiano e nel caso di portali con falde poco inclinate, il moltiplicatore critico α_{cr} può essere stimato mediante l'espressione

$$\alpha_{cr} = \frac{h \cdot H_{Ed}}{\delta \cdot V_{Ed}} \quad (C4.2.5)$$

in cui H_{Ed} è il valore di progetto del taglio alla base dei pilastri della stilata considerata (taglio di piano), V_{Ed} è il valore di progetto della forza normale alla base dei pilastri della stilata considerata, h è l'altezza d'interpiano e δ lo spostamento d'interpiano. Nel calcolo di H_{Ed} e di δ si devono considerare, oltre alle forze orizzontali esplicite, anche quelle fittizie dovute alle imperfezioni, calcolate come indicato al §C4.2.3.5.

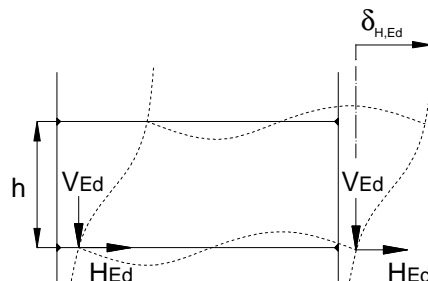


Figura C4.2.1 Configurazione deformata di strutture a telaio sotto azioni orizzontali e verticali

L'applicazione della (C4.2.5) richiede che la forza normale di progetto N_{Ed} nelle travi sia poco significativa. In assenza di valutazioni più precise, questa condizione si intende soddisfatta se la

snellezza adimensionale $\bar{\lambda}$ della trave, considerata incernierata alle estremità, soddisfa la condizione

$$\bar{\lambda} \leq 0,3 \sqrt{\frac{A \cdot f_{yk}}{N_{Ed}}} \quad (C4.2.6)$$

dove A è l'area della trave.

C4.2.3.5 Effetti delle imperfezioni

Nell'analisi strutturale le autotensioni, le tensioni residue ed i difetti geometrici, quali errori di verticalità, errori di rettilineità, disallineamenti, eccentricità accidentali dei giunti, possono essere considerati introducendo imperfezioni geometriche equivalenti globali o locali.

Le imperfezioni globali equivalenti intervengono nell'analisi globale di strutture, in particolare telai e sistemi di controvento, mentre le imperfezioni locali si considerano per il calcolo di singoli elementi. Generalmente, la distribuzione delle imperfezioni può essere adottata coerente con quella corrispondente alla deformata critica relativa al modo instabile considerato.

Per telai sensibili alle azioni orizzontali, indicata con h l'altezza totale del telaio, l'imperfezione globale, in termini di errore di verticalità (Figura C4.2.2), può essere assunta pari a

$$\phi = \alpha_h \alpha_m \phi_0 \quad (C4.2.7)$$

dove ϕ_0 è il difetto di verticalità, $\phi_0 = h/200$, e α_h e α_m sono due coefficienti riduttivi dati da

$$\frac{2}{3} \leq \alpha_h = \frac{2}{\sqrt{h}} \leq 1,0 \text{ e da } \alpha_m = \sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{m} \right)} \quad (C4.2.8)$$

essendo m il numero dei pilastri di una stilata soggetti ad uno sforzo assiale di progetto N_{Ed} non minore del 50% della forza normale media di progetto agente sui pilastri della stilata stessa.

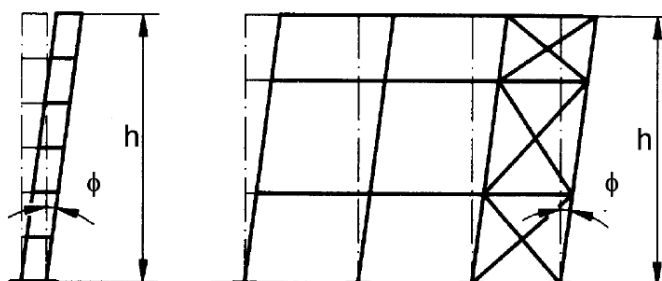


Figura C4.2.2 Imperfezioni globali equivalenti

Per il calcolo degli effetti delle imperfezioni sugli orizzontamenti si può far riferimento agli schemi di figura C4.2.3, in cui h è l'altezza d'interpiano e ϕ il valore dell'imperfezione, calcolato con la (C4.2.7).

Nell'analisi dei telai i difetti di verticalità possono essere trascurati quando

$$H_{Ed} \geq 0,15 \cdot V_{Ed} \quad (C4.2.9)$$

con H_{Ed} e V_{Ed} definiti al §C4.2.3.4.

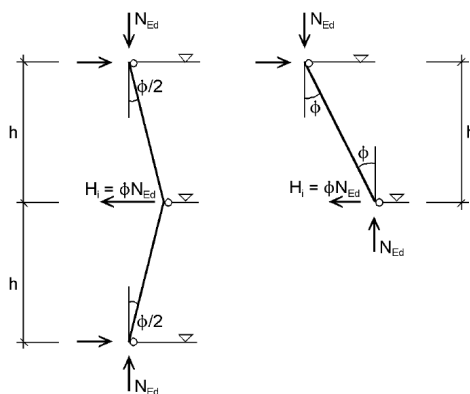


Figura C4.2.3 Effetti delle imperfezioni sugli orizzontamenti

Nel calcolo gli effetti delle imperfezioni locali possono essere generalmente trascurati. Nelle analisi globali di telai sensibili agli effetti del secondo ordine, tuttavia, può essere necessario considerare anche i difetti di rettilineità delle aste compresse che abbiano un vincolo rotazionale ad almeno un estremo e la cui snellezza adimensionale $\bar{\lambda}$, calcolata considerando l'asta incernierata ad entrambi gli estremi, sia

$$\bar{\lambda} \geq 0,5 \cdot \sqrt{\frac{A \cdot f_y}{N_{Ed}}} \quad (C4.2.10)$$

Le imperfezioni locali dei singoli elementi possono essere rappresentate considerando i valori degli scostamenti massimi dalla configurazione iniziale e_0/L , dove L è la lunghezza dell'elemento, dati in Tabella C4.2.I in funzione della curva d'instabilità (v. Tabella 4.2.VI delle NTC) e del tipo di analisi globale effettuata.

Le imperfezioni globali possono essere sostituite con forze concentrate F_h , applicate a ciascun orizzontamento e in copertura, date da

$$F_h = \phi \cdot N_{Ed} \quad (C4.2.11)$$

Le imperfezioni locali possono essere sostituite con forze distribuite q_h equivalenti, applicate a ciascuna colonna, date da

$$q_h = \frac{8 \cdot e_{0,d} N_{Ed}}{L^2} \quad (C4.2.12)$$

come indicato in figura C4.2.4.

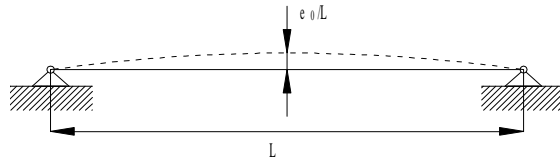
Nell'analisi di un sistema di controvento, le imperfezioni del sistema controventato possono essere tenute in conto considerando uno scostamento di quest'ultimo dalla configurazione iniziale di valor massimo e_0 uguale a

$$e_0 = \alpha_m \cdot \frac{L}{500} \quad (C4.2.13)$$

dove L è la luce del sistema di controvento e α_m dipende dal numero m di elementi controventati,

$$\alpha_m = \sqrt{\frac{1}{2} \left(1 + \frac{1}{m} \right)} \quad (C4.2.14)$$

Tabella C4.2.I Valori massimi delle imperfezioni locali

	Curva d'instabilità (v. Tabella 4.2.VI NTC)	e_0/L (analisi globale elastica)	e_0/L (analisi globale plastica)
	a_0		1/350
a		1/300	1/250
b		1/250	1/200
c		1/200	1/150
d		1/150	1/100

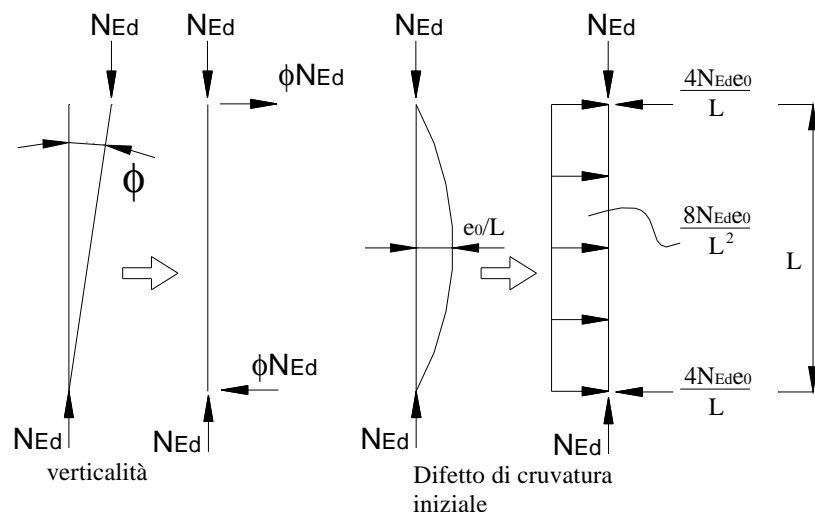


Figura C4.2.4 Sistemi di forze equivalenti alle imperfezioni

Gli effetti delle imperfezioni sul sistema di controvento possono essere tenute in conto anche mediante un carico distribuito equivalente

$$q_d = \frac{8(e_0 + \delta_q) N_{Ed}}{L^2} \quad (C4.2.15)$$

dove δ_q è la freccia massima del sistema di controvento dovuta a q_d e ai carichi esterni, da considerarsi nulla se si effettua un'analisi del second'ordine, e N_{Ed} è la forza normale di compressione nel sistema o quella trasmessa dagli elementi controventati (Figura C4.2.5).

Se il sistema di controventamento è preposto alla stabilizzazione laterale di un elemento inflesso di altezza h , la forza N_{Ed} , riportata nella (C4.2.15) e rappresentativa degli effetti prodotti dall'instabilità della piattabanda compressa dell'elemento inflesso sul controventamento, è data da

$$N_{Ed} = \frac{M_{Ed}}{h} \quad (C4.2.16)$$

dove M_{Ed} è il massimo momento flettente nell'elemento inflesso. Se l'elemento da stabilizzare è soggetto anche a compressione assiale, una quota di tale sollecitazione deve essere considerata per determinare N_{Ed} .

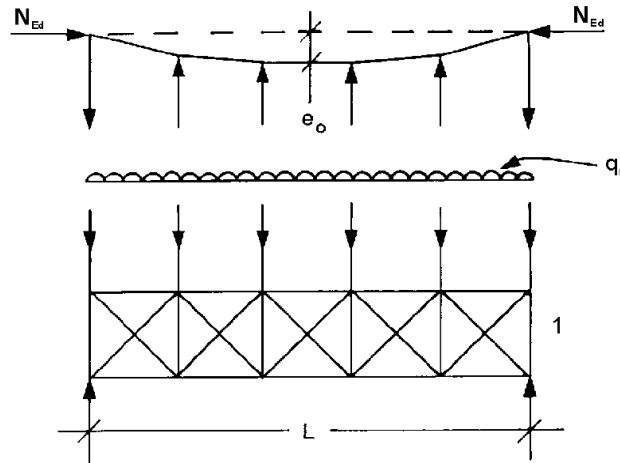


Figura C4.2.5 Forze equivalenti in sistemi di controvento

Le forze che piattabande o elementi compressi giuntati esercitano sul sistema di controvento, in corrispondenza del giunto, possono essere assunte uguali a

$$F_d = \alpha_m \cdot \phi_0 = \frac{\alpha_m \cdot N_{Ed}}{100} \quad (C4.2.17)$$

essendo N_{Ed} la forza di compressione nella piattabanda o nell'elemento (Figura C4.2.6).

Le imperfezioni locali non debbono essere considerate nelle verifiche di stabilità, poiché le formule di verifica nella presente sezione e adottate al §4.2 delle NTC le considerano implicitamente. Se, invece, la verifica della membratura è eseguita mediante un'apposita analisi del secondo ordine, si dovrà considerare un'imperfezione locale dell'asta, che potrà essere assunta uguale a e_0 per l'instabilità a compressione e a $0,5 \cdot e_0$ per l'instabilità flessotorsionale, essendo e_0 dato in Tabella C4.2.I.

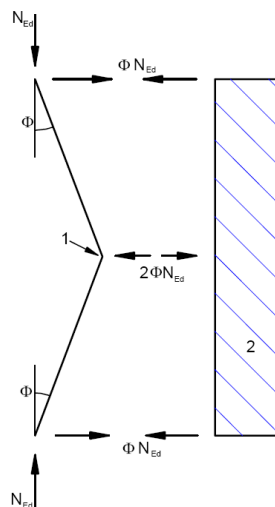


Figura C4.2.6 Forze equivalenti nelle giunzioni di elementi o piattabande compresse

C4.2.3.6 Analisi di stabilità di strutture intelaiate

Quando α_{cr} è minore dei limiti ricordati al §C4.2.3.4, l'analisi strutturale deve tener conto delle deformazioni.

Gli effetti del secondo ordine e le imperfezioni possono essere considerati nel calcolo con modalità diverse a seconda del tipo di struttura considerata e del tipo di analisi che può essere adottata.

Il metodo più generale prevede di eseguire un'analisi globale non lineare completa, in cui si verificano contemporaneamente sia la stabilità globale della struttura, sia la stabilità locale dei singoli elementi. Una possibile semplificazione di questo metodo consiste nell'eseguire un'analisi non lineare globale della struttura per verificarne la stabilità globale e determinare le sollecitazioni negli elementi, da verificare individualmente.

Nel caso in cui il modo instabile orizzontale sia predominante e risulti $\alpha_{cr} \geq 3,0$, l'analisi può essere semplificata. In questo caso, infatti, si può eseguire un'analisi globale lineare, considerando, per le verifiche degli elementi, le sollecitazioni dovute agli spostamenti orizzontali adeguatamente amplificate mediante un coefficiente $\beta > 1,0$. Per i telai multipiano, caratterizzati da distribuzioni di carichi verticali e orizzontali simili ad ogni piano e con distribuzione delle rigidezze orizzontali coerente con i tagli di piano, e per i portali il coefficiente di amplificazione delle sollecitazioni dovute alle azioni orizzontali può essere calcolato come

$$\beta = \frac{\alpha_{cr}}{\alpha_{cr} - 1} \quad (C4.2.18)$$

dove il moltiplicatore critico $\alpha_{cr} \geq 3,0$ può essere calcolato mediante la (C4.2.5).

C4.2.3.7 Lunghezza stabile della zona di cerniera di plastica

La verifica nei confronti dell'instabilità torsionale del tratto di membratura compreso tra il ritegno laterale che vincola la cerniera plastica e il ritegno torsionale successivo può essere condotta, in assenza di valutazioni più accurate, controllando che la lunghezza del tratto in esame sia minore della lunghezza stabile L_s .

Nel caso di travi a sezione costante aventi sezioni a I o a H, soggette a forza assiale poco significativa (v. §C4.2.3.4) e a momento flettente variabile linearmente, caratterizzate da un rapporto tra altezza h e spessore della piattabanda t_f ,

$$\frac{h}{t_f} \leq 40 \cdot \epsilon \quad (C4.2.19)$$

in cui

$$\varepsilon = \sqrt{\frac{235 \text{ MPa}}{f_{yk}}}$$

la lunghezza stabile può essere valutata, in via semplificata, come

$$\begin{aligned} L_s &= 35 \cdot \varepsilon \cdot i_z && \text{per } 0,625 \leq \psi \leq 1,0 \\ L_s &= (60 - 40 \cdot \psi) \cdot \varepsilon \cdot i_z && \text{per } -1 \leq \psi < 0,625 \end{aligned} \quad (\text{C4.2.20})$$

essendo i_z il raggio d'inerzia della piattabanda relativo all'asse dell'anima e ψ il rapporto tra i momenti flettenti alle estremità del segmento considerato, $M_{Ed,min}$ e $M_{pl,Rd}$,

$$\psi = \frac{M_{Ed,min}}{M_{pl,Rd}}$$

C4.2.4 VERIFICHE

C4.2.4.1.3 Stabilità delle membrature

C4.2.4.1.3.1 Stabilità di aste compresse composte

Aste compresse composte a sezione costante realizzate da due elementi (correnti) collegati tra loro con calastrelli o tralacci possono essere verificate con il metodo qui proposto, a condizione che i campi individuati dai calastrelli o dalle aste di parete del traliccio siano uguali e non meno di tre.

I correnti dell'asta composta possono essere a parete piena (Figura C4.2.7) oppure calastrellati o tralicciati a loro volta. Nel caso di correnti a pareti piena le tralicciature delle facce opposte devono corrispondersi ed essere sovrapponibili per traslazione, in caso contrario debbono essere considerati anche gli effetti torsionali sui correnti.

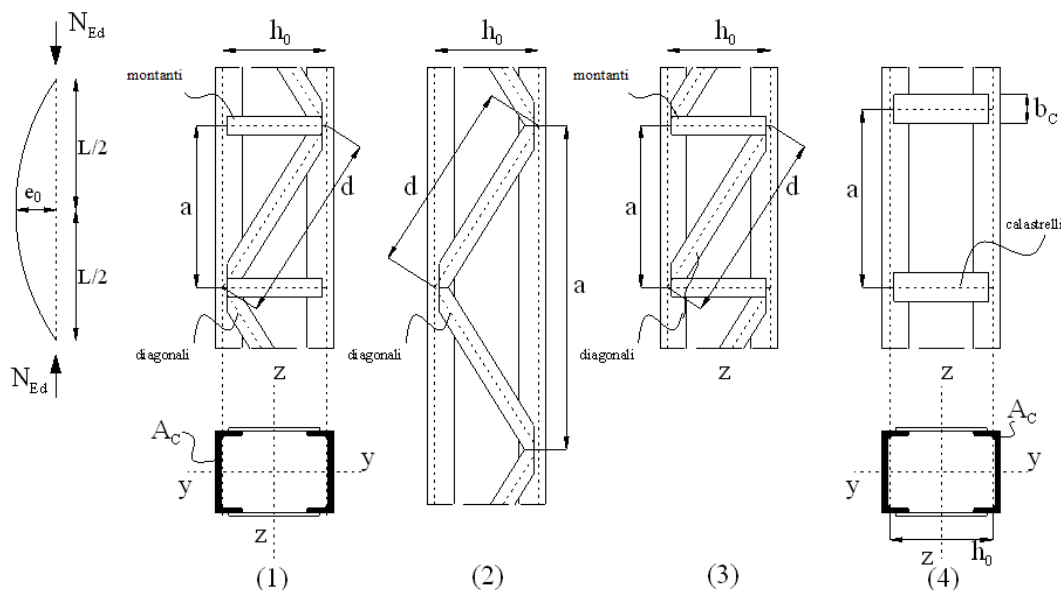


Figura C4.2.7 - Aste composte costituite da due correnti uguali

Nel seguito si fa riferimento ad aste di lunghezza L , incernierate agli estremi nel piano della calastrellatura o della tralicciatura, equiparando la deformabilità della calastrellatura o della tralicciatura alla deformabilità a taglio di un'asta a parete piena equivalente. Per condizioni di vincolo diverse la trattazione può essere convenientemente adattata.

Le imperfezioni di montaggio possono essere schematizzate considerando un difetto di rettilineità

$$e_0 = \frac{L}{500} \quad (\text{C4.2.21})$$

Oltre alle verifiche di stabilità dell'asta composta si devono eseguire anche le verifiche di stabilità e resistenza dei correnti e delle aste di parete, come specificato nel seguito.

Per configurazioni più complesse, non trattate nel presente documento, si può far riferimento a procedimenti di comprovata validità.

C4.2.4.1.3.1.1 Calcolo della forza normale di progetto agente in un corrente

Per un elemento costituito da due correnti a parete piena, la forza normale di progetto nei correnti può essere ricavata da

$$N_{C,Ed} = 0,5 \cdot N_{Ed} + \frac{M_{Ed} \cdot h_0 \cdot A_C}{2 \cdot J_{eff}} \quad (\text{C4.2.22})$$

dove

N_{Ed} è la forza normale di progetto dell'asta composta;

h_0 è la distanza tra i baricentri dei correnti;

A_C è l'area della sezione di ciascun corrente;

J_{eff} è il momento di inerzia efficace della sezione dell'elemento composto;

M_{Ed} è il momento di progetto dato da

$$M_{Ed} = \frac{N_{Ed} \cdot e_0 + M_{Ed}^I}{1 - N_{Ed} / N_{cr} - N_{Ed} / S_V} \quad (\text{C4.2.23})$$

in cui

$N_{cr} = \frac{\pi^2 E J_{eff}}{L^2}$ è il carico critico euleriano dell'asta composta;

M_{Ed}^I è il valore del massimo momento flettente agente in mezzzeria dell'asta composta;

S_V è la rigidezza a taglio equivalente della tralicciatura o della calastrellatura.

C4.2.4.1.3.1.2 Calcolo della forza di taglio agente negli elementi di collegamento

La verifica dei calastrelli e degli elementi di parete dei tralici nei campi estremi può essere eseguita considerando la forza di taglio nell'asta composta

$$V_{Ed} = \pi \frac{M_{Ed}}{L} \quad (C4.2.24)$$

Per i calastrelli si devono considerare anche il momento flettente e lo sforzo di taglio dovuto al funzionamento a telaio dell'elemento.

C4.2.4.1.3.1.3 Verifiche di aste composte tralicciate

Devono essere verificati nei riguardi dei fenomeni di instabilità sia i diagonali sia i correnti. La verifica si esegue controllando che

$$\frac{N_{c,Ed}}{N_{b,Rd}} \leq 1,0 \quad (C4.2.25)$$

Nel caso dei correnti, $N_{c,Ed}$ è la forza normale di progetto calcolata con la (C4.2.22), mentre $N_{b,Rd}$ è il carico critico, determinato in riferimento alla lunghezza di libera inflessione L_{ch} del corrente. Per correnti ad anima piena si può assumere $L_{ch}=a$ (v. Figura C4.2.7), per correnti tralicciati L_{ch} dipende dallo schema adottato ed è indicato in Figura C4.2.8.

La rigidezza equivalente dell'asta composta tralicciata può essere assunta uguale a

$$J_{eff} = 0,5 \cdot h_0^2 \cdot A_C \quad (C4.2.26)$$

mentre la rigidezza equivalente a taglio della tralicciatura, S_V , può essere ricavata, in funzione dello schema di tralicciatura adottato, dalla Tabella C4.2.II.

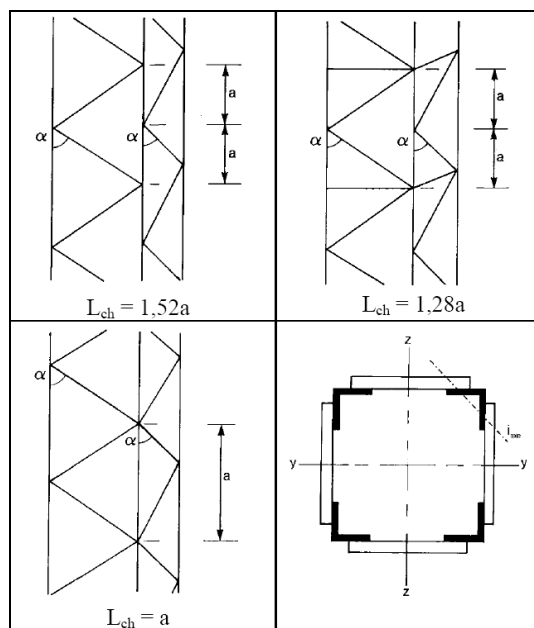


Figura C4.2.8 Lunghezza di libera inflessione dei correnti di aste tralicciate

Tabella C4.2.II Rigidezza a taglio equivalenti di aste tralicciate o calastrellate

Schema dell'asta composta (v. Figura C4.2.6)	(1)	(2)	(3)	(4)
S _V – rigidezza a taglio	$\frac{n \cdot EA_d \cdot a \cdot h_0^2}{d^3}$	$\frac{n \cdot EA_d \cdot a \cdot h_0^2}{2 \cdot d^3}$	$\frac{n \cdot EA_d \cdot a \cdot h_0^2}{d^3 \cdot \left[1 + \frac{A_d \cdot h_0^3}{A_v \cdot d^3} \right]}$	$\frac{24EJ_C}{a^2 \cdot \left[1 + \frac{2 \cdot J_C \cdot h_0}{n \cdot J_v \cdot a} \right]} \leq \frac{2\pi^2 E J_C}{a^2}$
A _d : area dei diagonali, A _v : area dei calastrelli, J _v : momento di inerzia del calastrello, A _C : area di un corrente, n: numero di piani di tralicciatura o calastrellatura				

C4.2.4.1.3.1.4 Verifiche di aste composte calastrellate

Nelle aste composte calastrellate le verifiche dei correnti e dei calastrelli possono essere condotte in riferimento alla distribuzione di forze e sollecitazioni indicata in Figura C4.2.9.

Cautelativamente, nei correnti, lo sforzo di taglio massimo di progetto V_{Ed} può essere combinato con la forza normale massima di progetto N_{Ed}.

La rigidezza a taglio equivalente S_V della parete calastrellata è indicata in Tabella C4.2.II (schema (4)).

Il momento di inerzia effettivo della sezione composta può essere ricavato da

$$J_{\text{eff}} = 0,5 \cdot h_0^2 \cdot A_C + 2 \cdot \mu \cdot J_C \quad (\text{C4.2.27})$$

dove J_C è il momento di inerzia della sezione del corrente e μ è un coefficiente di efficienza, uguale a 0 se la snellezza dell'asta composta λ è maggiore o uguale a 150, uguale a 1 se la snellezza è

minore o uguale a 75 e uguale a $(2-\lambda/75)$ se la snellezza è compresa tra 75 e 150.

La snellezza λ dell'asta è definita come :

$$\lambda = \frac{L}{i_0} = L \cdot \sqrt{\frac{2 \cdot A_c}{0,5 \cdot h_0^2 \cdot A_c + 2 \cdot I_c}} \quad (C4.2.28)$$

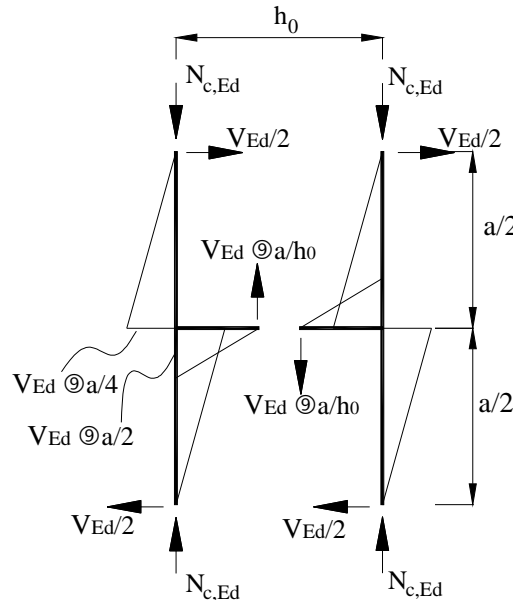


Figura C4.2.9 Schema di calcolo semplificato per un'asta calastrellata

C4.2.4.1.3.1.5 Sezioni composte da elementi ravvicinati collegati con calastrelli o imbottiture

La verifica di aste composte costituite da due o quattro profilati, vedi Figura C4.2.10, posti ad un intervallo pari alle spesse delle piastre di attacco ai nodi e comunque ad una distanza non superiore a 3 volte il loro spessore e collegati con calastrelli o imbottiture, può essere condotta come per un'asta semplice, trascurando la deformabilità a taglio del collegamento, se gli interassi dei collegamenti soddisfano le limitazioni della tabella C4.2.III. Nel caso di angolari a lati disuguali, tipo (6) di Figura C4.2.10, l'instabilità dell'asta con inflessione intorno all'asse y di Figura C4.2.10 può essere verificata considerando un raggio d'inerzia

$$i_y = \frac{i_0}{1,15} \quad (C4.2.29)$$

dove i_0 è il raggio d'inerzia minimo dell'asta composta.

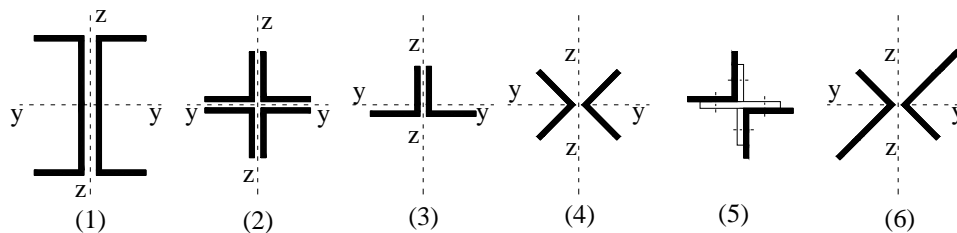


Figura C4.2.10 - Tipologie di aste composte costituite da elementi ravvicinati

Tabella C4.2.III Disposizione delle imbottiture di connessione tra i profili.

Tipo di asta composta (Figura C4.2.10)	Spaziatura massima tra i collegamenti ^(*)
Tipo (1), (2), (3) o (4) collegati con imbottiture bullonate o saldate	15 i_{\min}
Tipi (5) o (6) collegati con coppie di calastrelli	70 i_{\min}
(*) La distanza è misurata tra i centri di due collegamenti successivi e i_{\min} è il raggio di inerzia minimo del singolo profilo costituente l'asta.	

Nei casi in cui le aste non soddisfino le condizioni della Tabella C4.2.III è possibile determinare un'appropriata snellezza equivalente dell'asta ricorrendo a normative di comprovata validità.

C4.2.4.1.3.2 Stabilità delle membrature inflesse

Il coefficiente di snellezza adimensionale $\bar{\lambda}_{LT}$, di cui al §4.2.4.1.3.2 delle NTC, che consente di eseguire la verifica ad instabilità flessio-torsionale dipende dal valore del momento critico elastico di instabilità torsionale, M_{cr} , del profilo inflesso in esame. Tale valore può calcolarsi, per profili di qualunque geometria, utilizzando metodi numerici, quali ad esempio metodi agli elementi finiti oppure programmi di calcolo strutturale che consentano di eseguire analisi di "buckling".

In alternativa, per profili standard (sezioni doppiamente simmetriche ad I o H) il momento critico può calcolarsi con la seguente formula

$$M_{cr} = \psi \cdot \frac{\pi}{L_{cr}} \cdot \sqrt{EJ_y \cdot GJ_T} \cdot \sqrt{1 + \left(\frac{\pi}{L_{cr}}\right)^2 \cdot \frac{EJ_{\omega}}{GJ_T}} \quad (C4.2.30)$$

dove L_{cr} è la lunghezza di libera inflessione laterale, misurata tra due ritegni torsionali successivi, EJ_y è la rigidezza flessionale laterale del profilo (misurata in genere rispetto all'asse debole), GJ_T è la rigidezza torsionale del profilo mentre EJ_{ω} è la rigidezza torsionale secondaria del profilo. Il coefficiente ψ tiene conto della distribuzione del momento flettente lungo la trave ed è dato dall'espressione

$$\psi = 1.75 - 1.05 \cdot \frac{M_B}{M_A} + 0.3 \cdot \left(\frac{M_B}{M_A} \right)^2 \quad (\text{C4.2.31})$$

in cui M_A ed M_B sono i momenti flettenti agenti alle estremità della trave, con $|M_B| < |M_A|$.

C4.2.4.1.3.3 Membrature inflesse e compresse

Oltre alle verifiche di resistenza, per elementi pressoinflessi devono essere eseguite, quando rilevanti, anche verifiche di instabilità a pressoflessione.

In assenza di più accurate valutazioni, si possono impiegare, in alternativa, i metodi A e B riportati nel seguito, o anche altre metodi ricavati da normative di comprovata validità.

C4.2.4.1.3.3.1 Metodo A

Nel caso di aste prismatiche soggette a compressione N_{Ed} e a momenti flettenti $M_{y,Ed}$ e $M_{z,Ed}$ agenti nei due piani principali di inerzia, in presenza di vincoli che impediscono gli spostamenti torsionali, si dovrà controllare che risulti:

$$\frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{\min} \cdot f_{yk} \cdot A} + \frac{M_{y,eq,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{f_{yk} \cdot W_y \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}} \right)} + \frac{M_{z,eq,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{f_{yk} \cdot W_z \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}} \right)} \leq 1 \quad (\text{C4.2.32})$$

dove:

χ_{\min} è il minimo fattore χ relativo all'inflessione intorno agli assi principali di inerzia;

W_y e W_z sono i moduli resistenti elastici per le sezioni di classe 3 e i moduli resistenti plastici per le sezioni di classe 1 e 2,

$N_{cr,y}$ e $N_{cr,z}$ sono i carichi critici euleriani relativi all'inflessione intorno agli assi principali di inerzia;

$M_{y,eq,Ed}$ e $M_{z,eq,Ed}$ sono i valori equivalenti dei momenti flettenti da considerare nella verifica.

Se il momento flettente varia lungo l'asta si assume, per ogni asse principale di inerzia,

$$M_{eq,Ed} = 1,3 \cdot M_{m,Ed} \quad (\text{C4.2.33})$$

essendo $M_{m,Ed}$ il valor medio del momento flettente, con la limitazione

$$0,75 \cdot M_{\max,Ed} \leq M_{eq,Ed} \leq M_{\max,Ed} \quad (\text{C4.2.34})$$

Nel caso di asta vincolata agli estremi, soggetta a momento flettente variabile linearmente tra i

valori di estremità M_a e M_b , $|M_a| \geq |M_b|$, (Figura C4.2.11), si può assumere per $M_{eq,Ed}$ il seguente valore

$$M_{eq,Ed} = 0,6 \cdot M_a - 0,4 \cdot M_b \geq 0,4 \cdot M_a \quad (C4.2.35)$$



Figura C4.2.11 Trave soggetta a momenti d'estremità

In presenza di fenomeni di instabilità flessio-torsionali bisogna verificare che sia:

$$\frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{min} \cdot f_{yk} \cdot A} + \frac{M_{y,eq,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot f_{yk} \cdot W_y \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,y}}\right)} + \frac{M_{z,eq,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{f_{yk} \cdot W_z \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed}}{N_{cr,z}}\right)} \leq 1 \quad (C4.2.36)$$

dove χ_{LT} è il fattore di riduzione per l'instabilità flessio-torsionale, definito al §4.2.4.1.3.2 delle NTC e z è l'asse debole.

C4.2.4.1.3.3.2 Metodo B

In assenza di più accurate valutazioni, nel caso di membrature a sezione costante con sezioni doppiamente simmetriche aperte o chiuse, soggette a sforzo assiale e momento flettente, la verifica di stabilità a pressoflessione, per sezioni di classe 1, 2 o 3, può essere eseguita controllando che siano soddisfatte le seguenti disuguaglianze

$$\begin{aligned} \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} + k_{yy} \cdot \frac{M_{y,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot W_y \cdot f_{yk}} + k_{yz} \cdot \frac{M_{z,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{W_z \cdot f_{yk}} &\leq 1 \\ \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} + k_{zy} \cdot \frac{M_{y,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot W_y \cdot f_{yk}} + k_{zz} \cdot \frac{M_{z,Ed} \cdot \gamma_{M1}}{W_z \cdot f_{yk}} &\leq 1 \end{aligned} \quad (C4.2.37)$$

dove N_{Ed} , $M_{y,Ed}$ ed $M_{z,Ed}$ sono, rispettivamente, lo sforzo assiale ed i massimi momenti flettenti agenti sull'elemento nei piani di normale y e z , A è l'area e W_y e W_z i moduli resistenti elastici per le sezioni di classe 3 e i moduli resistenti plastici per le sezioni di classe 1 e 2, e k_{yy} , k_{yz} , k_{zy} e k_{zz} sono opportuni coefficienti di interazione dati nel seguito.

Per sezioni di classe 4 le (C4.2.26) si modificano nelle

$$\begin{aligned} \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A_{eff} \cdot f_{yk}} + k_{yy} \cdot \frac{(M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}) \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot W_{eff,y} \cdot f_{yk}} + k_{yz} \cdot \frac{(M_{z,Ed} + \Delta M_{y,Ed}) \cdot \gamma_{M1}}{W_{eff,z} \cdot f_{yk}} &\leq 1 \\ \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A_{eff} \cdot f_{yk}} + k_{zy} \cdot \frac{(M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}) \cdot \gamma_{M1}}{\chi_{LT} \cdot W_{eff,y} \cdot f_{yk}} + k_{zz} \cdot \frac{(M_{z,Ed} + \Delta M_{y,Ed}) \cdot \gamma_{M1}}{W_{eff,z} \cdot f_{yk}} &\leq 1 \end{aligned} \quad (C4.2.38)$$

dove A_{eff} è l'area efficace della sezione, W_y e W_z i moduli resistenti efficaci e $\Delta M_{y,Ed}$ e $\Delta M_{z,Ed}$ i momenti della forza normale N_{Ed} rispetto al baricentro della sezione efficace,

$$\Delta M_{y,Ed} = e_{N,z} \cdot N_{Ed} \quad \text{e} \quad \Delta M_{z,Ed} = e_{N,y} \cdot N_{Ed} \quad (\text{C4.2.39})$$

dove $e_{N,y}$ e $e_{N,z}$ sono le distanze del baricentro della sezione efficace dal baricentro della sezione lorda, lungo gli assi y e z rispettivamente.

Nelle (C4.2.38) e (C4.2.39) χ_y , χ_z sono i coefficienti di riduzione per l'instabilità a compressione e χ_{LT} è il coefficiente di riduzione per l'instabilità flessotorsionale, dati nel §4.2.4.1.3.1 delle NTC.

I coefficienti di interazione k_{yy} , k_{yz} , k_{zy} e k_{zz} sono dati nella Tabella C4.2.IV, per le membrature a sezione chiusa e per quelle a sezione aperta vincolate a torsione, e nella Tabella C4.2.V per le membrature a sezione aperta non vincolate a torsione. I valori riportati in dette tabelle dipendono dai coefficienti α_{my} , α_{mz} per l'instabilità a compressione con inflessione intorno agli assi y e z , rispettivamente, e dal coefficiente α_{mLT} , per l'instabilità flessotorsionale, che sono dati, in funzione del tipo di carico e dell'effettiva distribuzione dei momenti flettenti lungo l'elemento strutturale, in Tabella C4.2.VI.

Tabella C4.2.IV - Coefficienti di interazione per la verifica di stabilità a pressoflessione di elementi con modesta deformabilità torsionale

k	Tipi di sezione	Sezioni di classe 3 e 4 (proprietà delle sezioni calcolate in campo elastico)	Sezioni di classe 1 e 2 (proprietà delle sezioni calcolate in campo plastico)
k_{yy}	I, H, Sezioni cave	$\alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \bar{\lambda}_y \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$	$\alpha_{my} \cdot \left(1 + (\bar{\lambda}_y - 0,2) \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,8 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$
k_{yz}	I, H, Sezioni cave	k_{zz}	$0,6 \cdot k_{zz}$
k_{zy}	I, H, Sezioni cave	$0,8 \cdot k_{yy}$	$0,6 \cdot k_{yy}$
k_{zz}	I, H	$\alpha_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \bar{\lambda}_y \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$	$\alpha_{mz} \cdot \left(1 + (2\bar{\lambda}_y - 0,6) \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{mz} \cdot \left(1 + 1,4 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$
	Sezioni cave		$\alpha_{mz} \cdot \left(1 + (\bar{\lambda}_y - 0,2) \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{mz} \cdot \left(1 + 0,8 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$
Per pressoflessione retta, $M_{y,Ed} \neq 0$, $k_{zy} = 0$ ($M_{z,Ed} = 0$).			

Tabella C4.2.V - Coefficienti d'interazione per la verifica di stabilità a pressoflessione di elementi deformabili torsionalmente


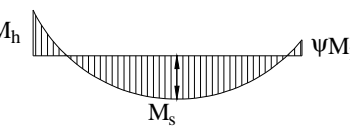
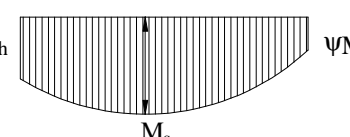
k	Sezioni di classe 3 e 4 (proprietà delle sezioni calcolate in campo elastico)	Sezioni di classe 1 e 2 (proprietà delle sezioni calcolate in campo plastico)
k_{yy}	$\alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \bar{\lambda}_y \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$	$\alpha_{my} \cdot \left(1 + (\bar{\lambda}_y - 0,2) \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{my} \cdot \left(1 + 0,8 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_y \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$
k_{yz}	k_{zz}	$0,6 \cdot k_{zz}$
k_{zy}	$\left(1 - \frac{0,05 \cdot \bar{\lambda}_z}{(\alpha_{mLT} - 0,25)} \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \geq \left(1 - \frac{0,05}{(\alpha_{mLT} - 0,25)} \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$	$\left(1 - \frac{0,1 \cdot \bar{\lambda}_z}{(\alpha_{mLT} - 0,25)} \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \geq \left(1 - \frac{0,1}{(\alpha_{mLT} - 0,25)} \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$ per $\bar{\lambda}_z \geq 0,4$ $k_{zy} = 0,6 + \bar{\lambda}_z \leq \left(1 - \frac{0,1 \cdot \bar{\lambda}_z}{(\alpha_{mLT} - 0,25)} \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$ per $\bar{\lambda}_z < 0,4$
k_{zz}	$\alpha_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \bar{\lambda}_z \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{mz} \cdot \left(1 + 0,6 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$	$\alpha_{mz} \cdot \left(1 + (2\bar{\lambda}_z - 0,6) \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right) \leq \alpha_{mz} \cdot \left(1 + 1,4 \cdot \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M1}}{\chi_z \cdot A \cdot f_{yk}} \right)$

Per la valutazione dei coefficienti α_{my} si farà riferimento ai vincoli allo spostamento lungo z e per la valutazione dei coefficienti α_{my} e α_{mLT} si farà riferimento ai vincoli allo spostamento lungo y.

Per elementi con modo instabile per traslazione dei piani, per i coefficienti α_{my} e α_{mz} si deve assumere $\alpha_{my}=0,9$ o $\alpha_{mz}=0,9$, rispettivamente.

Per il calcolo dei coefficienti d'interazione si possono adottare metodi alternativi, adeguatamente comprovati.

Tabella C4.2.VI Coefficienti correttivi del momento flettente per la verifica di stabilità a presso-flessione deviata.

Diagramma del momento	Intervallo		Coefficienti α_{my} , α_{mz} , α_{mLT}	
			Carico uniforme	Carico concentrato
 ψM_h	$-1 \leq \psi \leq 1$		$0,6 + 0,4\psi \geq 0,4$	
 M_s $\alpha_s = M_s / M_h$	$0 \leq \alpha_s \leq 1$	$-1 \leq \psi \leq 1$	$0,2 + 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$0,2 + 0,8\alpha_s \geq 0,4$
	$-1 \leq \alpha_s < 0$	$0 \leq \psi \leq 1$	$0,1 - 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$-0,8\alpha_s \geq 0,4$
		$-1 \leq \psi \leq 0$	$0,1(1 - \psi) - 0,8\alpha_s \geq 0,4$	$0,2(-\psi) - 0,8\alpha_s \geq 0,4$
 M_s $\alpha_h = M_h / M_s$	$0 \leq \alpha_h \leq 1$	$-1 \leq \psi \leq 1$	$0,95 + 0,05\alpha_h$	$0,90 + 0,10\alpha_h$
	$-1 \leq \alpha_h < 0$	$0 \leq \psi \leq 1$	$0,95 + 0,05\alpha_h$	$0,90 + 0,10\alpha_h$
		$-1 \leq \psi \leq 0$	$0,95 + 0,05\alpha_h (1 + 2\psi)$	$0,90 + 0,10\alpha_h (1 + 2\psi)$

C4.2.4.1.3.3 Metodo generale per la verifica ad instabilità laterale e flesso-torsionale

Se elementi strutturali o parti di struttura non sono conformi ai requisiti imposti per l'applicazione dei metodi di verifica semplificati esposti nel §4.2.4.1.3 delle NTC e nei §§C4.2.4.1.3.1÷

C4.2.4.1.3.3, è necessario eseguire delle analisi più accurate per determinare i valori della resistenza nei confronti dei fenomeni di instabilità dell'equilibrio dovute a sollecitazioni di compressione, flessione o combinate. In particolare, è necessario conoscere i moltiplicatori dei carichi applicati all'elemento strutturale che ingenerano fenomeni di instabilità dell'equilibrio, calcolando, per l'elemento strutturale o la struttura o parte di essa:

$\alpha_{ult,k}$ – moltiplicatore dei carichi di progetto che induce in una sezione del sistema sollecitazioni pari alla sua resistenza caratteristica;

$\alpha_{cr,op}$ – il minore dei moltiplicatori dei carichi di progetto che produce nell'elemento strutturale o in uno degli elementi del sistema fenomeni di instabilità laterale o torsionale.

Da tali moltiplicatori è possibile ricavare la snellezza adimensionale

$$\bar{\lambda}_{op} = \sqrt{\frac{\alpha_{ult,k}}{\alpha_{cr,op}}} \quad (C4.2.40)$$

dalla quale si ottiene il fattore di riduzione della resistenza del sistema

$$\chi_{op} = \min \left\{ \chi(\bar{\lambda}_{op}); \chi_{LT}(\bar{\lambda}_{op}) \right\} \quad (C4.2.41)$$

Tali moltiplicatori dei carichi di progetto, sono ricavati all'interno del §4.2.4.1.3 delle NTC con formule semplificate valide solo per particolari casi di sollecitazione e per le geometrie delle sezioni più comuni e doppiamente simmetriche. Il calcolo, invece, di tali coefficienti tramite modelli numerici più complessi consente la loro definizione per geometrie e condizioni di carico qualunque, purché convalidato tramite attendibili riscontri sperimentali. Ovviamente tale metodo di analisi è fortemente raccomandato nel caso di strutture speciali e/o caratterizzate da conformazioni strutturali particolarmente complesse, per le quali sia giustificato il riscontro sperimentale.

La verifica complessiva nei confronti dell'instabilità al di fuori del piano per l'elemento strutturale generico (non prismatico, con condizioni al contorno particolari, ecc.) o per la struttura è imposta con la formula seguente

$$\frac{\chi_{op} \cdot \alpha_{ult,k}}{\gamma_{M1}} \geq 1,0 \quad (C4.2.42)$$

C4.2.4.1.3.4 Stabilità dei pannelli

I pannelli d'anima degli elementi strutturali, laminati oppure realizzati in soluzione composta saldata, devono essere verificati nei confronti dei fenomeni di instabilità dell'equilibrio allo stato limite ultimo.

In presenza di fenomeni di instabilità che potrebbero portare a rotture per fenomeni di fatica la verifica deve essere condotta in fase d'esercizio (verifica a *respiro delle anime*): al riguardo si veda § 7.4 del documento EN1993-2 e § 4.6 del documento EN1993-1-5. Inoltre, nel caso di profili in parete sottile e/o sagomati a freddo di classe 4 è necessario fare riferimento ai documenti tecnici specializzati, che trattino le loro problematiche di resistenza e stabilità in maniera più esaustiva. Al riguardo si veda anche il documento EN1993-1-3.

Per la verifica dei pannelli d'anima è necessario riferirsi in genere a normative e documentazione tecnica di comprovata validità. Nei casi maggiormente ricorrenti è possibile verificare la stabilità dei pannelli d'anima utilizzando le procedure esposte nei paragrafi seguenti.

C4.2.4.1.3.4.1 Stabilità dei pannelli soggetti a taglio

I pannelli d'anima rettangolari delle travi a pareti piena devono essere verificati nei riguardi dell'instabilità per taglio quando il rapporto altezza spessore h_w/t supera il valore

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{72}{\eta} \cdot \varepsilon \quad (C4.2.43)$$

nel caso di pannelli non irrigiditi e

$$\frac{h_w}{t} \geq \frac{31}{\eta} \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\tau} \quad (C4.2.44)$$

per pannelli irrigiditi, dove h_w è l'altezza del pannello, t il suo spessore, η è uguale a 1,20, k_τ è il minimo coefficiente di instabilità per taglio del pannello e

$$\varepsilon = \sqrt{235/f_y} [\text{MPa}] \quad (C4.2.45)$$

In questo caso devono essere previsti irrigidimenti trasversali in corrispondenza dei vincoli.

La resistenza all'instabilità per taglio di un pannello d'anima privo di irrigidimenti intermedi è espressa da

$$V_{b,Rd} = V_{bw,Rd} + V_{bf,Rd} \leq \frac{\eta \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (C4.2.46)$$

dove f_{yw} è la tensione di snervamento del pannello, χ_w è un coefficiente che tiene conto dell'instabilità elastica dell'elemento ed è dato nella Tabella C4.2.VII in funzione del coefficiente di snellezza λ_w e della rigidità dell'irrigiditore sull'appoggio, $V_{bw,Rd}$ è il contributo resistente dell'anima

$$V_{bw,Rd} = \frac{\chi_w \cdot f_{yw} \cdot h_w \cdot t}{\sqrt{3} \cdot \gamma_{M1}} \quad (C4.2.47)$$

e $V_{bf,Rd}$ è il contributo resistente delle piattabande.

Il contributo resistente delle piattabande può essere espresso da

$$V_{bf,Rd} = \frac{b_f \cdot t_f^2 \cdot f_{yf}}{a \left(0.25 + \frac{1.6 \cdot b_f \cdot t_f^2 \cdot f_{yf}}{t \cdot h_w^2 \cdot f_{yw}} \right) \gamma_{M1}} \cdot \left[1 - \left(\frac{M_{Ed}}{M_{f,red}} \right) \right] \quad (C4.2.48)$$

in cui b_f è la larghezza efficace dell'anima, non maggiore di $15 \cdot \varepsilon \cdot t_f$ da ciascun lato dell'irrigiditore, t_f lo spessore della piattabanda di resistenza assiale minima e $M_{f,red}$ è il momento resistente di progetto ridotto della sezione costituita dalle aree efficaci, A_{fi} e A_{fs} rispettivamente, delle sole piattabande inferiore e superiore, che tiene conto dell'eventuale presenza dello sforzo normale di progetto N_{Ed} ,

$$M_{f,red} = \frac{M_{fk}}{\gamma_{M0}} \cdot \left(1 - \frac{N_{Ed} \cdot \gamma_{M0}}{(A_{fi} + A_{fs}) \cdot f_{yf}} \right) \quad (C4.2.49)$$

Il coefficiente χ_w (vedi Tabella C4.2.VII) dipende dalla rigidezza del montante d'appoggio: un montante d'appoggio costituito da due coppie di piatti simmetrici rispetto al piano dell'anima, poste a distanza longitudinale $e > 0,1 \cdot h_w$, e tali che l'area di ciascuna coppia di piatti sia almeno uguale a $4 \cdot h_w \cdot t^2 / e$ può essere considerato rigido, negli altri casi il montante d'appoggio deve essere considerato non rigido.

Tabella C4.2.VII Coefficienti χ_w per il calcolo della resistenza all'instabilità a taglio del pannello

Coefficiente di snellezza	Coefficiente χ_w per montanti d'appoggio rigidi	Coefficiente χ_w per gli altri casi
$\lambda_w < 0,83/\eta$	η	η
$(0,83/\eta) \leq \lambda_w < 1,08$	$0,83/\lambda_w$	$0,83/\lambda_w$
$\lambda_w \geq 1,08$	$1,37/(0,7 + \bar{\lambda}_w)$	$0,83/\lambda_w$

Il parametro di snellezza λ_w è dato dalla formula

$$\lambda_w = 0,76 \sqrt{\frac{f_{yw}}{\tau_{cr}}} \quad (C4.2.50)$$

dove $\tau_{cr} = k_\tau \cdot \sigma_E$ è la tensione tangenziale critica e σ_E è la tensione critica euleriana, che per un piatto di altezza h_w e spessore t è data da

$$\sigma_E = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot t^2}{12(1-\nu^2) \cdot h_w} = 190000 \left(\frac{t}{h_w} \right)^2 \text{ [MPa]}$$

In assenza di irrigiditori longitudinali, il parametro k_τ , coefficiente per l'instabilità a taglio, è dato da

$$\begin{aligned} k_\tau &= 5,34 + 4,00 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 & \text{se } a/h_w \geq 1 \\ k_\tau &= 4,00 + 5,34 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 & \text{se } a/h_w < 1 \end{aligned} \quad (\text{C4.2.51})$$

dove a è la lunghezza del pannello compreso tra due irrigiditori trasversali rigidi consecutivi. In assenza di irrigidimenti la lunghezza a del pannello si considera coincidente con quella della trave.

Un irrigiditore trasversale può essere considerato rigido quando il suo momento d'inerzia I_{st} soddisfa le relazioni seguenti

$$\begin{aligned} I_{st} &\geq 1,5 \cdot h_w^3 \cdot t^3 / a^2 & \text{se } a/h_w < \sqrt{2} \\ I_{st} &\geq 0,75 \cdot h_w \cdot t^3 & \text{se } a/h_w \geq \sqrt{2} \end{aligned} \quad (\text{C4.2.52})$$

Gli irrigiditori trasversali rigidi devono essere verificati per una forza assiale

$$N_{st,d} = V_{Ed} - \frac{f_{yw} \cdot h_w \cdot t}{\sqrt{3} \cdot \lambda_w^2 \cdot \gamma_{M1}} \quad (\text{C4.2.53})$$

essendo V_{Ed} è il taglio di calcolo a distanza $0,5 \cdot h_w$ dal bordo del pannello più sollecitato.

Nel caso di pannelli dotati di irrigiditori longitudinali:

se gli irrigiditori longitudinali sono più di due o se il rapporto d'allungamento $\alpha = a/h_w \geq 3$ il coefficiente k_τ è dato da

$$\begin{aligned} k_\tau &= 5,34 + 4,00 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 + k_{tl} & \text{quando } \alpha = a/h_w \geq 1 \\ k_\tau &= 4,00 + 5,34 \left(\frac{h_w}{a} \right)^2 + k_{tl} & \text{quando } \alpha = a/h_w < 1 \end{aligned} \quad (\text{C4.2.54})$$

in cui

$$k_{tl} = \max \left[\left(\frac{3}{\alpha} \right)^2 \sqrt[4]{\left(\frac{I_{sl}}{t^3 \cdot h_w} \right)^3}; \frac{2,1}{t} \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{h_w}} \right] \quad (\text{C4.2.55})$$

essendo I_{sl} la somma dei momenti d'inerzia degli irrigiditori longitudinali rispetto ai singoli assi baricentrici paralleli al piano dell'anima, considerando una larghezza collaborante pari a $15 \cdot \varepsilon \cdot t$ da ciascun lato dell'irrigiditore (Figura C4.2.12);

se, invece, gli irrigiditori sono uno o due e $\alpha = a/hw < 3$, il coefficiente k_τ è

$$k_\tau = 4,1 + \frac{1}{\alpha^2} \left(6,3 + 0,18 \frac{I_{sl}}{t^3 h_w} \right) + 2,2 \sqrt[3]{\frac{I_{sl}}{t^3 h_w}} \quad (C4.2.56)$$

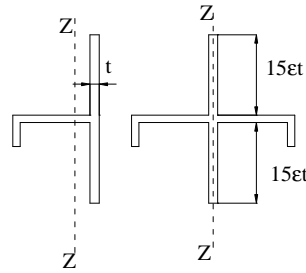


Figura C4.2.12 – Irrigidimenti longitudinali dei pannelli d'anima

C4.2.4.1.3.4.2 Stabilità dei pannelli soggetti a compressione

La verifica di stabilità dei pannelli compressi non irrigiditi si conduce considerando la sezione efficace del pannello.

L'area della sezione efficace è definita come $A_{c,eff} = \rho \cdot A_c$, dove ρ è il coefficiente di riduzione che tiene conto dell'instabilità della lastra e A_c è l'area lorda della sezione del pannello.

Nel caso dei pannelli irrigiditi su entrambi i lati longitudinali il coefficiente ρ è dato da

$$\rho = 1,0 \quad \text{se } \lambda_p \leq 0,673$$

$$\rho = \frac{\lambda_p - 0,055(3 + \psi)}{\lambda_p^2} \geq \frac{1}{\lambda_p} \quad \text{se } \lambda_p > 0,673 \quad (C4.2.57)$$

dove $\psi = \sigma_2 / \sigma_1$ è il rapporto tra le tensioni ai bordi del pannello, essendo σ_1 la tensione di compressione massima in valore assoluto.

Nel caso di pannelli irrigiditi su un solo lato longitudinale ρ è dato da

$$\rho = 1,0 \quad \text{se } \lambda_p \leq 0,748$$

$$\rho = \frac{\lambda_p - 0,188}{\lambda_p^2} \leq 1,0 \quad \text{se } \lambda_p > 0,748 \quad (C4.2.58)$$

Nelle espressioni (C4.2.57) e (C4.2.58), la snellezza relativa del pannello λ_p è

$$\lambda_p = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr}}} = \frac{\bar{b}}{28,4 \cdot t \cdot \varepsilon \cdot \sqrt{k_\sigma}} \quad (C4.2.59)$$

dove il coefficiente per l'instabilità per compressione k_σ , dipendente da ψ e dalle condizioni di vincolo, è dato nella Tabella C4.2.VIII per i pannelli con entrambi i bordi longitudinali irrigiditi e nella Tabella C4.2.IX per i pannelli con un solo bordo longitudinale irrigidito, e \bar{b} è la larghezza del pannello. \bar{b} è uguale a h_w per i pannelli d'anima, è uguale alla larghezza b della piattabanda per le piattabande interne, è uguale a $b-3t_f$ per le piattabande delle sezioni rettangolari cave di spessore t_f ed è uguale alla lunghezza c dello sbalzo per le piattabande o le ali irrigidite da un solo lato.

Tabella C4.2.VIII *Larghezza efficace di pannelli compressi con entrambi i bordi longitudinali irrigiditi*

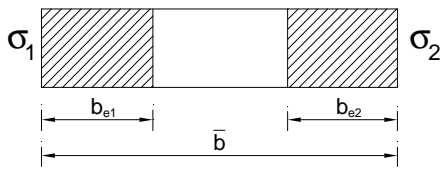
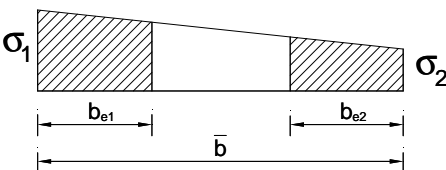
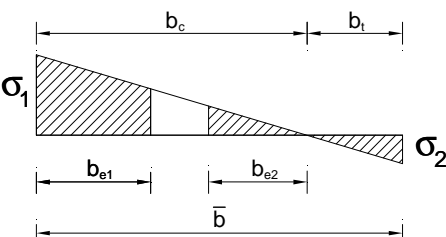
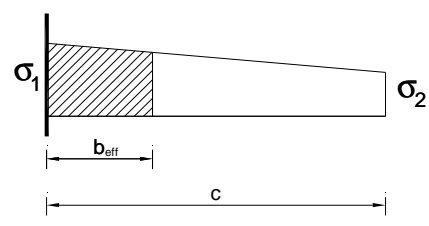
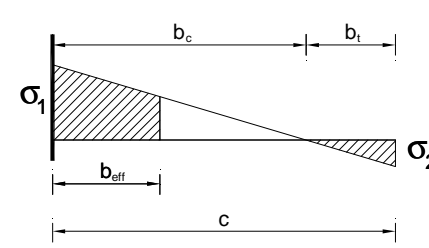
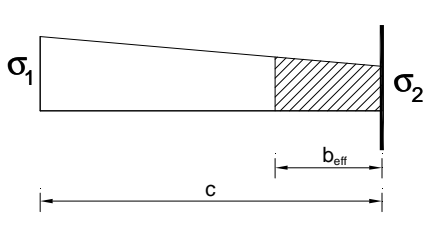
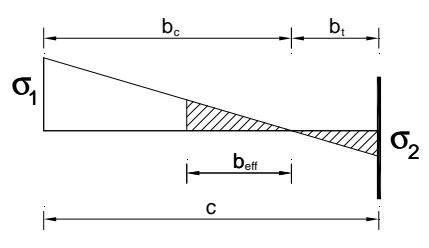
Distribuzione delle tensioni				Larghezza efficace del pannello		
				$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} = 1$ $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$ $b_{e1} = 0,5 \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = 0,5 \cdot b_{eff}$		
				$1 > \psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0$ $b_{eff} = \rho \cdot \bar{b}$ $b_{e1} = \frac{2}{5 - \psi} \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = b_{eff} - b_{e1}$		
				$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} < 0$ $b_{eff} = \rho \cdot \frac{\bar{b}}{1 - \psi}$ $b_{e1} = 0,4 \cdot b_{eff} \quad b_{e2} = 0,6 \cdot b_{eff}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1,00	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1	$-1 > \psi > -3$
fattore k_σ	4,00	$8,2 / (1,05 + \psi)$	7,81	$7,81 - 6,29\psi + 9,78\psi^2$	23,9	$5,98(1 - \psi)^2$

Tabella C4.2.IX Larghezza efficace di pannelli compressi con un solo bordo longitudinale irrigidito

Distribuzione delle tensioni			Larghezza efficace del pannello		
			$1 > \psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0$ $b_{\text{eff}} = \rho \cdot c$		
			$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} < 0$ $b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot \frac{c}{1 - \psi}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	1,00	$1 > \psi > 0$	0	$0 > \psi > -1$	-1
fattore k_σ	0,43	$0,578 / (0,34 + \psi)$	1,70	$1,7 - 5\psi + 17,1\psi^2$	23,8
Distribuzione delle tensioni			Larghezza efficace del pannello		
			$1 > \psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} \geq 0$ $b_{\text{eff}} = \rho \cdot c$		
			$\psi = \frac{\sigma_2}{\sigma_1} < 0$ $b_{\text{eff}} = \rho \cdot b_c = \rho \cdot \frac{c}{1 - \psi}$		
$\psi = \sigma_2 / \sigma_1$	$1 \geq \psi \geq -3$				
fattore k_σ	$0,57 - 0,21\psi + 0,07\psi^2$				

La definizione dei coefficienti k_σ e ψ si basa sul valore delle tensioni estreme σ_1 e σ_2 , per cui, essendo il valore di tali tensioni dipendente dalla sezione efficace considerata, il calcolo di ψ e la determinazione della geometria della sezione efficace necessitano di una procedura iterativa, in cui si considera una geometria inizialmente coincidente con la sezione lorda del pannello.

La sezione efficace del pannello è definita da area, A_{eff} , modulo resistente, W_{eff} , e momento di inerzia, J_{eff} , che tengono conto anche degli effetti da trascinamento da taglio. Poiché la

caratteristiche della sollecitazione sono calcolate, in genere, rispetto alle linee d'asse baricentriche dei profili, in fase di verifica il baricentro della sezione efficace potrebbe risultare non più coincidente con il baricentro della sezione lorda, determinando un'eccentricità addizionale e_N , che deve essere considerata nel calcolo, aggiungendo al momento flettente di calcolo M_{Ed} il momento flettente addizionale $N_{Ed} \cdot e_N$ prodotto dalla sollecitazione assiale di calcolo N_{Ed} .

In tal modo la verifica nei riguardi della stabilità è condotta utilizzando la formula

$$\frac{N_{Ed}}{\gamma_{M0} \cdot f_y \cdot A_{eff}} + \frac{M_{Ed} + (N_{Ed} \cdot e_N)}{\gamma_{M0} \cdot f_y \cdot W_{eff}} \leq 1,0 \quad (C4.2.60)$$

Nel caso in cui l'elemento sia soggetto a compressione e a flessione biassiale, l'equazione di verifica dei pannelli è

$$\frac{N_{Ed}}{\gamma_{M0} \cdot f_y \cdot A_{eff}} + \frac{M_{y,Ed} + (N_{Ed} \cdot e_{y,N})}{\gamma_{M0} \cdot f_y \cdot W_{y,eff}} + \frac{M_{z,Ed} + (N_{Ed} \cdot e_{z,N})}{\gamma_{M0} \cdot f_y \cdot W_{z,eff}} \leq 1,0 \quad (C4.2.61)$$

dove $M_{y,Ed}$ ed $M_{z,Ed}$ sono i momenti flettenti di calcolo rispetto agli assi y e z della sezione, mentre $e_{y,N}$ ed $e_{z,N}$ sono le eccentricità degli assi neutri e $W_{y,eff}$, $W_{z,eff}$ e A_{eff} sono i moduli resistenti e l'area della sezione efficace, rispettivamente.

In alternativa a quanto detto sopra e in via semplificata, l'area efficace A_{eff} si può determinare considerando la sezione soggetta a compressione semplice e il modulo resistente efficace W_{eff} si può determinare considerando la sezione soggetta a flessione pura.

Nel calcolo si deve tener conto anche degli effetti dovuti al trascinamento da taglio, considerando una larghezza collaborante determinata in accordo con il §C4.2.4.1.3.4.3.

C4.2.4.1.3.4.3 Larghezza collaborante

Gli effetti di trascinamento da taglio possono essere trascurati se risulta $b_0 < 0,02 \cdot L_e$, dove $b_0 = 0,5 \cdot b$ per le piattabande interne, essendo b l'interasse delle anime, e $b_0 = c$ per le parti a sbalzo, essendo c la luce dello sbalzo, mentre L_e , luce equivalente, è la distanza tra due punti di nullo consecutivi del diagramma dei momenti.

Quando il trascinamento da taglio avviene in campo elastico la larghezza collaborante può essere valutata come

$$b_{eff} = \beta \cdot b_0 \quad (C4.2.62)$$

essendo β il fattore riduttivo dato nella Tabella C4.2.X in funzione di $\kappa = \alpha_0 \cdot b_0 / L_e$.

Tabella C4.2.X Fattori riduttivi β per la larghezza collaborante

$\kappa = \frac{\alpha_0 \cdot b_0}{L_e}$	Sezioni da verificare	Valori di β
$\kappa \leq 0,02$		$\beta = 1,0$
$0,02 < \kappa \leq 0,70$	Zone a momento positivo	$\beta = \beta_1 = \frac{1}{1 + 6,4 \cdot \kappa^2}$
	Zone a momento negativo	$\beta = \beta_2 = \frac{1}{1 + 6,0 \left(\kappa - \frac{1}{2500 \cdot \kappa} \right) + 1,6 \cdot \kappa^2}$
$\kappa > 0,70$	Zone a momento positivo	$\beta = \beta_1 = \frac{1}{5,9 \cdot \kappa}$
	Zone a momento negativo	$\beta = \beta_1 = \frac{1}{8,6 \cdot \kappa}$
κ qualsiasi	Appoggi di estremità	$\beta = \left(0,55 + \frac{0,025}{\kappa} \right) \beta_1 \leq \beta_1$
κ qualsiasi	Sbalzi	$\beta = \beta_2$ sugli appoggi, $\beta_0 = 1,0$ all'estremità

Detta A_{sl} l'area di tutti gli irrigiditori longitudinali compresi nella larghezza b_0 , il coefficiente α_0 è

$$\alpha_0 = \sqrt{1 + \frac{A_{sl}}{b_0 t}} \quad (C4.2.63)$$

Nel caso di travi continue in cui le luci di due campate adiacenti non differiscono di più del 50% e gli eventuali sbalzi hanno luce non superiore al 50% della campata adiacente, le luci equivalenti L_e ed i coefficienti β possono essere calcolati come indicato in Figura C4.2.13.

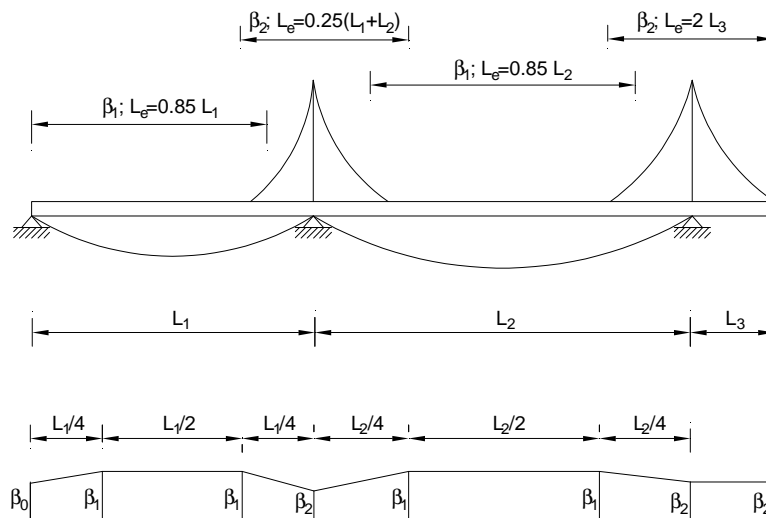


Figura C4.2.13 – Luci equivalenti L_e e coefficienti riduttivi β per travi continue

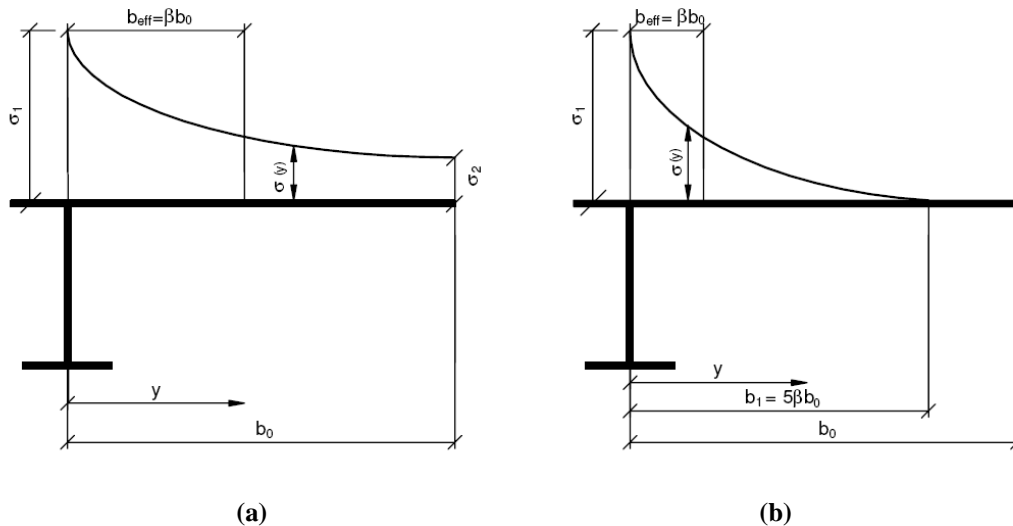


Figura C4.2.14 – Distribuzione delle tensioni normali dovute al trascinamento da taglio

La distribuzione delle tensioni normali nella piattabanda, considerando l'effetto del trascinamento da taglio, è riportata in fig. C4.2.14., con l'andamento delle tensioni nei due casi (a) e (b) descritto rispettivamente da

$$(a) \quad \beta > 0,20 \quad \left\{ \begin{array}{l} \sigma_2 = 1,25 (\beta - 0,20) \sigma_1 \\ \sigma(y) = \sigma_2 + (\sigma_1 - \sigma_2) \left(1 - \frac{y}{b_0}\right)^4 \end{array} \right. ; (b) \quad \beta \leq 0,20 \quad \left\{ \begin{array}{l} \sigma_2 = 0 \\ \sigma(y) = \sigma_1 \left(1 - \frac{y}{b_1}\right)^4 \end{array} \right. \quad (C4.2.64)$$

Allo stato limite ultimo, gli effetti di trascinamento da taglio delle piattabande compresse possono essere determinati considerando un'area efficace A_{eff} data da

$$A_{eff} = \beta^\kappa \cdot A_{c,eff} \geq \beta \cdot A_{c,eff} \quad (C4.2.65)$$

in cui β e κ sono ricavati dalla Tabella C.4.2.X e $A_{c,eff}$ è l'area efficace della piattabanda compressa, che tiene conto dell'instabilità ed è definita al §C4.2.4.1.3.4.4.

L'espressione (C4.2.65) è valida anche per le piattabande tese, purché si sostituisca $A_{c,eff}$ con l'area lorda della piattabanda tesa.

C4.2.4.1.3.4.4 Pannelli con irrigiditori longitudinali

Nel calcolo dei pannelli con irrigiditori longitudinali si deve tener conto delle aree efficaci delle zone compresse, considerando l'instabilità globale del pannello irrigidito e l'instabilità locale di ciascun sottopannello e le riduzioni per effetto del trascinamento da taglio, se significative. Per le zone tese le aree efficaci si assumono uguali a quelle lorde, con le eventuali riduzioni per effetto del trascinamento da taglio.

Per tener conto dell'instabilità locale l'area effettiva di ciascun sottopannello deve essere valutata considerando il coefficiente di riduzione indicato nel seguito.

Il pannello irrigidito deve essere verificato per l'instabilità globale: il calcolo deve essere effettuato considerando le aree efficaci degli irrigiditori e modellando il pannello come una piastra ortotropa equivalente, in modo da determinare il coefficiente di riduzione ρ_c per l'instabilità globale.

Indicati con $A_{sl,eff}$ la somma delle aree efficaci di tutti gli irrigiditori longitudinali che sono nella zona compressa e con ρ_{loc} il coefficiente di riduzione della larghezza $b_{c,loc}$ della parte compressa di ogni sottopannello, valutati come indicato nel seguito, e detto t lo spessore del sottopannello, l'area efficace $A_{c,eff,loc}$ degli irrigiditori e dei sottopannelli che sono in zona compressa è data da

$$A_{c,eff,loc} = A_{sl,eff} + \sum_c \rho_{loc} b_{c,loc} t, \quad (C4.2.66)$$

essendo la sommatoria estesa a tutta la zona compressa del pannello irrigidito, ad eccezione delle parti, di larghezza $b_{lat,eff}$, vincolati a lastre adiacenti (Figura C4.2.15)

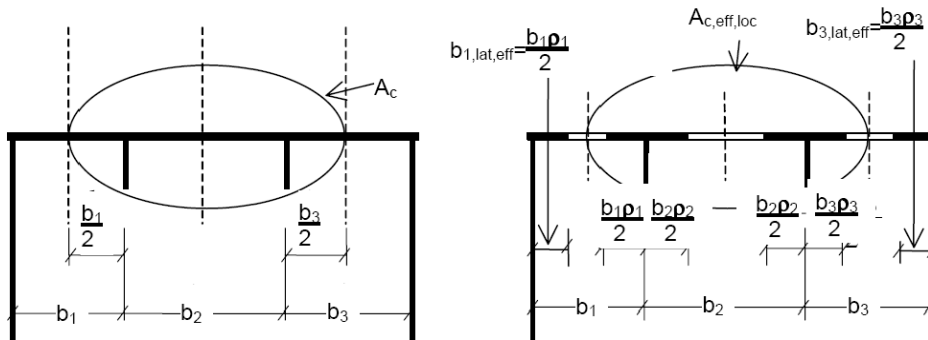


Figura C4.2.15 Lastra irrigidita uniformemente compressa

L'area efficace della parte compressa del pannello nervato è quindi data da

$$A_{c,eff} = \rho_c A_{c,eff,loc} + \sum b_{lat,eff} t \quad (C4.2.67)$$

Nel caso di lastre irrigidite pressoinflesse si può far riferimento alla figura C4.2.16. In detta figura b_i e b_{i+1} rappresentano le larghezze di lamiera collaboranti con l'irrigiditore, che possono essere ricavate, sempre in riferimento alla Figura C4.2.16, dalla Tabella C4.2.XI.

Il coefficiente di riduzione ρ_c per l'instabilità globale può essere determinato come

$$\rho_c = \xi(\rho - \chi_c)(2 - \xi) + \chi_c \quad (C4.2.68)$$

dove χ_c è il coefficiente di riduzione per l'instabilità di colonna, ρ il coefficiente di riduzione per l'instabilità di lastra e

$$0 \leq \xi = \frac{\sigma_{cr,p}}{\sigma_{cr,c}} - 1 \leq 1 \quad (C4.2.69)$$

essendo $\sigma_{cr,c}$ e $\sigma_{cr,p}$ le tensioni critiche euloriane per l'instabilità di colonna e l'instabilità di piastra, rispettivamente.

C4.2.4.1.3.4.5 Instabilità di colonna

In un pannello di lunghezza a , la tensione critica euloriana $\sigma_{cr,c}$ è data da

$$\sigma_{cr,c} = \frac{\pi^2 E \cdot t^2}{12(1-\nu^2)a^2} \quad (C4.2.70)$$

se non irrigidito, e da

$$\sigma_{cr,c} = \sigma_{cr,sl} \frac{b_c}{b_{sl,l}} \quad (C4.2.71)$$

se irrigidito, essendo b_c e $b_{sl,l}$, rispettivamente, le distanze del lembo e dell'irrigiditore maggiormente compressi dall'asse neutro di pressoflessione (Figura C4.2.16).

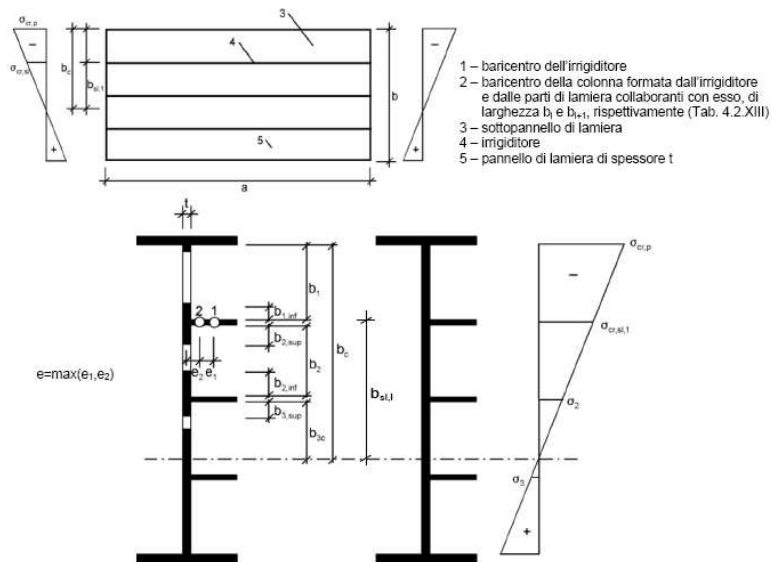


Figura C4.2.16 Lastra irrigidita pressoinflessa

Tabella C4.2.XI Calcolo della larghezza di lamiera collaborante in riferimento alla Figura C4.2.16

	larghezza collaborante per il calcolo dell'area lorda	larghezza collaborante per il calcolo dell'area efficace (Tabella C4.2.VIII)	ψ_i
$b_{1,inf}$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} \cdot b_1$	$\frac{3-\psi_1}{5-\psi_1} \cdot b_{1,eff}$	$\psi_1 = \frac{\sigma_{cr,sl,1}}{\sigma_{cr,p}} > 0$
$b_{2,sup}$	$\frac{2}{5-\psi_2} \cdot b_2$	$\frac{2}{5-\psi_2} \cdot b_{2,eff}$	$\psi_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_{cr,sl,1}} > 0$
$b_{2,inf}$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} \cdot b_2$	$\frac{3-\psi_2}{5-\psi_2} \cdot b_{2,eff}$	$\psi_2 = \frac{\sigma_2}{\sigma_{cr,sl,1}} > 0$
$b_{3,sup}$	$0,4 \cdot b_{3c}$	$0,4 \cdot b_{3c,eff}$	$\psi_3 = \frac{\sigma_3}{\sigma_2} < 0$

Nella (C4.2.71) $\sigma_{cr,sl}$ rappresenta la tensione critica eleuriana dell'irrigiditore maggiormente compresso

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} a^2} \quad (C4.2.72)$$

essendo $A_{sl,1}$ e $I_{sl,1}$ l'area e il momento d'inerzia per l'inflessione fuori piano della sezione lorda dell'irrigiditore e delle parti di pannello ad esso adiacenti, determinate come indicato in Figura C4.2.16.

La snellezza relativa λ_c è definita da

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{f_y}{\sigma_{cr,c}}} \quad (C4.2.73)$$

per i pannelli non irrigiditi e da

$$\lambda_c = \sqrt{\frac{A_{sl,1,eff} f_y}{A_{sl,1}}} \quad (C4.2.74)$$

per i pannelli irrigiditi, essendo $A_{sl,1,eff}$ l'area efficace dell'irrigiditore e delle parti di pannello ad esso adiacenti.

Il fattore di riduzione χ_c può essere ottenuto applicando la formula (4.2.45) del §4.2.4.1.3.1 delle NTC e considerando un opportuno valore amplificato, α_e , del coefficiente α .

Per pannelli irrigiditi si può assumere

$$\alpha_e = \alpha + \frac{0,09 \cdot e}{i} \quad (C4.2.75)$$

dove $\alpha=0,34$ (curva b della Tabella 4.2.VI delle NTC) per irrigiditori a sezione chiusa e $\alpha=0,49$ (curva c della Tabella 4.2.VI delle NTC) per irrigiditori a sezione aperta. Nella (C4.2.75) $e=\max(e_1,e_2)$, dove e_1 e e_2 rappresentano le distanze dal baricentro della lamiera e dal baricentro dell'irrigiditore singolo, rispettivamente, (o dei baricentri dei due irrigiditori, in casi di irrigiditori doppi) dal baricentro della sezione efficace dell'irrigiditore (vedi Figura C4.2.16), e i è il raggio d'inerzia della sezione lorda dell'irrigiditore, comprensiva della parte di lamiera collaborante

$$i = \sqrt{\frac{I_{sl,1}}{A_{sl,1}}} \quad (C4.2.76)$$

Per pannelli non irrigiditi si può porre $\alpha_e=\alpha=0,21$ (curva a della Tabella 4.2.VI delle NTC).

C4.2.4.1.3.4.6 Instabilità di piastra

La tensione critica per l'instabilità di piastra può essere determinata come qui indicato, a seconda che, in zona compressa, la piastra abbia tre o più irrigiditori longitudinali o ne abbia meno di tre.

Piastre con tre o più irrigiditori longitudinali in zona compressa

Piastre con tre o più irrigiditori longitudinali in zona compressa possono essere trattate come piastre ortotrope equivalenti.

La tensione critica euleriana al bordo maggiormente compresso della piastra ortotropa equivalente, $\sigma_{cr,p}$, è data da

$$\sigma_{cr,p} = k_{\sigma,p} \cdot \frac{\pi^2 \cdot E}{12 \cdot (1-\nu^2)} \cdot \left(\frac{t}{b}\right)^2 \quad (C4.2.77)$$

dove t e b sono lo spessore e la larghezza della piastra irrigidita (v. Figura C4.2.16) e $k_{\sigma,p}$ è il coefficiente d'instabilità per tensioni normali.

In mancanza di determinazioni più accurate, il coefficiente $k_{\sigma,p}$ per un pannello di lunghezza a può essere assunto uguale a

$$k_{\sigma,p} = \frac{2 \left[(1 + \alpha_1^2)^2 + \gamma - 1 \right]}{\alpha_1^2 (\psi + 1)(1 + \delta)} \quad \text{se } \alpha_1 \leq \sqrt[4]{\gamma} \quad (C4.2.78.a)$$

$$k_{\sigma,p} = \frac{4 \cdot (1 + \sqrt{\gamma})}{(\psi + 1)(1 + \delta)} \quad \text{se } \alpha_1 > \sqrt[4]{\gamma} \quad (C4.2.78.b)$$

in cui

- $\alpha_1 = \frac{a}{b} \geq 0,5$;
- ψ è il rapporto tra le tensioni ai lembi del pannello, $\psi = \sigma_2 / \sigma_1 \geq 0,5$, essendo σ_1 la tensione al lembo maggiormente compresso;
- γ è il rapporto tra il momento d'inerzia baricentrico dell'intera piastra irrigidita, I_{sl} , e il momento d'inerzia della lamiera:

$$\gamma = \frac{12 \cdot (1 - \nu^2) \cdot I_{sl}}{b \cdot t^3} \quad (C4.2.79)$$

- δ è il rapporto tra l'area complessiva lorda degli irrigiditori ΣA_{sl} e l'area lorda della lamiera

$$\delta = \frac{\Sigma A_{sl}}{b \cdot t} \quad (C4.2.80)$$

Piastre con uno o due irrigiditori longitudinali in zona compressa

Piastre con uno o due irrigiditori longitudinali in zona compressa possono essere trattate con i seguenti metodi semplificati, trascurando il contributo degli eventuali irrigiditori tesi.

Piastra con un solo irrigiditore longitudinale

Se la piastra presenta un solo irrigiditore in zona compressa, quest'ultimo può essere considerato come un elemento compresso isoalto vincolato elasticamente dalla lamiera, cosicché la tensione critica eleuriana può essere calcolata come

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{1,05 \cdot E}{A_{sl,1}} \cdot \frac{\sqrt{I_{sl,1} \cdot t^3 \cdot b}}{b_1 \cdot b_2} \quad \text{se } a \geq a_c \quad (C4.2.81.a)$$

$$\sigma_{cr,sl} = \frac{\pi^2 \cdot E \cdot I_{sl,1}}{A_{sl,1} \cdot a^2} + \frac{Eb \cdot a^2 \cdot t^3}{4 \cdot \pi^2 \cdot (1 - \nu^2) \cdot A_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2} \quad \text{se } a < a_c \quad (C4.2.81.b)$$

dove $A_{sl,1}$ è l'area lorda dell'irrigiditore, ottenuta come indicato in Figura C4.2.16 e in Tabella C4.2.XI, $I_{sl,1}$ è il momento d'inerzia baricentrico della sezione lorda dell'irrigiditore, b_1 e b_2 sono le distanze dell'irrigiditore dai bordi longitudinali del pannello $b_1 + b_2 = b$, e a_c è uguale a

$$a_c = 4,33 \cdot \sqrt[4]{\frac{I_{sl,1} \cdot b_1^2 \cdot b_2^2}{t^3 \cdot b}} \quad (C4.2.82)$$

Piastra con due irrigiditori longitudinali

Se la piastra presenta due irrigiditori longitudinali, di area $A_{sl,1}$ e $A_{sl,2}$, e momenti d'inerzia $I_{sl,1}$ e $I_{sl,2}$, rispettivamente, si possono considerare le tre situazioni limite illustrate in Figura C4.2.17.

Nel caso I il primo irrigiditore si instabilizza e il secondo è considerato rigido; nel caso II il secondo irrigiditore si instabilizza e il primo è considerato rigido; nel caso III, infine, si considera un unico irrigiditore equivalente di area $A_{sl,eq}=A_{sl,1}+A_{sl,2}$ e momento d'inerzia $I_{sl,eq}=I_{sl,1}+I_{sl,2}$, disposto nel punto d'applicazione della risultante delle forze normali incassate dei due irrigiditori.

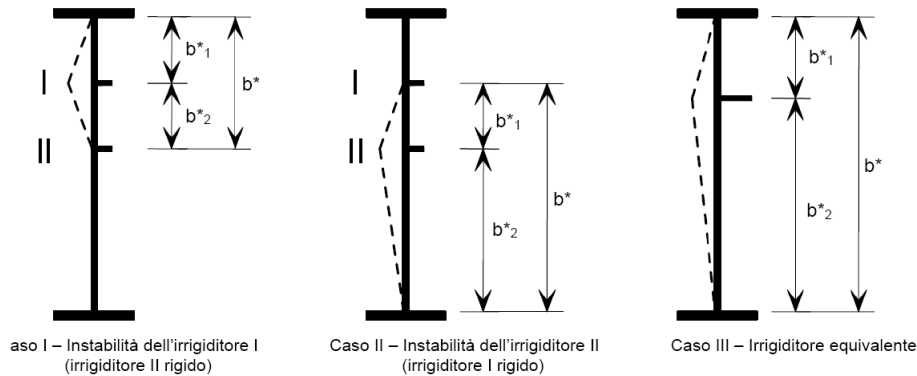


Figura C4.2.17 Lastra irrigidita con due irrigiditori nella parte compressa

Mediante le formule (C4.2.81), ponendo $b_1=b^*_1$, $b_2=b^*_2$, $b=b^*$, si calcolano le tensioni critiche euleriane, $\sigma_{cr,pI}$, $\sigma_{cr,pII}$ e $\sigma_{cr,pIII}$, relative ai tre casi indicati in Figura C4.2.17.

La tensione critica del pannello $\sigma_{cr,p}$ è quella minima tra le tre sopra determinate

$$\sigma_{cr,p} = \min(\sigma_{cr,pI}, \sigma_{cr,pII}, \sigma_{cr,pIII}) \quad (C4.2.83)$$

C4.2.4.1.3.4.7 Requisiti minimi per gli irrigiditori trasversali

Gli irrigiditori trasversali devono garantire un adeguato vincolo alla lamiera, sia in assenza, sia in presenza di nervature longitudinali.

Gli irrigiditori trasversali possono essere considerati come elementi semplicemente appoggiati soggetti ai carichi laterali e ad un difetto di rettilineità di forma sinusoidale di ampiezza

$$w_0 = \frac{\min(a_1; a_2; b)}{300} \quad (C4.2.84)$$

in cui a_1 e a_2 sono le lunghezze dei due pannelli adiacenti all'irrigiditore considerato e b è la luce dell'irrigiditore (Figura C4.2.18). Nel calcolo, gli altri irrigiditori si considerano rigidi e rettilinei, come rappresentato in Figura C4.2.18.

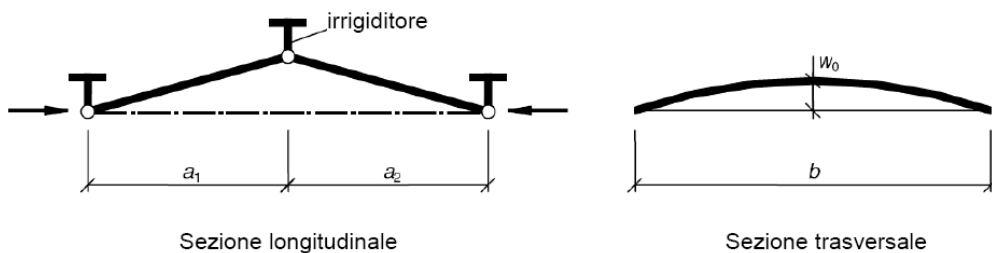


Figura C4.2.18 Schema di calcolo per gli irrigiditori trasversali

Con le ipotesi sopra dette, si deve verificare, mediante un'analisi elastica del second'ordine che la tensione massima nell'irrigiditore risulti minore di f_y/γ_{M1} e che l'incremento massimo di freccia dell'irrigiditore risulti minore di $b/300$.

Nel caso che gli irrigiditori longitudinali siano soggetti a forze trasversali, occorre far riferimento a metodologie di calcolo e a normative di comprovata validità.

C4.2.4.1.3.4.8 Verifiche semplificate

Le verifiche possono essere semplificate controllando che, in assenza di sforzo normale, il momento d'inerzia dell'irrigiditore I_{st} soddisfi la disuguaglianza

$$I_{st} \geq \frac{\sigma_m}{E} \cdot \left(\frac{b}{\pi}\right)^4 \left(1 + 300 \frac{w_0}{b} \cdot u\right) \quad (C4.2.85)$$

dove

$$\sigma_m = \frac{\sigma_{cr,c}}{\sigma_{cr,p}} \cdot \left(\frac{N_{Ed}}{b}\right) \left(\frac{1}{a_1} + \frac{1}{a_2}\right) \quad (C4.2.86)$$

$$u = \frac{\pi^2 E \cdot e_{max} \cdot \gamma_{M1}}{300 \cdot b \cdot f_y} \quad (C4.2.87)$$

essendo e_{max} la massima distanza tra i lembi dell'irrigiditore e il suo baricentro, N_{Ed} la massima forza di compressione nei pannelli adiacenti all'irrigiditore e $\sigma_{cr,c}$ e $\sigma_{cr,p}$ le tensioni critiche per l'instabilità di colonna e l'instabilità di piastra, definite ai §§C4.2.4.1.3.4.5 e C4.2.4.1.3.4.6. N_{Ed} deve comunque soddisfare la relazione

$$N_d \geq N_d^* = 0,5 \cdot \sigma_{max} \cdot A_{c,eff} \quad (C4.2.88)$$

in cui $A_{c,eff}$ è l'area compressa effettiva del pannello nervato e σ_{max} la massima tensione di compressione nel pannello nervato stesso.

Qualora l'irrigidimento sia anche soggetto a forza normale di compressione N_{st} , questa deve essere incrementata ai fini della presente verifica semplificata di

$$\Delta N_{st} = \frac{\sigma_m \cdot b^2}{\pi^2} \quad (C4.2.89)$$

In alternativa al metodo appena descritto, in assenza di forza normale, la verifica semplificata può essere effettuata mediante un'analisi elastica lineare, considerando un carico fittizio addizionale uniformemente distribuito sulla lunghezza b

$$q = \frac{\pi}{4} \cdot \sigma_m \cdot (w_0 + w_{el}) \quad (C4.2.90)$$

dove w_0 è l'imperfezione (C4.2.84) e w_{el} la deformazione elastica, che può essere determinata per iterazione, o assunta cautelativamente uguale a $b/300$.

Nel caso di irrigiditori aperti, si deve inoltre effettuare la verifica di stabilità torsionale.

In assenza di analisi più rigorose, la verifica può considerarsi soddisfatta se

$$\frac{I_T}{I_p} \geq 5,3 \cdot \frac{f_y}{E} \quad (C4.2.91)$$

in cui I_T è il momento d'inerzia torsionale del solo irrigiditore e I_p è il momento d'inerzia polare del solo irrigiditore, rispetto all'attacco con la lamiera.

Qualora si consideri la rigidità torsionale da ingobbamento impedito, la verifica di stabilità torsionale può essere effettuata controllando, in alternativa alla (C4.2.91), che risulti soddisfatta la disuguaglianza

$$\sigma_{cr} \geq 6 \cdot f_y \quad (C4.2.92)$$

dove σ_{cr} è la tensione critica euleriana per l'instabilità torsionale dell'irrigiditore considerato incernierato alla lamiera.

C4.2.4.1.3.4.9 Requisiti minimi per gli irrigiditori longitudinali

Gli irrigiditori longitudinali dovrebbero essere vincolati ad entrambe le estremità ad irrigiditori trasversali. Irrigiditori longitudinali che non soddisfano questo requisito possono essere impiegati solo per le anime, e non per le piattabande, e non possono essere considerati nell'analisi globale né nel calcolo delle tensioni; possono essere, invece, messi in conto per la determinazione delle tensioni critiche euleriane e per il calcolo delle larghezze efficaci dei sottopannelli d'anima.

Per le verifiche di stabilità torsionale degli irrigiditori longitudinali si possono adottare le stesse formule fornite al §C4.2.4.1.3.4.7 per gli irrigiditori trasversali.

C4.2.4.1.4 Stato limite di fatica

Per le strutture soggette a carichi ciclici deve essere verificata la resistenza a fatica, considerando una distribuzione temporale delle azioni coerente con la tipologia strutturale in esame e con il regime d'impegno previsto nel corso della vita nominale.

C4.2.4.1.4.1 Spettri di carico

La distribuzione temporale delle ampiezze delle azioni nel corso della vita della struttura è assegnata mediante il cosiddetto spettro di carico, che fornisce il numero di ripetizioni di ciascun livello delle azioni di progetto in un intervallo di tempo di riferimento, in funzione della destinazione d'uso della struttura e dell'intensità dell'utilizzazione. Quando lo spettro di carico effettivo è complesso al punto da non poter essere impiegato direttamente nelle verifiche, esso può essere sostituito da spettri convenzionali, in grado di riprodurre il danneggiamento a fatica e/o il livello massimo di escursione delle tensioni $\Delta\sigma_{\max}$ prodotti dallo spettro effettivo.

Nel caso degli edifici la verifica a fatica non è generalmente necessaria, salvo che per membrature che sostengono macchine vibranti o dispositivi di sollevamento e trasporto dei carichi.

Gli spettri di carico da impiegare nelle verifiche possono essere determinati mediante studi specifici o anche dedotti da normative di comprovata validità. Gli spettri di carico da impiegare per le verifiche a fatica dei ponti stradali e ferroviari sono assegnati nel §5.1.4.3 delle NTC.

Nella verifica dei dettagli strutturali metallici, caratterizzati dalla presenza di limite di fatica ad ampiezza costante, spesso è necessario considerare spettri di carico convenzionali differenziati, a seconda che si tratti di verifiche a fatica a vita illimitata o di verifiche a danneggiamento.

C4.2.4.1.4.2 Spettri di tensione e metodi di conteggio

Gli spettri di tensione debbono essere ricavati analizzando gli oscillogrammi di tensione $\sigma(t)$, indotti nel dettaglio considerato dalle azioni dello spettro di carico assegnato, con opportuni metodi di identificazione e di conteggio. Per le strutture civili si possono impiegare, in alternativa, il metodo del serbatoio (*reservoir method*) o il metodo del flusso di pioggia (*rainflow method*). Per singole strutture, ad esempio strutture offshore ecc., anche in considerazione della particolare tipologia dello spettro di carico cui sono soggette, si può far ricorso a metodi di conteggio alternativi, previa adeguata giustificazione.

Nel metodo del serbatoio (Figura C4.2.19) si ipotizza che l'oscillogramma delle tensioni rappresenti il profilo di fondo di un serbatoio pieno di liquido, i cui paramenti esterni sono costituiti dal tratto convergente verso il massimo assoluto e da un tratto corrispondente, reale o fittizio, posto al

termine del diagramma stesso.

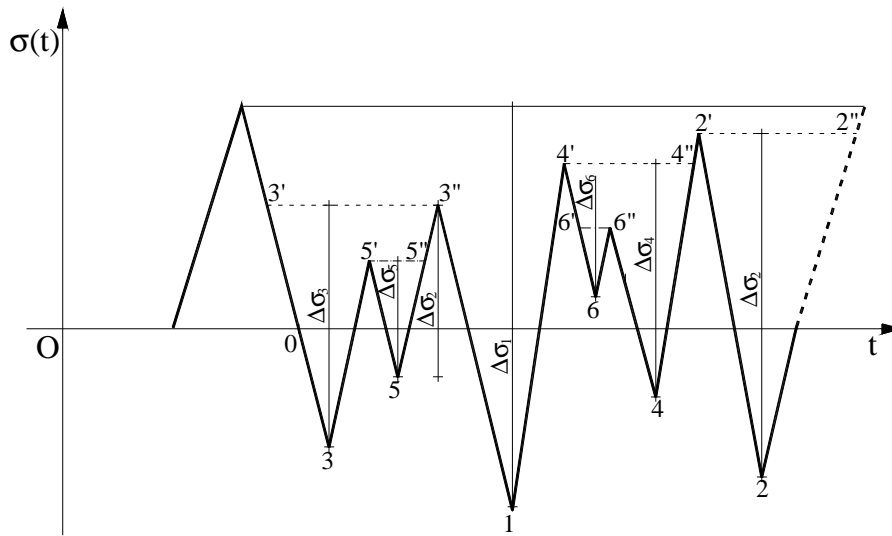


Figura C4.2.19 Metodo del serbatoio

In riferimento alla Figura C4.2.19, si immagina di svuotare il serbatoio a partire dal minimo assoluto, punto 1 di figura, al vuoto che si forma corrisponde il primo ciclo ed alla differenza di quota tra 1 ed il pelo libero originario il delta di tensione relativo; al termine di questa operazione si formano altri bacini, semplici (2'22'') o multipli (3'35'53'') e (4'66''44''). L'operazione si ripete procedendo a svuotare in successione dagli altri punti di minimo relativo, ordinati in senso crescente, $\sigma_i < \sigma_{i+1}$, fino a svuotare l'intero serbatoio; ad ogni operazione di svuotamento corrisponde un ciclo, il cui delta di tensione è pari all'altezza di liquido svuotata.

Il metodo del flusso di pioggia, meno intuitivo ed abbastanza complesso dal punto di vista operativo, individua i cicli mediante il flusso di una goccia d'acqua che scorre sulla traiettoria, immaginato verticale l'asse dei tempi (Figura C4.2.20). Si procede alternativamente da un massimo locale e da un minimo locale, curando che i massimi siano ordinati in senso decrescente e i minimi in senso crescente. Ogni volta che la goccia si distacca dalla traiettoria e cade o incontra un tratto già bagnato viene inizializzato un nuovo semiciclo, in modo che ciascun tratto dell'oscillogramma venga percorso una sola volta. I semicicli di uguale ampiezza vengono poi accoppiati sì da individuare i cicli.

Con riferimento alla Figura C4.2.20 e dopo aver spostato il tratto 0-1 alla fine dell'oscillogramma:

- la prima goccia viene rilasciata dal punto 1, che rappresenta il massimo assoluto del diagramma, percorre il tratto 1-2-2'-6 e cade individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_1 = \sigma_1 - \sigma_6$;

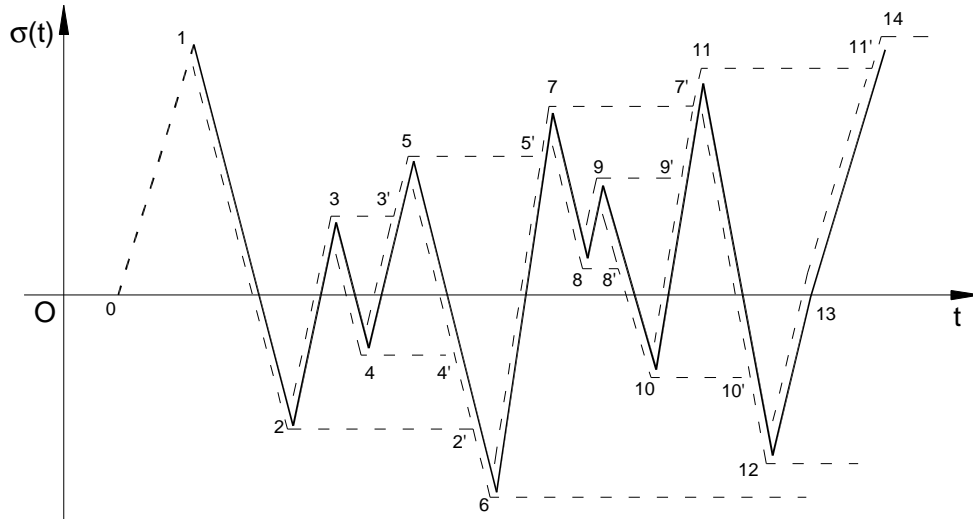


Figura C4.2.20 Metodo del flusso di pioggia

- la seconda goccia viene rilasciata dal punto 6, che rappresenta il minimo assoluto del diagramma, percorre il tratto 5-7-7'-11-11'-14 e cade individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_1 = \sigma_{14} - \sigma_6$ ($\sigma_{14} = \sigma_1$);
- la terza goccia viene rilasciata dal punto 11, che rappresenta il secondo massimo locale del diagramma, percorre il tratto 11-12 e cade individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_2 = \sigma_{11} - \sigma_{12}$;
- la quarta goccia viene rilasciata dal punto 12, che rappresenta il secondo minimo locale del diagramma, percorre il tratto 12-11', incontra il tratto 11'-14, che è già bagnato, e si arresta individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_2 = \sigma_{11} - \sigma_{12}$ ($\sigma_{11} = \sigma_{11'}$);
- la quinta goccia viene rilasciata dal punto 7, che rappresenta il terzo massimo locale del diagramma, percorre il tratto 7-8-8'-10-10' e si arresta perché incontra il tratto 10'-12, già bagnato, individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_3 = \sigma_7 - \sigma_{10}$ ($\sigma_{10} = \sigma_{10'}$);
- la sesta goccia viene rilasciata dal punto 2, che rappresenta il terzo minimo locale del diagramma, percorre il tratto 2-3-3'-5-5' e si arresta perché incontra il tratto 5'-7, già bagnato, individuando un semiciclo di ampiezza $\Delta\sigma_4 = \sigma_5 - \sigma_2$;
- si ripete quindi il procedimento finché tutto l'oscillogramma non è bagnato.

Rispetto al metodo del serbatoio, il metodo del flusso di pioggia ha il vantaggio di poter essere più facilmente implementato su calcolatore.

Nelle verifiche si impiegheranno i delta di tensione di calcolo $\Delta\sigma_{i,d}$, ricavati moltiplicando i delta di tensione dello spettro $\Delta\sigma_i$ per il coefficiente parziale di sicurezza per le verifiche a fatica γ_{MF} ,

definito nel seguito,

$$\Delta\sigma_{i,d} = \gamma_{Mf} \Delta\sigma_i \quad (C4.2.93)$$

e la curva caratteristica S-N di resistenza a fatica del dettaglio, individuata mediante la classe $\Delta\sigma_C$, anch'essa definita nel seguito.

C4.2.4.1.4.3 Coefficienti parziali di sicurezza γ_{Mf}

Il coefficiente parziale di sicurezza per le verifiche a fatica γ_{Mf} è dato da

$$\gamma_{Mf} = \gamma_f \cdot \gamma_m \quad (C4.2.94)$$

ove γ_f è il coefficiente parziale relativo alle azioni di fatica e γ_m il coefficiente parziale relativo alla resistenza, che copre le incertezze nella valutazione dei carichi e delle tensioni e la possibile presenza di difetti nei particolari in esame.

Il coefficiente γ_{Mf} dipende sia dalla possibilità di individuare e riparare eventuali lesioni per fatica, sia dall'entità delle conseguenze della crisi per fatica dell'elemento o della struttura. A questo scopo, le strutture possono essere distinte, a seconda della loro sensibilità alla crisi per fatica, in *strutture poco sensibili* (damage tolerant) e in *strutture sensibili* (safe life).

Si dice *poco sensibile* (damage tolerant) una struttura nella quale il mantenimento del richiesto livello di affidabilità nei riguardi dello stato limite di fatica può essere garantito attraverso un appropriato programma di ispezione, controllo, monitoraggio e riparazione delle lesioni di fatica, esteso alla vita di progetto della struttura. Una struttura può essere classificata come *poco sensibile* se, in presenza di lesioni per fatica, si verificano le seguenti condizioni:

- i dettagli costruttivi, i materiali impiegati e i livelli di tensione garantiscono bassa velocità di propagazione e significativa lunghezza critica delle lesioni;
- le disposizioni costruttive permettono la redistribuzione degli sforzi;
- i dettagli sono facilmente ispezionabili e riparabili;
- i dettagli sono concepiti in modo da arrestare la propagazione delle lesioni;
- esiste un programma di ispezione e manutenzione, esteso a tutta la vita dell'opera, inteso a rilevare e riparare le eventuali lesioni.

In caso contrario, la struttura si dice *sensibile*. Poiché l'ispezione, il monitoraggio e le riparazioni di una struttura *sensibile* non sono agevoli, essa deve essere progettata in fatica adottando dettagli costruttivi e livelli di tensione tali da garantire il grado di affidabilità richiesto per le altre verifiche

allo stato limite ultimo per tutta la vita utile della costruzione, anche in assenza di procedure specifiche di ispezione e manutenzione. Questo approccio progettuale è detto anche *safe life*.

I valori dei coefficienti γ_{Mf} da adottare nelle verifiche delle strutture *sensibili* e *poco sensibili* sono riportati in Tabella C4.2.XII, in funzione delle conseguenze dell'eventuale rottura per fatica.

Tabella C4.2.XII – Coefficienti parziali γ_{Mf} per verifiche a fatica

	Conseguenza della rottura per fatica	
	Moderate	Significative
Danneggiamento accettabile (strutture poco sensibili alla rottura per fatica)	$\gamma_{Mf}=1,00$	$\gamma_{Mf}=1,15$
Vita utile (strutture sensibili alla rottura per fatica)	$\gamma_{Mf}=1,15$	$\gamma_{Mf}=1,35$

C4.2.4.1.4.4 Curve S-N

La resistenza a fatica di un dettaglio è individuata nel piano bilogarithmico $\log(\Delta\sigma)$ - $\log(N)$ o $\log(\Delta\tau)$ - $\log(N)$, essendo N il numero di cicli a rottura, mediante una curva caratteristica, detta curva S-N. Detta curva, è individuata mediante la classe di resistenza a fatica $\Delta\sigma_C$ o $\Delta\tau_C$, che rappresenta la resistenza a fatica del dettaglio, espressa in MPa, per $N=2 \cdot 10^6$ cicli.

Le curve S-N per tensioni normali sono caratterizzate, oltre che dalla classe $\Delta\sigma_C$, dal limite di fatica ad ampiezza costante $\Delta\sigma_D$, corrispondente a $N=5 \cdot 10^6$ cicli e dal limite per i calcoli di fatica, $\Delta\sigma_L$, che corrisponde all'intersezione del secondo ramo della curva con la verticale per $N=10^8$ cicli.

L'equazione della curva S-N è

$$\begin{aligned} \Delta\sigma &= \Delta\sigma_C \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N} \right)^{\frac{1}{m}} && \text{per } N \leq 5 \cdot 10^6 \\ \Delta\sigma &= \Delta\sigma_D \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N} \right)^{\frac{1}{m+2}} && \text{per } 5 \cdot 10^6 < N \leq 10^8, \\ \Delta\sigma &= \Delta\sigma_L && \text{per } N > 10^8 \end{aligned} \quad (C4.2.95)$$

dove $m=3$, cosicché risulta

$$\Delta\sigma_D = 0,737\Delta\sigma_C; \Delta\sigma_L = 0,549\Delta\sigma_C. \quad (C4.2.96)$$

Le curve S-N per tensioni normali sono rappresentate in Figura C4.2.21.

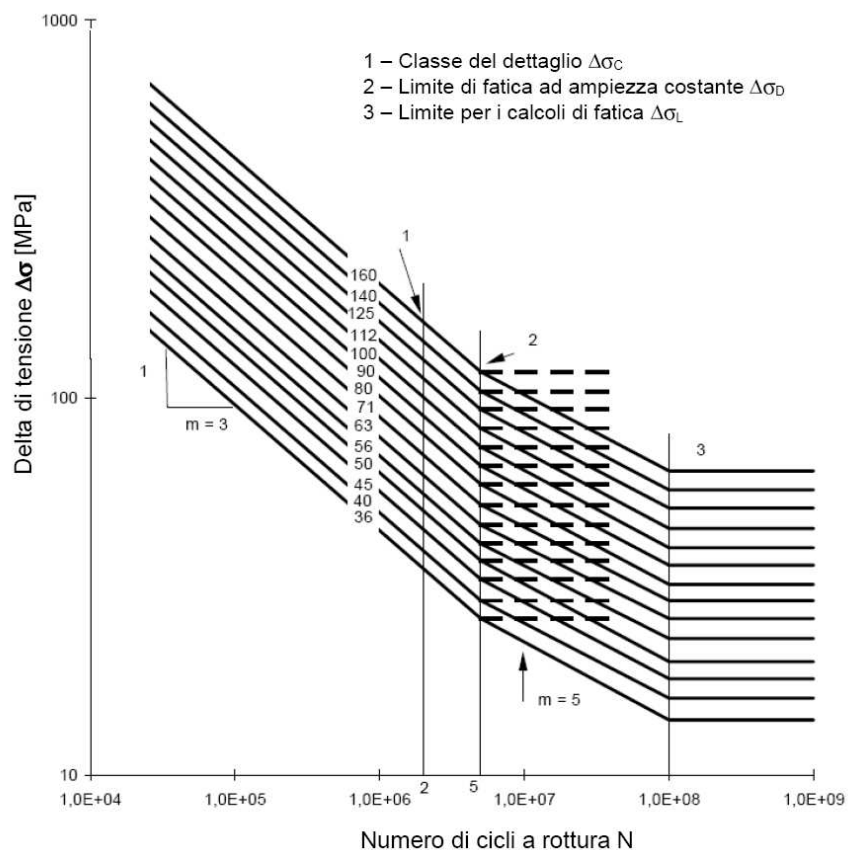


Figura C4.2.21 - Curve S-N per dettagli/elementi soggetti a tensioni normali

Le classi di resistenza a fatica per tensioni normali relative a i dettagli più comuni sono riportate nella Tabelle C4.2.XIII.a, C4.2.XIII.d, C4.2.XIV, C4.2.XV, C4.2.XVI e C4.2.XVII.a, mentre in Tabella C4.2.XVIII sono riportate le classi dei dettagli tipici dei carriponti. Nelle tabelle le classi relative ad alcuni dettagli sono contrassegnate con un asterisco: per questi dettagli è possibile adottare una classificazione superiore di una classe, se si assume come resistenza a fatica ad ampiezza costante quella corrispondente a 10^7 cicli (vedi Figura C4.2.22).

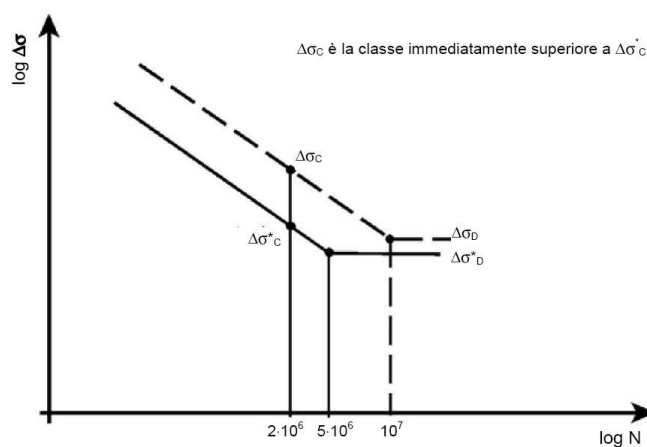


Figura C4.2.22 – Classificazione alternativa $\Delta\sigma_c$ per dettagli classificati come $\Delta\sigma_c^*$

Le curve S-N per tensioni tangenziali sono rappresentate in Figura C4.2.23.

Le curve S-N per tensioni tangenziali sono caratterizzate, oltre che dalla classe $\Delta\tau_C$, dal limite per i calcoli di fatica, $\Delta\tau_L$, corrispondente a $N=10^8$ cicli. L'equazione della curva S-N è

$$\Delta\tau = \Delta\tau_C \left(\frac{2 \cdot 10^6}{N} \right)^{\frac{1}{m}} \quad \text{per } N \leq 10^8, \quad (C4.2.97)$$

$$\Delta\tau = \Delta\tau_L \quad \text{per } N > 10^8$$

dove $m=5$, cosicché risulta

$$\Delta\tau_L = 0,457\Delta\tau_C. \quad (C4.2.98)$$

Le classi di resistenza a fatica per tensioni tangenziali relative ai dettagli più comuni sono riportate nella Tabelle C4.2.XIII.b, C4.2.XIII.c e C4.2.XVII.b.

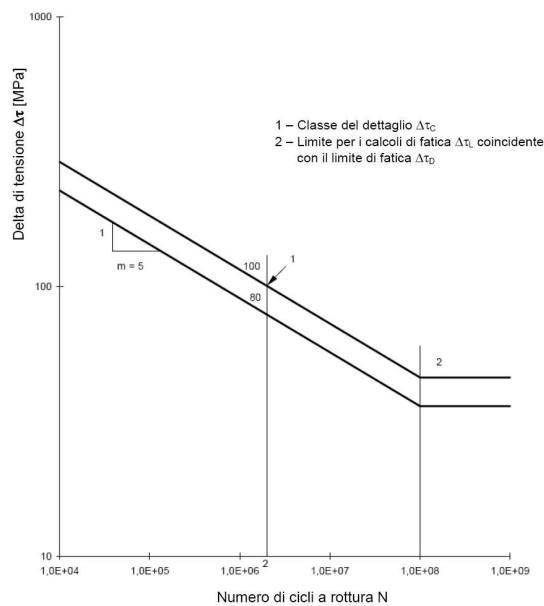
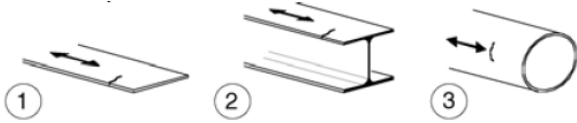




Figura C4.2.23 - Curve S-N per dettagli/elementi soggetti a tensioni tangenziali

Per la resistenza dei dettagli costruttivi tipici degli impalcati a piastra ortotropa, si può far riferimento al documento EN1993-1-9.

Tabella C4.2.XIII.a *Dettagli costruttivi per prodotti laminati e estrusi e loro classificazione ($\Delta\sigma$)*

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
160 140 ⁽¹⁾		Prodotti laminati e estrusi 1) lamiere e piatti laminati; 2) Lamiere e piatti; 3) Profili cavi senza saldatura, rettangolari e circolari	Difetti superficiali e di laminazione e spigoli vivi devono essere eliminati mediante molatura
140 125 ⁽¹⁾		Lamiere tagliate con gas o meccanicamente 4) Taglio a gas automatico o taglio meccanico e successiva eliminazione delle tracce del taglio	4) Tutti i segni visibili di intaglio sui bordi devono essere eliminati. Le aree di taglio devono essere lavorate a macchina. Graffi e scalfitture di lavorazione devono essere paralleli agli sforzi.
125 112 ⁽¹⁾		5) Taglio a gas manuale o taglio a gas automatico con tracce del taglio regolari e superficiali e successiva eliminazione di tutti i difetti dei bordi	4) e 5) Angoli rientranti devono essere raccordati con pendenza $\leq 1:4$, in caso contrario occorre impiegare opportuni fattori di concentrazione degli sforzi. Non sono ammesse riparazioni mediante saldatura

(1) classe da adottare per acciai resistenti alla corrosione

Tabella C4.2.XIII.b *Dettagli costruttivi per prodotti laminati e estrusi e loro classificazione ($\Delta\tau$)*


Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
100		6) e 7) Prodotti laminati e estrusi (come quelli di tabella C4.2.XVII.a) soggetti a tensioni tangenziali	$\Delta\tau$ calcolati con $\Delta\tau = \frac{\Delta V \cdot S(t)}{I \cdot t}$

Tabella C4.2.XIII.c *Bulloni sollecitati a taglio ($\Delta\tau$)*

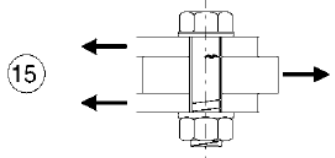
Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
100		15) Bulloni sollecitati a taglio su uno o due piani non interessanti la parte filettata. - Bulloni calibrati - Bulloni normali di grado 5.6, 8.8 e 10.9 e assenza di inversioni di carico	$\Delta\tau$ calcolati in riferimento all'area del gambo

Tabella C4.2.XIII.d *Dettagli costruttivi per giunti chiodati o bullonati ($\Delta\sigma$)*


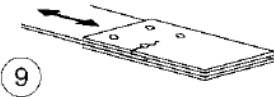
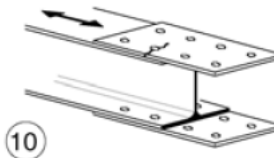
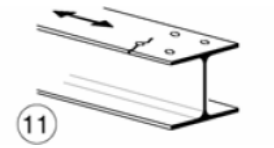
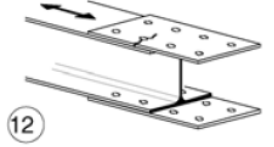

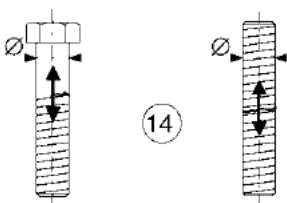
Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
112		8) Giunti bullonati con coprigiunti doppi e bulloni AR precaricati o bulloni precaricati iniettati	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione lorda
90		9) Giunti bullonati con coprigiunti doppi e bulloni calibrati o bulloni non precaricati iniettati	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione netta
		10) Giunti bullonati con coprigiunti singoli e bulloni AR precaricati o bulloni precaricati iniettati	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione lorda
		11) Elementi strutturali forati soggetti a forza normale e momento flettente	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione netta
80		12) Giunti bullonati con coprigiunti singoli e bulloni calibrati o bulloni non precaricati iniettati	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione netta
50		13) Giunti bullonati con coprigiunti singoli o doppi con bulloni con precaricati in fori di tolleranza normale. Assenza di inversioni del carico.	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione netta
50		14) Bulloni e barre filettate soggetti a trazione. Per bulloni di diametro $\phi > 30$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente $k_s = (30 / \phi)^{0,25}$.	$\Delta\sigma$ riferiti alla sezione della parte filettata, considerando gli effetti dovuti all'effetto leva e alla flessione ulteriore. Per bulloni precaricati i $\Delta\sigma$ possono essere ridotti.

Tabella C4.2.XIV *Dettagli costruttivi per sezioni saldate ($\Delta\sigma$)*

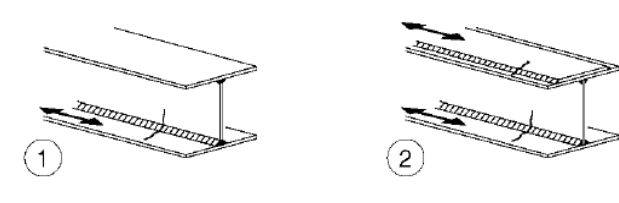
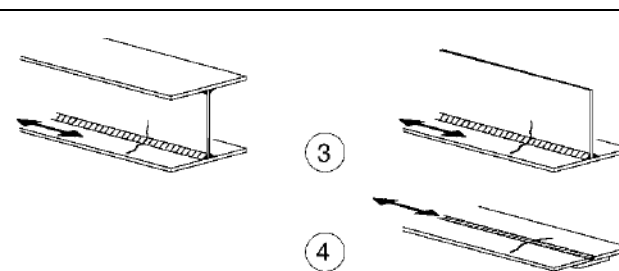
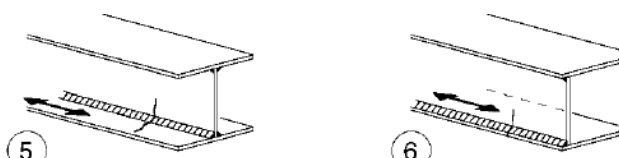
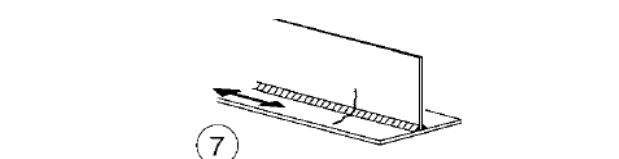
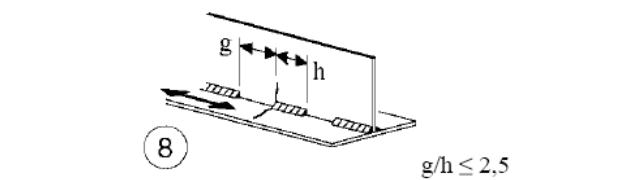
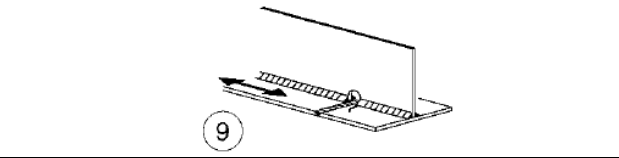


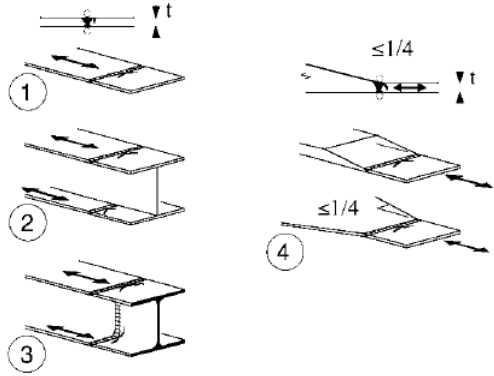
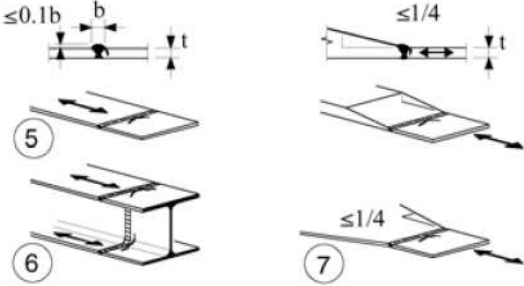
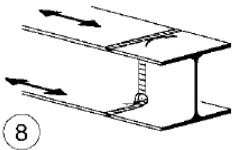
Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
125		Saldatura longitudinali continue 1) Saldatura automatica a piena penetrazione effettuata da entrambi i lati 2) Saldatura automatica a cordoni d'angolo. Le parti terminali dei piatti di rinforzo devono essere verificate considerando i dettagli 5) e 6) della tabella C4.2.XXI	1) e 2) Non sono consentite interruzioni/riprese, a meno che la riparazione sia eseguita da un tecnico qualificato e siano eseguiti controlli atti a verificare la corretta esecuzione della riparazione
112		3) Saldatura automatica a cordoni d'angolo o a piena penetrazione effettuata da entrambi i lati, ma contenente punti di interruzione/ripresa. 4) Saldatura automatica a piena penetrazione su piatto di sostegno, non contenente punti di interruzione/ripresa	4) Se il dettaglio contiene punti di interruzione/ripresa, si deve far riferimento alla classe 100
100		5) Saldatura manuale a cordoni d'angolo o a piena penetrazione 6) Saldatura a piena penetrazione manuale o automatica eseguita da un sol lato, in particolare per travi a cassone	5) e 6) Deve essere assicurato un corretto contatto tra anima e piattabanda. Il bordo dell'anima deve essere preparato in modo da garantire una penetrazione regolare alla radice, senza interruzioni
100		7) Saldatura a cordoni d'angolo o a piena penetrazione, manuale o automatica, appartenente ai dettagli da 1) a 6) riparata	In caso di adozione di metodi migliorativi mediante molatura eseguita da tecnici qualificati, integrati da opportuni controlli, è possibile ripristinare la classe originaria
80		8) Saldatura longitudinale a cordoni d'angolo a tratti	$\Delta\sigma$ riferiti alle tensioni nella piattabanda
71		9) Saldatura longitudinale a piena penetrazione, a cordoni d'angolo e a tratti, con lunette di scarico di altezza non maggiore di 60 mm. Per lunette di altezza maggiore vedere dettaglio 1) della tabella C4.2.XX)	$\Delta\sigma$ riferiti alle tensioni nella piattabanda
125 (a) 112 (b) 90 (c)		10) Saldatura longitudinale a piena penetrazione	(a) Entrambe le facce molate in direzione degli sforzi e controlli non distruttivi al 100% (b) Come saldata, assenza di interruzioni/riprese (c) Con interruzioni/riprese
140 (a) 125 (b) 90 (c)		11) Saldatura longitudinale automatica di composizione in sezioni cave circolari o rettangolari, in assenza di interruzioni/riprese	(a) Difetti entro i limiti della EN1090. Spessore $t \leq 12,5$ mm (b) e controlli non distruttivi al 100% (b) Come saldata, assenza di interruzioni/riprese (c) Con interruzioni/riprese

Tabella C4.2.XV Dettagli costruttivi per saldature a piena penetrazione ($\Delta\sigma$)

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
112		<p>Saldature senza piatto di sostegno</p> <p>1) Giunti trasversali in piatti e lamiera</p> <p>2) Giunti di anime e piattabande in travi composte eseguiti prima dell'assemblaggio</p> <p>3) Giunti trasversali completi di profili laminati, in assenza di lunette di scarico</p> <p>4) Giunti trasversali di lamiera e piatti con rastremazioni in larghezza e spessore con pendenza non maggiore di 1:4. Nelle zone di transizione gli intagli nelle saldature devono essere eliminati</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> $k_s = (25/t)^{0.2}$	<p>Saldature effettuate da entrambi i lati, molate in direzione degli sforzi e sottoposte a controlli non distruttivi.</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p> <p>3) Vale solo per profilati tagliati e risaldati</p>
90		<p>Saldature senza piatto di sostegno</p> <p>5) Giunti trasversali in piatti e lamiera</p> <p>6) Giunti trasversali completi di profili laminati, in assenza di lunette di scarico</p> <p>7) Giunti trasversali di lamiera e piatti con rastremazioni in larghezza e spessore con pendenza non maggiore di 1:4. Nelle zone di transizione gli intagli nelle saldature devono essere eliminati</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> $k_s = (25/t)^{0.2}$	<p>Saldature effettuate da entrambi i lati e sottoposte a controlli non distruttivi</p> <p>Sovraspessore di saldatura non maggiore del 10% della larghezza del cordone, con zone di transizione regolari</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p> <p>Le saldature dei dettagli 5) e 7) devono essere eseguite in piano</p>
90		<p>8) Come il dettaglio 3), ma con lunette di scarico</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> $k_s = (25/t)^{0.2}$	<p>Saldature effettuate da entrambi i lati, molate in direzione degli sforzi e sottoposte a controlli non distruttivi.</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p> <p>I profili laminati devono avere le stesse dimensioni, senza differenze dovute a tolleranze</p>

80		<p>Saldature senza piatto di sostegno</p> <p>9) Giunti trasversali in travi composte, in assenza di lunette di scarico</p> <p>10) Giunti trasversali completi di profili laminati, in presenza di lunette di scarico</p> <p>11) Giunti trasversali di lamiere, piatti, profilati e travi composte</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> <p>$k_s = (25/t)^{0.2}$.</p>	<p>Saldature effettuate da entrambi i lati, non molate e sottoposte a controlli non distruttivi.</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p> <p>Sovraspessore di saldatura non maggiore del 20% della larghezza del cordone, per i dettagli 9) e 11), o del 10% per il dettaglio 10), con zone di transizione regolari</p>
63		<p>12) Giunti trasversali completi di profili laminati, in assenza di lunette di scarico</p>	<p>Saldature effettuate da entrambi i lati</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p>
71 (36)		<p>13) Giunti trasversali a piena penetrazione eseguiti da un solo lato, con piena penetrazione controllata mediante opportuni controlli non distruttivi.</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> <p>$k_s = (25/t)^{0.2}$.</p> <p>In assenza di controlli, si deve adottare la classe 36, per qualsiasi valore di t</p>	<p>Saldature senza piatto di sostegno</p> <p>Le saldature devono essere iniziate e terminate su tacchi d'estremità, da rimuovere una volta completata la saldatura</p> <p>I bordi esterni delle saldature devono essere molati in direzione degli sforzi</p>
71		<p>Saldature su piatto di sostegno</p> <p>14) Giunti trasversali in piatti e lamiere</p> <p>15) Giunti trasversali di lamiere e piatti con rastremazioni in larghezza e spessore con pendenza non maggiore di 1:4.</p> <p>Vale anche per lamiere curve</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> <p>$k_s = (25/t)^{0.2}$.</p>	<p>I cordoni d'angolo che fissano il piatto di sostegno devono terminare a più di 10 mm dai bordi dell'elemento e devono essere interni alla saldatura di testa</p>
50		<p>16) Saldature su piatto di sostegno permanente con rastremazioni in larghezza e spessore con pendenza non maggiore di 1:4.</p> <p>Vale anche per lamiere curve</p> <p>Per spessori $t > 25$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p>	<p>Da adottarsi quando i cordoni d'angolo che fissano il piatto di sostegno terminano a meno di 10 mm dai bordi dell'elemento o quando non può essere garantito un buon accoppiamento</p>

		$k_s = (25/t)^{0,2}$.	
71	<p>pendenza ≤ 1:2</p> <p>$t_2 \geq t_1$</p> <p>17</p>	<p>17) Saldature trasversali a piena penetrazione tra elementi di spessore differente con assi allineati</p> <p>Per spessori $t_1 > 25$ mm si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> <p>$k_s = (25/t_1)^{0,2}$.</p>	<p>Nel caso di disassamento la classe deve essere ridotta con il coefficiente</p> <p>$k_{se} = \left(1 + \frac{6e}{t_1} \cdot \frac{t_1^{1,5}}{t_1^{1,5} + t_2^{1,5}} \right)^{-1}$ da combinare, eventualmente, con k_s, quando $t_1 > 25$ mm</p>

Tabella C4.2.XVI Dettagli costruttivi per attacchi e irrigiditori saldati ($\Delta\sigma$)

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
80 (a) 71 (b) 63 (c) 56 (d)	<p>1</p>	<p>Attacchi saldati longitudinali</p> <p>1) La classe del dettaglio dipende dalla lunghezza dell'attacco</p> <p>(a) $L \leq 50$ mm (b) $50 < L \leq 80$ mm (c) $80 < L \leq 100$ mm (d) $L > 100$ mm</p>	<p>Spessore dell'attacco minore della sua altezza. In caso contrario vedi dettagli 5 e 6</p>
71	<p>2</p>	<p>2) Attacchi saldati longitudinali a piatti o tubi con $L > 100$ mm e $\alpha < 45^\circ$</p>	
80	<p>3</p>	<p>3) Fazzoletti d'attacco saldati a piatti o tubi con cordoni d'angolo longitudinali e dotati di raccordo di transizione terminale di raggio r.</p> <p>La parte terminale dei cordoni deve essere rinforzata, cioè a piena penetrazione, per una lunghezza maggiore di r.</p> <p>$r > 150$ mm</p>	<p>Raccordo di transizione di raggio r realizzato con taglio meccanico o a gas realizzato prima della saldatura del fazzoletto. Al termine della saldatura, la parte terminale deve essere molata in direzione della freccia per eliminare completamente la punta della saldatura</p>
90 (a) 71 (b) 50 (c)	<p>4</p>	<p>4) Fazzoletti d'attacco saldati a un lato di un piatto o della piattabanda di una trave e dotati di raccordo di transizione di raggio r.</p> <p>La lunghezza L deve essere valutata come per i dettagli 1), 2) e 3).</p> <p>La stessa classificazione può essere adottata anche per piattabande saldate dotate di raccordo di transizione di raggio r.</p> <p>(a) $r \geq L/3$ o $r > 150$ mm (b) $L/3 > r \geq L/6$ (c) $r < L/6$</p>	<p>Raccordo di transizione di raggio r realizzato con taglio meccanico o a gas realizzato prima della saldatura del fazzoletto. Al termine della saldatura, la parte terminale deve essere molata in direzione della freccia per eliminare completamente la punta della saldatura</p>
40	<p>5</p>	<p>5) Come saldato, senza raccordo di transizione</p>	

<p>80 (a) 71 (b)</p>		<p>Attacchi trasversali</p> <p>6) Saldati a una piastra</p> <p>7) Nervature verticali saldate a un profilo o a una trave composta</p> <p>8) Diagrammi di travi a cassone composte, saldati all'anima o alla piattabanda</p> <p>(a) $l \leq 50$ mm</p> <p>(b) $50 < l \leq 80$ mm</p> <p>Le classi sono valide anche per nervature anulari</p>	<p>6) e 7) Le parti terminali delle saldature devono essere molate accuratamente per eliminare tutte le rientranze presenti</p> <p>7) Se la nervatura termina nell'anima, $\Delta\sigma$ deve essere calcolato usando le tensioni principali</p>
<p>80</p>		<p>9) Effetto della saldatura del piolo sul materiale base della piastra</p>	

Tabella C4.2.XVII.a Connessioni saldate direttamente sollecitate ($\Delta\sigma$)

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
<p>80 (a) 71 (b) 63 (c) 56 (d) 50 (e) 45 (f) 40 (g)</p>		<p>Giunti a croce o a T</p> <p>1) Lesioni al piede della saldatura in giunti a piena penetrazione o a parziale penetrazione</p> <p>2) Lesione al piede della saldatura a partire dal bordo del piatto caricato, in presenza di picchi locali di tensione nelle parti terminali della saldatura dovuti alla deformabilità del pannello</p> <p>(a) $l \leq 50$ mm e t qualsiasi</p> <p>(b) $50 < l \leq 80$ mm e t qualsiasi</p> <p>(c) $80 < l \leq 100$ mm e t qualsiasi</p> <p>(d) $100 < l \leq 120$ mm e t qualsiasi</p> <p>(d) $l > 120$ mm e $t \leq 20$ mm</p> <p>(e) $120 < l \leq 200$ mm e $t > 20$ mm</p> <p>(e) $l > 200$ mm e $20 < t \leq 30$ mm</p> <p>(f) $200 < l \leq 300$ mm e $t > 30$ mm</p> <p>(f) $l > 300$ mm e $30 < t \leq 50$ mm</p> <p>(g) $l > 300$ mm e $t > 50$ mm</p>	<p>1) Il giunto deve essere controllato: le discontinuità e i disallineamenti devono essere conformi alle tolleranze della EN1090.</p> <p>2) Nel calcolo di $\Delta\sigma$ si deve far riferimento al valore di picco delle tensioni, mediante un opportuno fattore di concentrazione degli sforzi k_t</p> <p>1) e 2) Il disallineamento dei piatti caricati non deve superare il 15% dello spessore della piastra intermedia</p>
<p>36*</p>		<p>Giunti a croce o a T</p> <p>3) Lesione alla radice della saldatura in giunti a T a cordoni d'angolo, a parziale penetrazione e a parziale penetrazione equivalente alla piena penetrazione</p>	<p>Nelle saldature a parziale penetrazione sono richieste due verifiche: la prima riguardo alle lesioni alla radice della saldatura deve essere riferita alla classe 36* per $\Delta\sigma$ e alla classe 80 per $\Delta\tau$, la seconda riguardo alle lesioni al piede della saldatura nel piatto caricato deve essere riferita alle classi dei dettagli 1 e 2</p>

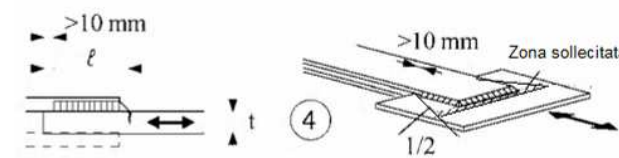
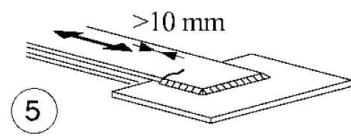
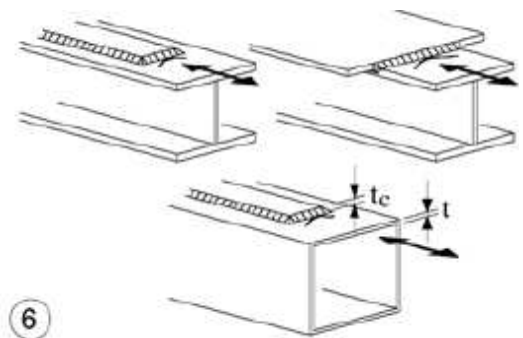
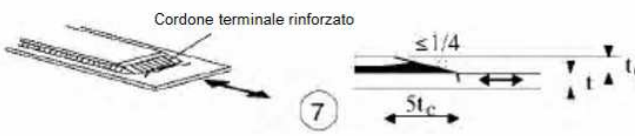
			della presente tabella Il disallineamento dei piatti caricati non deve superare il 15% dello spessore della piastra intermedia
come dettaglio 1		Giunzioni a sovrapposizione 4) Giunzione a sovrapposizione a cordoni d'angolo (verifica della piastra principale)	$\Delta\sigma$ nella piastra principale deve essere calcolato considerando l'area indicata in figura (diffusione con pendenza 1:2) Le saldature devono terminare a più di 10 mm dal bordo della piastra. Le verifiche a fatica della saldatura per tensioni tangenziali devono essere effettuate in riferimento al dettaglio 8 (Tabella C4..2.XVII.b)
45*		Giunzioni a sovrapposizione 4) Giunzione a sovrapposizione a cordoni d'angolo (verifica degli elementi sovrapposti)	$\Delta\sigma$ è riferito agli elementi sovrapposti Le saldature devono terminare a più di 10 mm dal bordo della piastra. Le verifiche a fatica della saldatura per tensioni tangenziali devono essere effettuate in riferimento al dettaglio 8 (Tabella C4..2.XVII.b)
56* (a) 50 (b) 45 (c) 40 (d) 36 (e)		Coprighiunti di travi e travi composte 6) Zone terminali di coprighiunti saldati singoli o multipli, con o senza cordoni terminali trasversali (a) $t_c < t$ e $t \leq 20$ mm (b) $t_c < t$ e $20 < t \leq 30$ mm (c) $t_c < t$ e $30 < t \leq 50$ mm (d) $t_c \geq t$ e $20 < t \leq 30$ mm (e) $t_c < t$ e $t > 50$ mm (f) $t_c \geq t$ e $30 < t \leq 50$ mm (g) $t_c \geq t$ e $t > 50$ mm	Se il coprighiunto è più largo della flangia occorre eseguire un cordone terminale trasversale, che deve essere accuratamente molato per eliminare le incisioni marginali La lunghezza minima del coprighiunto è 300 mm
56		Coprighiunti di travi e travi composte 7) Zone terminali di coprighiunti saldati con cordone terminale rinforzato di lunghezza minima $5 t_c$	Cordone trasversale rinforzato molato e raccordato. Se $t_c > 20$ mm, il raccordo, di pendenza non maggiore di 1:4, deve essere esteso fino al bordo superiore del coprighiunto

Tabella C4.2.XVII.b Connessioni saldate direttamente sollecitate ($\Delta\tau$)

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
80		<p>8) Cordoni d'angolo continui soggetti a sforzi di sconnessione, quali quelli di composizione tra anima e piattabanda in travi composte saldate</p> <p>9) Giunzioni a sovrapposizione a cordoni d'angolo soggette a tensioni tangenziali</p>	<p>8) $\Delta\tau$ deve essere calcolato in riferimento alla sezione di gola del cordone</p> <p>9) $\Delta\tau$ deve essere calcolato in riferimento alla sezione di gola del cordone, considerando la lunghezza totale del cordone, che deve terminare a più di 10 mm dal bordo della piastra</p>

Tabella C4.2.XVIII *Dettagli costruttivi e resistenza a fatica per le vie di corsa di carriponti.*

Classe del dettaglio	Dettaglio costruttivo	Descrizione	Requisiti
160		1) Sezioni laminate ad I o H	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nell'anima dai carichi ruota
71		2) Saldatura a piena penetrazione a T	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nell'anima dai carichi ruota
36*		3) Saldatura a T a parziale penetrazione o a piena penetrazione equivalente a parziale penetrazione	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nella sezione di gola della saldatura dai carichi ruota
36*		4) Saldature a cordone d'angolo	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nella sezione di gola della saldatura dai carichi ruota
71		5) Saldatura a T a piena penetrazione tra anima e piattabanda a T	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nell'anima dai carichi ruota
36*		6) Saldatura a T a parziale penetrazione o a piena penetrazione equivalente a parziale penetrazione tra anima e piattabanda a T	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nella sezione di gola della saldatura dai carichi ruota
36*		7) Saldatura a T a cordoni d'angolo tra anima e piattabanda a T	La classe è relativa ai delta di compressione verticali $\Delta\sigma_{vert}$ indotti nella sezione di gola della saldatura dai carichi ruota

C4.2.4.1.4.5

Curva S-N per connettori a piolo

La curva S-N per connettori a piolo sollecitati a taglio delle strutture composte acciaio-calcestruzzo è rappresentata in Figura C4.2.24 ed è caratterizzata dall'assenza di limite di fatica. La pendenza della curva è $m=8$ e la classe del particolare per calcestruzzo normale è $\Delta\tau_c=90$ MPa.

Per calcestruzzi leggeri la classe si riduce, in funzione del limite superiore della densità della classe di appartenenza, ρ , espresso in kg/m^3 , a

$$\Delta\tau_c = 90 \left(\frac{\rho}{2200} \right)^2 \text{ MPa} \quad (\text{C4.2.99})$$

Le tensioni tangenziali devono essere valutate in riferimento alla sezione nominale del connettore.

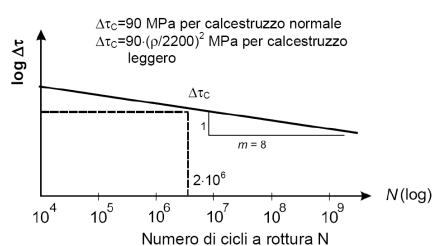


Figura C4.2.24 – Curva S-N per connettori a piolo

C4.2.4.1.4.6 Metodi di verifica

Nelle verifiche a fatica le tensioni da considerare devono essere coerenti con quelle alle quali è riferita la curva S-N del dettaglio. Di solito, le curve S-N dei dettagli costruttivi riportate nelle normative sono riferite alle *tensioni nominali* e pertanto ad esse si deve generalmente far riferimento. Per dettagli costruttivi particolarmente complessi o innovativi, per i quali si proceda ad uno studio ad hoc, potrebbe essere necessario riferirsi alle *tensioni di picco*, misurate o determinate con specifici protocolli sperimentali. In questo caso, le tensioni debbono essere calcolate per via teorica o numerica con le stesse modalità adottate sperimentalmente.

Nell'associare al dettaglio in esame la corrispondente curva S-N di resistenza a fatica è consentito tener conto degli effetti benefici di eventuali trattamenti termici o meccanici di distensione, sulla base della letteratura consolidata o di adeguata sperimentazione.

Per i dettagli costruttivi dei quali non sia nota la curva di resistenza a fatica le escursioni tensionali potranno riferirsi alle *tensioni geometriche o di picco*, cioè alle tensioni principali nel metallo base in prossimità della potenziale lesione, secondo le modalità e le limitazioni specifiche del metodo, nell'ambito della meccanica della frattura.

C4.2.4.1.4.6.1 Verifica a vita illimitata

La verifica a vita illimitata si esegue controllando che sia

$$\Delta\sigma_{\max,d} = \gamma_{Mf} \Delta\sigma_{\max} \leq \Delta\sigma_D \quad (C4.2.100)$$

oppure che

$$\Delta\tau_{\max,d} = \gamma_{Mf} \Delta\tau_{\max} \leq \Delta\tau_D = \Delta\tau_L \quad (C4.2.101)$$

dove $\Delta\sigma_{\max,d}$ e $\Delta\tau_{\max,d}$ sono, rispettivamente, i valori di progetto delle massime escursioni di tensioni normali e di tensioni tangenziali indotte nel dettaglio considerato dallo spettro di carico per le verifiche a vita illimitata, talvolta denominato spettro frequente, e $\Delta\sigma_D$ e $\Delta\tau_D$ i limiti di fatica ad ampiezza costante.

La verifica a vita illimitata è esclusa per tutti i dettagli le cui curve S-N non presentino limite di fatica ad ampiezza costante (per es. connettori a piolo o barre d'armatura per c.a.).

C4.2.4.1.4.6.2 Verifica a danneggiamento

La verifica a danneggiamento si conduce mediante la formula di Palmgren-Miner, controllando che risulti

$$D = \sum_i \frac{n_i}{N_i} \leq 1,0 \quad (C4.2.102)$$

dove n_i è il numero di cicli di ampiezza $\Delta\sigma_{i,d}$ indotti dallo spettro di carico per le verifiche a danneggiamento nel corso della vita prevista per il dettaglio e N_i è il numero di cicli di ampiezza $\Delta\sigma_{i,d}$ a rottura, ricavato dalla curva S-N caratteristica del dettaglio.

Sulla base del danno D si può definire uno spettro di tensione equivalente, ad ampiezza di tensione costante, $\Delta\sigma_{eq,d}$ (o $\Delta\tau_{eq,d}$), in grado di produrre, nello stesso numero di cicli, $n_{tot} = \sum n_i$, un danneggiamento uguale a quello prodotto dallo spettro di tensione di progetto, oppure, in alternativa, un delta di tensione convenzionale $\Delta\sigma_{E,d}$, in grado di produrre in 2×10^6 cicli, lo stesso danneggiamento prodotto dallo spettro di tensione di progetto.

C4.2.4.1.4.6.3 Metodo dei coefficienti λ

È possibile, in alcuni casi, ricondurre la verifica a fatica ad una verifica convenzionale di resistenza, confrontando il delta ideale convenzionale di tensione di progetto, $\Delta\sigma_{E,d}$, descritto nel seguito, con la classe del particolare $\Delta\sigma_c$.

Il delta di tensione convenzionale di calcolo $\Delta\sigma_{E,d}$ è dato da

$$\Delta\sigma_{E,d} = \gamma_{Ff} \cdot \lambda_1 \cdot \lambda_2 \cdot \lambda_3 \cdot \lambda_4 \cdot \dots \cdot \lambda_n \cdot \varphi_{fat} \cdot \Delta\sigma_p = \gamma_{Ff} \cdot \lambda \cdot \varphi_{fat} \cdot \Delta\sigma_p \quad (C4.2.103)$$

in cui $\Delta\sigma_p = \sigma_{p,\max} - \sigma_{p,\min}$ è il massimo delta di tensione indotto nel dettaglio in esame da un opportuno modello di carico equivalente, ϕ_{fat} è un eventuale coefficiente correttivo che tiene conto degli effetti dell'amplificazione dinamica sullo spettro di tensione, λ_i sono fattori, opportunamente calibrati, che tengono conto dalla forma e dalla lunghezza della superficie di influenza del dettaglio considerato, della severità dello spettro di carico, della vita nominale dell'opera e/o della vita prevista per il dettaglio, dell'interazione tra eventi ecc..

Per l'applicazione del metodo, lo spettro di carico da adottare e la determinazione dei coefficienti λ_i è necessario far ricorso a normative di comprovata validità.

C4.2.4.1.4.6.4 Verifica sotto carico combinato

Nel caso di variazioni simultanee di tensioni normali e tangenziali, la valutazione della resistenza a fatica dovrà considerare i loro effetti congiunti adottando idonei criteri di combinazione del danno.

Nel caso di variazioni non simultanee del campo di tensioni normali e tangenziali si potranno sommare i danneggiamenti D_σ e D_τ prodotti dai cicli di tensione normale e dai cicli di tensione tangenziale, valutati separatamente con la (C4.2.102), controllando che

$$D = D_\sigma + D_\tau \leq 1,0 \quad (C4.2.104)$$

C4.2.4.1.4.7 Influenza dello spessore

Nella valutazione della resistenza a fatica dovrà tenersi conto dello spessore del metallo base nel quale può innescarsi una potenziale lesione.

Nel caso che l'influenza dello spessore sulla resistenza a fatica non sia trascurabile, la classe del dettaglio deve essere ridotta secondo la formula

$$\Delta\sigma_{C,\text{red}} = k_s \cdot \Delta\sigma_C \quad (C4.2.105)$$

dove il coefficiente riduttivo k_s dipende dal dettaglio strutturale considerato ed i cui valori indicativi sono indicati, per alcuni dettagli costruttivi, nel documento EN1993-1-9.

C4.2.8 UNIONI

C4.2.8.1.1 Unioni con bulloni e chiodi

C4.2.8.1.1.1 Bulloni ad alta resistenza precaricati per giunzioni ad attrito

I bulloni ad alta resistenza delle classi 8.8 e 10.9, precaricati con serraggio controllato, per giunzioni ad attrito devono essere conformi alla norma armonizzata UNI EN 13499-1 e recare la marchiatura

CE. Al punto 4.3 la norma armonizzata UNI EN 13499-1 prescrive che viti, dadi e rondelle siano forniti dal medesimo produttore.

La norma armonizzata prevede che vengano eseguite, tra l'altro, prove sistematiche di serraggio del complesso vite, dado e rondella(e); queste prove forniscono informazioni sul fattore k che lega la forza di precarico $F_{p,C}=0.7 \cdot A_{res} \cdot f_{tb}$ (§4.2.8.1.1 delle NTC) ed il momento di serraggio M .

Si ha:

$$M = k \cdot d \cdot F_{p,C} = k \cdot d \cdot 0,7 \cdot A_{res} \cdot f_{tb} \quad (C4.2.106)$$

dove d è il diametro nominale della vite, A_{res} è l'area resistente della vite e f_{tb} è la resistenza a rottura del materiale della vite.

Il valore del fattore k , secondo le prescrizioni della norma, è indicato sulle targhette delle confezioni (dei bulloni, oppure delle viti) per le differenti classi funzionali (§4.4.4 NTC).

Le classi funzionali previste dalla norma armonizzata sono tre e sono specificate nella seguente Tabella C4.2.XIX.

Si sottolinea che il valore del fattore k può risultare sensibilmente diverso da 0,2, valore applicabile ai bulloni della precedente normativa UNI 5712 e UNI 5713 citata nel D.M. 1996.

Tabella C4.2.XIX *Classi funzionali per i bulloni*

K0	Nessun requisito sul fattore k
K1	Campo di variabilità del fattore k_i del singolo elemento tra minimo e massimo dichiarati sulla confezione
K2	Valore medio k_m del fattore e suo coefficiente di variazione V_k dichiarati sulla confezione

Poiché è noto che un eccesso del momento di serraggio comporta lo snervamento e, talvolta, anche la rottura della vite, gli operatori devono prestare la massima attenzione ai dati che sono riportati sulle targhette delle confezioni dei bulloni conformi alla nuova normativa armonizzata al fine della determinazione del momento di serraggio.

Nel caso il momento di serraggio non sia riportato sulle targhette delle confezioni, ma compaia il solo fattore k secondo la classe funzionale, per facilitare gli operatori addetti ai montaggi, si può fare riferimento alle seguenti Tabelle C4.2.XX e C4.2.XXI (che si riferiscono alle viti di classe 8.8 e 10.9 rispettivamente) per definire il momento di serraggio dei bulloni,

Tabella C4.2.XX Coppie di serraggio per bulloni 8.8

Viti 8.8 – Momento di serraggio M [N m]									
VITE	k=0.10	k=0.12	k=0.14	k=0.16	k=0.18	k=0.20	k=0.22	$F_{p,C}$ [kN]	A_{res} [mm ²]
M12	56.6	68.0	79.3	90.6	102	113	125	47.2	84.3
M14	90.2	108	126	144	162	180	198	64.4	115
M16	141	169	197	225	253	281	309	87.9	157
M18	194	232	271	310	348	387	426	108	192
M20	274	329	384	439	494	549	604	137	245
M22	373	448	523	597	672	747	821	170	303
M24	474	569	664	759	854	949	1044	198	353
M27	694	833	972	1110	1249	1388	1527	257	459
M30	942	1131	1319	1508	1696	1885	2073	314	561
M36	1647	1976	2306	2635	2965	3294	3624	457	817

Tabella C4.2.XXI Coppie di serraggio per bulloni 10.9

Viti 10.9 – Momento di serraggio M [N m]									
VITE	k=0.10	k=0.12	k=0.14	k=0.16	k=0.18	k=0.20	k=0.22	$F_{p,C}$ [kN]	A_{res} [mm ²]
M12	70.8	85.0	99.1	113	128	142	156	59.0	84.3
M14	113	135	158	180	203	225	248	80.5	115
M16	176	211	246	281	317	352	387	110	157
M18	242	290	339	387	435	484	532	134	192
M20	343	412	480	549	617	686	755	172	245
M22	467	560	653	747	840	933	1027	212	303
M24	593	712	830	949	1067	1186	1305	247	353
M27	868	1041	1215	1388	1562	1735	1909	321	459
M30	1178	1414	1649	1885	2121	2356	2592	393	561
M36	2059	2471	2882	3294	3706	4118	4529	572	817

Nelle tabelle sono riportati: la dimensione della vite MXX, l'area resistente della vite A_{res} in mm², la forza di precarico $F_{p,C}=0.7 \cdot A_{res} \cdot f_{tb}$ in kN ed i valori del momento di serraggio M in Nm, corrispondenti a differenti valori del fattore k. Poiché il momento di serraggio è funzione lineare del fattore k, la interpolazione per righe è immediata.

C4.2.12 PROFILATI FORMATI A FREDDO E LAMIERE GRECATE

C4.2.12.1 Materiali

Per i profilati di acciaio profilati a freddo e le lamiere grecate, l'acciaio deve essere conforme a quanto previsto al §C11.3.4.1.

C4.2.12.2 Effetto della formatura a freddo sulla resistenza dell'acciaio

Per effetto del processo di formatura a freddo si verifica un innalzamento della tensione di snervamento dell'acciaio che può essere considerato nei calcoli.

Ove il fenomeno non sia valutato sperimentalmente sulla membratura nel suo complesso, il valore della tensione di snervamento media dopo formatura f_{myk} può essere valutata nel modo seguente:

$$f_{myk} = f_{yk} + \frac{(f_{tk} - f_{yk}) \cdot k \cdot n \cdot t^2}{A_g} \leq 0,5 \cdot (f_{tk} + f_{yk}) \quad (C4.2.107)$$

in cui

$k=7$ per formatura continua con rulli,

$k=5$ per gli altri metodi di formatura,

A_g è l'area lorda della sezione trasversale della membratura,

n è il numero di pieghe a 90° con raggio interno $r \leq 5 \cdot t$ (pieghe con angolo diverso da 90° sono tenute in conto con frazioni di n),

t è lo spessore (al netto dei rivestimenti) del piatto o nastro prima della formatura.

Il valore medio della tensione di snervamento f_{myk} può essere tenuto in conto nei calcoli nei casi seguenti:

- verifiche di resistenza di aste tese,
- verifiche di resistenza e verifiche di stabilità di aste compresse aventi sezione di classe 1, 2 e 3 (cioè sezioni completamente reagenti),
- verifiche di resistenza e verifiche di stabilità di travi inflesse le parti compresse delle quali siano di classe 1, 2 e 3 (cioè parti compresse completamente reagenti).


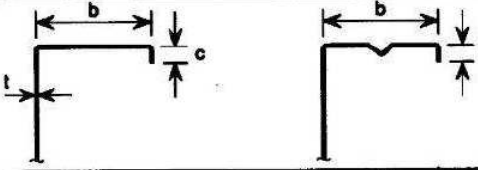
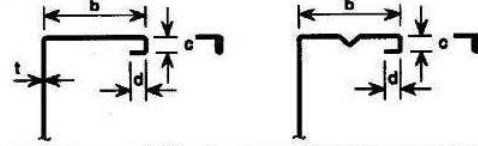
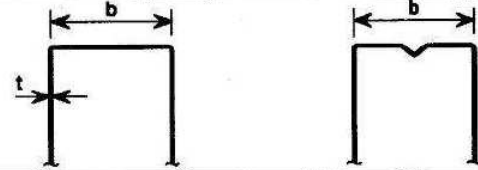
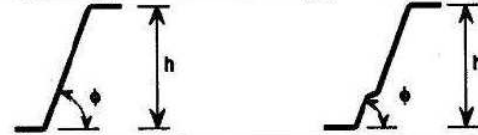
Il valore medio della tensione di snervamento f_{myk} non deve essere tenuto in conto nei calcoli nei casi seguenti:

- determinazione dell'area efficace,
- calcolo di membrature che, dopo il processo di formatura a freddo, siano sottoposte ad un trattamento termico di distensione.

C4.2.12.2.1 Valori limite dei rapporti larghezza - spessore

Nella Tabella C4.2.XXII sono riportati i valori limiti dei rapporti larghezza – spessore per i quali è applicabile la presente Circolare.

Tabella C4.2.XXII Valori limite dei rapporti larghezza-spessore di profili formati a freddo.

Elemento della sezione trasversale	Valore massimo
	$b/t < 50$
	$b/t \leq 60$ $c/t < 50$
	$b/t \leq 90$ $c/t \leq 60$ $d/t < 50$
	$b/t \leq 500$
	$45^\circ \leq \phi \leq 90^\circ$ $h/t \leq 500 \sin \phi$

Tali limiti rappresentano il campo dei valori per i quali è disponibile probante esperienza costruttiva e valida sperimentazione.

Inoltre, per garantire sufficiente rigidità degli irrigidimenti di bordo, devono essere rispettate le seguenti limitazioni:

$$0,2 \leq \frac{c}{b} \leq 0,6 \quad 0,1 \leq \frac{d}{b} \leq 0,3 \quad (\text{C4.2.108})$$

C4.2.12.2.2 *Inflessione trasversale delle ali*

Negli elementi soggetti a flessione le ali molto larghe (sia tese sia compresse) tendono ad incurvarsi in direzione dell'asse neutro (*curling*).

Tale fenomeno può essere considerato, in assenza ed in presenza di irrigidimenti (purchè non ravvicinati tra loro), nel modo seguente.

Per una trave con asse rettilineo ed in riferimento alla Figura C4.2.25, si ha:

$$u = 2 \cdot \frac{\sigma_a^2 \cdot b_s^4}{E^2 \cdot t^2 \cdot z} \quad (\text{C4.2.109})$$

dove u è la massima inflessione trasversale verso l'asse neutro dell'ala, z è la distanza nominale dell'ala dall'asse neutro, t è lo spessore della membratura, b_s è la metà della distanza tra le anime (per sezioni a cassone o sezioni ad U) o la lunghezza della parte a sbalzo, σ_a è la tensione normale media nelle ali calcolata con riferimento all'area lorda.

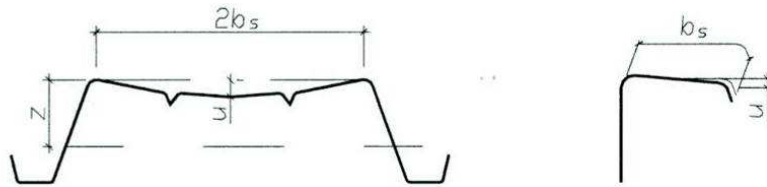


Figura C4.2.25 – Incurvamento delle piattabande

Bisogna tener conto di questo fenomeno nel calcolo della resistenza flessionale quando $u \geq 0,05 \cdot h$, essendo h l'altezza della trave.

C4.2.12.2.3 Classificazione delle sezioni, instabilità locale e distorsione delle sezioni trasversali

Nelle membrature formate e freddo e nelle lamiere grecate, al fine della utilizzazione delle Tabelle C4.2.I, II e III delle NTC per la classificazione delle sezioni, la larghezza b_p degli elementi piani deve essere determinata a partire dai punti medi di raccordo di due lati adiacenti, secondo le indicazioni di Figura C4.2.26.

In Figura C4.2.26 il punto P è il punto medio del raccordo da considerare per determinare la larghezza dell'elemento piano; X è l'intersezione degli assi degli elementi piani.

Il raggio medio di piega del raccordo r_m si determina a partire dal raggio interno di piega $r_m = r + 0,5 \cdot t$, mentre la proiezione g_r del segmento PX sull'asse dell'elemento piano è uguale a

$$g_r = r_m \cdot [\tan(\Phi/2) - \sin(\Phi/2)]. \quad (C4.2.110)$$

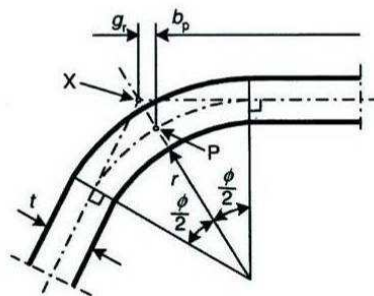


Figura C4.2.26 – Determinazione del punto X per la valutazione della larghezza di elementi piani

Alcuni esempi applicativi sono riportati in figura C4.2.27.

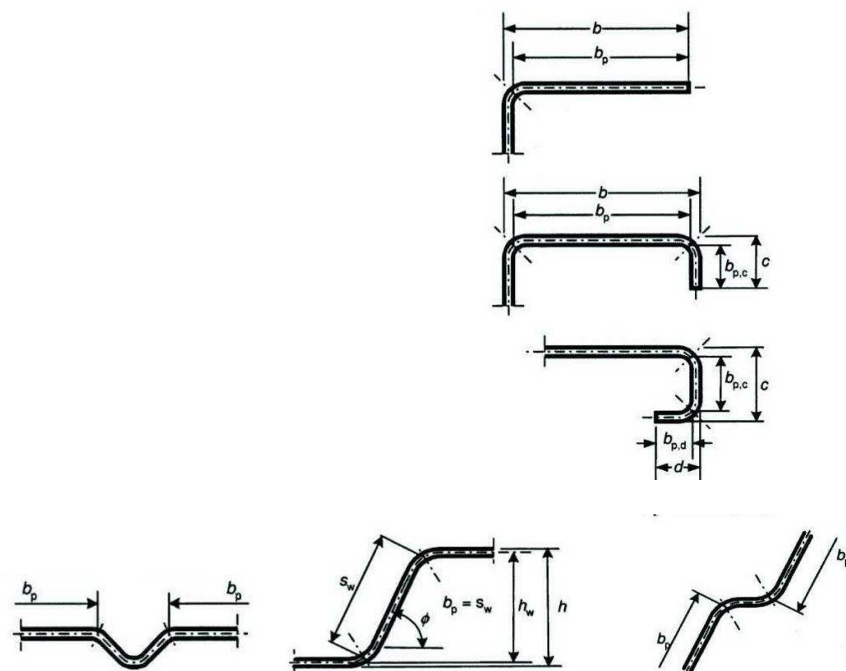


Figura C4.2.27 – Esempi di determinazione della larghezza b_p

Nel caso di parti compresse appartenenti alle classi 3 e 4 si possono verificare fenomeni di instabilità locale e distorsione della sezione trasversale che interagiscono tra loro ed insieme alla inflessione trasversale delle aste compresse e/o inflesse. Questi fenomeni possono essere studiati mediante una specifica modellazione matematica. In alternativa si possono applicare i metodi semplificati indicati nel seguito.

Tipo di elemento	Modello	Tipo di elemento	Modello

Figura C4.2.28 – Modelli statici per diverse tipologie di elementi piani

I vari tipi di elementi piani possono essere schematizzati con i modelli riportati in Figura C4.2.28.

Le parti piane compresse che, con la definizione di larghezza data sopra, non rispettano le limitazioni per la classe 3 sono soggette a fenomeni di ingobbamento locale i quali si possono considerare con il metodo delle larghezze efficaci, per la determinazione delle quali si devono seguire i criteri esposti al §C4.2.4.1.3.4.

Tenendo presenti le larghezze efficaci degli elementi piani compressi, si possono determinare le grandezze geometriche efficaci che tengono conto dei fenomeni di instabilità locale e che sono richiamate al §4.2.4.1 delle NTC, nell'ipotesi che non intervenga la distorsione della sezione trasversale considerata più oltre.

Per discutere i fenomeni di distorsione della sezione trasversale si distinguono :

- elementi piani, con o senza irrigidimenti intermedi, delimitati da un'anima e da un irrigidimento di bordo (Figura C4.2.29);
- elementi piani compresi tra due anime con uno o più irrigidimenti intermedi (Figura C4.2.30).

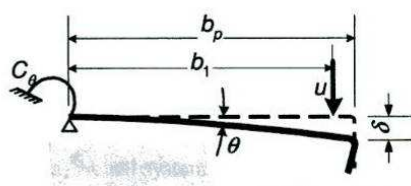


Figura C4.2.29 – Elementi piani delimitati da un'anima e da un irrigidimento di bordo

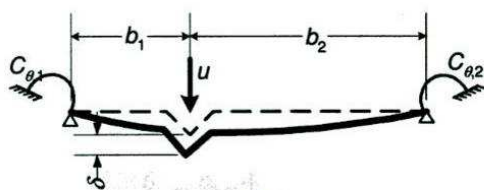


Figura C4.2.30 – Elementi piani delimitati da due anime con irrigidimenti intermedi

L'irrigidimento, insieme alla larghezza collaborante che gli compete (Figura C4.2.31) viene studiato come trave compressa su letto elastico alla Winkler. Il letto elastico ha costante elastica dipendente dall'elemento piano e dalle altre parti della sezione della trave alle quali l'elemento è collegato.

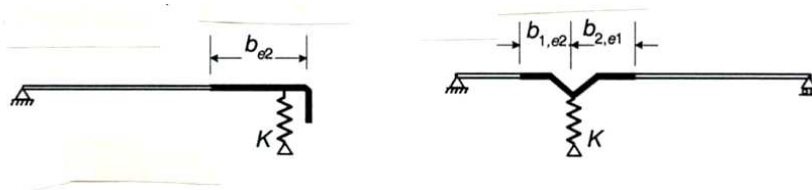


Figura C4.2.31 – Schematizzazione degli irrigidimenti

In Figura C4.2.32 sono riportati alcuni schemi statici di riferimento per il calcolo della costante k del letto elastico.

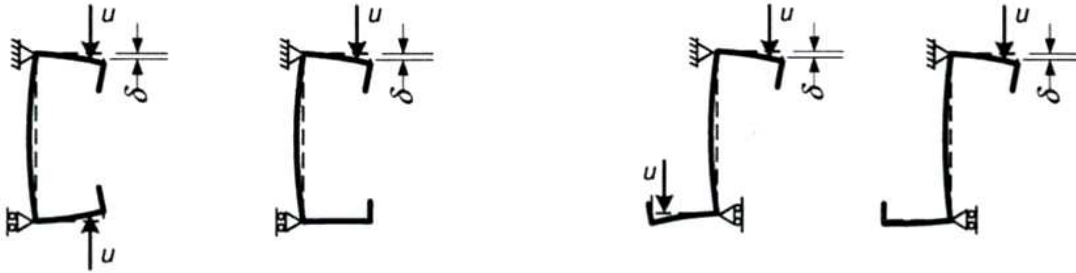


Figura C4.2.32 – Schemi di calcolo per la determinazione della costante elastica

Detti A_s l'area efficace dell'irrigidimento con la larghezza collaborante gli compete e I_s il momento di inerzia dell'irrigidimento con la larghezza collaborante gli compete, calcolato rispetto al suo asse baricentrico parallelo all'elemento piano collaborante, la tensione critica euleriana dell'irrigidimento compresso su letto elastico $\sigma_{cr,s}$, salvo più precise determinazioni teorico-numeriche, può essere assunta pari a

$$\sigma_{cr,s} = 2 \cdot \frac{\sqrt{k \cdot E \cdot I_s}}{A_s} \quad (C4.2.111)$$

La resistenza all'instabilità distorsionale dell'irrigidimento compresso $\sigma_{d,Rd}$ dipende dalla snellezza adimensionale λ_d

$$\lambda_d = \sqrt{\frac{f_{yk}}{\sigma_{cr,s}}} \quad (C4.2.112)$$

tramite il fattore di riduzione χ_d , per cui risulta

$$\sigma_{d,Rd} = \chi_d(\lambda_d) f_{yk} \quad (C4.2.113)$$

essendo

$$\begin{aligned} \chi_d &= 1 && \text{per } \lambda_d < 0,65 \\ \chi_d &= 1,47 - 0,723 \cdot \lambda_d && \text{per } 0,65 \leq \lambda_d \leq 1,38 \\ \chi_d &= \frac{0,66}{\lambda_d} && \text{per } \lambda_d > 1,38 \end{aligned} \quad (C4.2.114)$$

Per semplicità ed in prima approssimazione si può assumere l'area ridotta dello irrigidimento, che tiene conto dell'instabilità distorsionale, pari a $A_{s,rid} = \chi_d \cdot A_s$.

Nel caso $\chi_d < 1$, per migliorare l'approssimazione si può far ricorso ad un processo iterativo che comporta le seguenti fasi:

- nuova definizione della larghezza efficace del pannello piano, riferita alla tensione massima di compressione,

$$\sigma_{\text{com,Ed,I}} = \chi_d \cdot \frac{f_{yk}}{\gamma_{M0}} \quad (\text{C4.2.115})$$

- nuova determinazione delle caratteristiche geometriche dell'irrigidimento, A_s e I_s ;
- determinazione della nuova tensione critica euleriana $\sigma'_{\text{cr,s}}$, della nuova snellezza λ'_d e della nuova resistenza all'instabilità distorsionale dell'irrigidimento compresso

$$\sigma'_{\text{d,Rd}} = \chi_d (\lambda'_d) f_{yk} \quad (\text{C4.2.116})$$

e così via iterando, fino a convergenza.

Una volta raggiunta la convergenza, l'area ridotta dell'irrigidimento, che tiene conto dell'instabilità distorsionale, è data da:

$$A_{\text{s,rid}} = \frac{\chi_d \cdot f_{yk} \cdot A_s}{\gamma_{M0} \cdot \sigma_{\text{com,Ed}}} \quad (\text{C4.2.117})$$

Per la determinazione delle caratteristiche geometriche della sezione trasversale della membratura l'area ridotta dell'irrigidimento $A_{\text{s,rid}}$ può essere utilmente rappresentata mediante lo spessore ridotto dello stesso

$$t_{\text{rid}} = t \cdot \frac{A_{\text{s,rid}}}{A_s} \quad (\text{C4.2.118})$$

C4.2.12.2.4 Verifiche di resistenza

C4.2.12.2.4.1 Verifiche di resistenza a trazione

La resistenza di calcolo a trazione centrata della sezione lorda è:

$$N_{\text{t,Rd}} = \frac{A \cdot f_{\text{myk}}}{\gamma_{M0}} \quad (\text{C4.2.119})$$

dove A è l'area lorda della sezione trasversale e f_{myk} è il valore della tensione di snervamento media dopo formatura.

La resistenza di calcolo a trazione centrata della sezione lorda $N_{t,Rd}$ è limitata dalla resistenza di calcolo della sezione netta, indebolita dai fori per i collegamenti di estremità $F_{n,Rd}$:

$$N_{t,Rd} \leq F_{n,Rd} = \frac{A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.120)$$

essendo A_{net} l'area netta della sezione trasversale indebolita dai fori per i collegamenti di estremità e f_{tk} la resistenza a rottura dell'acciaio.

C4.2.12.2.4.2 Verifiche di resistenza a compressione

La resistenza di calcolo a compressione centrata della sezione lorda è data da

$$N_{c,Rd} = \frac{A_{eff} \cdot f_{yk}}{\gamma_{M0}} \quad (C4.2.122)$$

se l'area efficace A_{eff} della sezione trasversale è minore dell'area lorda A , e da

$$N_{c,Rd} = \frac{A \cdot f_{myk}}{\gamma_{M0}} \quad (C4.2.123)$$

se l'area efficace A_{eff} della sezione trasversale è uguale all'area lorda A .

C4.2.12.2.4.3 Verifiche di resistenza a flessione

La resistenza di calcolo a flessione rispetto ad un asse principale di inerzia è:

$$M_{c,Rd} = \frac{W_{eff} \cdot f_{yk}}{\gamma_{M0}} \quad (C4.2.124)$$

se il modulo di resistenza della sezione efficace, W_{eff} , è minore di quello dell'area lorda W , e da

$$M_{c,Rd} = \frac{W \cdot f_{yk}}{\gamma_{M0}} \quad (C4.2.125)$$

se $W_{eff}=W$, salvo più favorevoli indicazioni fornite da normative di comprovata validità:

C4.2.12.2.4.4 Verifiche di resistenza a presso-tenso flessione

Nel caso di pressoflessione, la condizione di resistenza è

$$\frac{M_{y,Ed} + \Delta M_{y,Ed}}{M_{cy,Rd}} + \frac{M_{z,Ed} + \Delta M_{z,Ed}}{M_{cz,Rd}} \pm \frac{N_{Ed}}{N_{c,Rd}} \leq 1 \quad (C4.2.126)$$

in cui $\Delta M_{y,Ed}$ e $\Delta M_{z,Ed}$ sono gli eventuali momenti flettenti addizionali dovuti allo spostamento del baricentro della sezione efficace rispetto al baricentro della sezione lorda.

Nella (C4.2.126) si considera il segno + quando la condizione più sfavorevole per la resistenza a flessione è dettata dalle fibre compresse; si considera il segno - quando la condizione più sfavorevole per la resistenza a flessione è dettata dalle fibre tese (di questa differenza si deve tener conto anche nella determinazione di $M_{cy,Rd}$ e di $M_{cz,Rd}$).

Nel caso di tensoflessione, la condizione di resistenza è

$$\frac{M_{y,Ed}}{M_{cy,Rd}} + \frac{M_{z,Ed}}{M_{cz,Rd}} \pm \frac{N_{Ed}}{N_{t,Rd}} \leq 1 \quad (C4.2.127)$$

Si applica il segno + quando la condizione più sfavorevole per la resistenza a flessione è dettata dalle fibre tese; si applica il segno - quando la condizione più sfavorevole per la resistenza a flessione è dettata dalle fibre compresse (di questa differenza si deve tener conto anche nella determinazione di $M_{cy,Rd}$ e di $M_{cz,Rd}$).

C4.2.12.2.4.5 Verifiche di resistenza a taglio

La resistenza di calcolo a taglio di un'anima senza irrigidimenti (Figura C4.2.33) è

$$V_{b,Rd} = \frac{h_w \cdot t \cdot f_{bv}}{\gamma_{M0} \cdot \sin \phi} \quad (C4.2.128)$$

dove t è lo spessore dell'anima, h_w è l'altezza dell'anima, ϕ è l'angolo di inclinazione dell'anima e f_{bv} è la resistenza alle tensioni tangenziali dell'anima, che tiene conto dell'instabilità locale.

La resistenza alle tensioni tangenziali è data da

$$f_{bv} = f_{yk} \cdot \chi(\lambda_w) \quad (C4.2.129)$$

essendo χ un coefficiente riduttivo, dipendente dalla snellezza adimensionale λ_w dell'anima,

$$\lambda_w = 0,346 \cdot \frac{s_w}{t} \cdot \sqrt{\frac{f_{yk}}{E}} \quad (C4.2.130)$$

dove s_w è la lunghezza dell'anima (Figura C4.2.33).

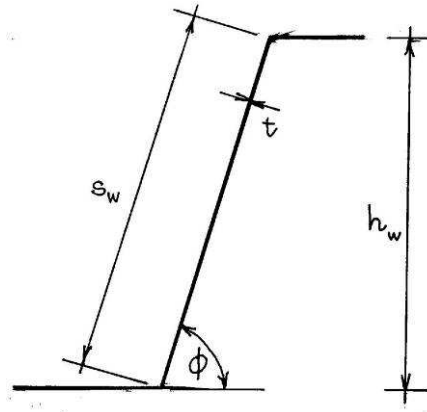


Figura C4.2.33 – Anime di profili sottili

In presenza di irrigidimenti agli appoggi, atti ad incassare la reazione vincolare e a prevenire distorsioni dell'anima, si può assumere

$$\begin{aligned} \chi &= 0,58 && \text{per} && \lambda_w \leq 0,83 \\ \chi &= \frac{0,48}{\lambda_w} && \text{per} && \lambda_w > 0,83 \end{aligned} \quad (\text{C4.2.131})$$

in assenza di tali irrigidimenti si ha, invece,

$$\begin{aligned} \chi &= 0,58 && \text{per} && \lambda_w \leq 0,83 \\ \chi &= \frac{0,48}{\lambda_w} && \text{per} && 0,83 < \lambda_w < 1,40 \\ \chi &= \frac{0,67}{\lambda_w^2} && \text{per} && \lambda_w \geq 1,40 \end{aligned} \quad (\text{C4.2.132})$$

Per problemi particolari, quali:

- la resistenza a taglio di anime con irrigidimenti intermedi,
- la resistenza a carichi concentrati (intermedi o di estremità),
- la interazione tra taglio e flessione quando l'azione tagliante di calcolo $V_{Ed} > 0,5 V_{b,Rd}$,
- la interazione tra carichi concentrati e flessione,

si rimanda a normative di comprovata validità.

C4.2.12.2.5 Verifiche di stabilità

C4.2.12.2.5.1 Verifiche di stabilità di aste compresse

La resistenza delle aste compresse si valuta con i criteri di cui al §4.2.4.1.3 delle NTC adottando le curve di stabilità specificate nella Tabella C4.2.XXIII.

Si richiama l'attenzione sul fatto che per aste con sezione aperta a simmetria polare (profilati a Z e simili) i carichi critici torsionali possono essere inferiori a quelli flessionali; similmente, per aste con sezione aperta con un solo asse di simmetria i carichi critici flessotorsionali possono essere inferiori a quelli puramente flessionali.

C4.2.12.2.5.2 Verifiche di stabilità di aste inflesse

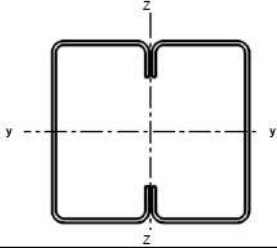
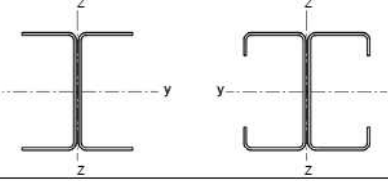

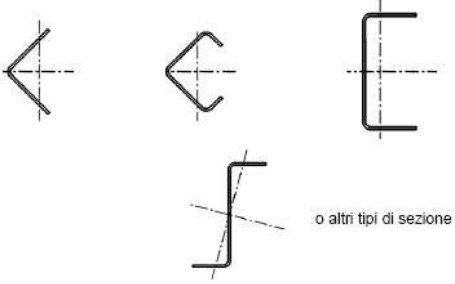
La verifica di stabilità di una trave inflessa soggetta a fenomeni di instabilità flessotorsionali si effettua con i criteri di cui al §4.2.4.1.3 delle NTC adottando la curva di stabilità b.

Tuttavia, quando l'area efficace ha assi principali di inerzia sensibilmente discosti da quelli dell'area lorda, quei criteri non sono applicabili e devono essere effettuate specifiche indagini numeriche.

C4.2.12.2.5.3 Verifiche di stabilità di aste presso-inflesse

Si tratta di problemi specifici per i quali si rinvia alla normativa di comprovata validità.

Tabella C4.2.XXIII *Curve di stabilità per profili sottili compressi*

Tipo di sezione	Inflessione intorno all'asse	Curva
	qualsiasi qualsiasi	b (se si usa f_{yb}) c (se si usa f_{ya})*
	y-y z-z	a b
	qualsiasi	b
 o altri tipi di sezione	qualsiasi	c

* f_{ya} può essere usato soltanto quando $A_{ef} = A_g$

C4.2.12.2.6 Unioni

Nelle unioni dei profilati formati a freddo e delle lamiere grecate si possono impiegare, oltre ai mezzi d'unione classici, bulloni e saldature a cordoni d'angolo, trattati nelle NTC, altri mezzi di collegamento quali viti auto filettanti o automaschianti, chiodi sparati, chiodi ciechi, saldature per punti (a resistenza o per fusione) e bottoni di saldatura.

Poiché nelle unioni che interessano i profilati formati a freddo e le lamiere grecate possono intervenire elementi strutturali aventi spessori inferiori a 4 mm (minimo ammesso nelle NTC per gli elementi delle strutture di acciaio) sono necessari alcuni adattamenti ai piccoli spessori delle indicazioni delle Norme Tecniche anche per l'impiego dei bulloni e delle saldature.

Data la varietà delle soluzioni tecnologiche disponibili per i mezzi di unione quali viti autofilettanti o automaschianti, chiodi sparati, chiodi ciechi, bottoni di saldatura, alcune grandezze della resistenza delle unioni sono basate su attendibili risultati sperimentali, disponibili in letteratura, altre sono invece da determinarsi sperimentalmente (con procedure EOTA) per le applicazioni specifiche.

Simboli adottati nel seguito

- t spessore minimo delle membrature interessate nel collegamento
- t_1 spessore massimo delle membrature interessate nel collegamento
- t^* spessore del materiale base nel quale sono ancorate le viti autofilettanti oppure i bottoni di saldatura
- d_0 diametro del foro per il mezzo di collegamento (Figura C4.2.34)
- d diametro del mezzo di collegamento (chiodo, vite, ecc.)
- d_w diametro della testa della vite di collegamento o diametro della rondella sotto testa o diametro visibile del punto di saldatura (Figura C4.2.35)
- d_s diametro efficace del punto o bottone di saldatura,

$$d_s = 0,7 \cdot d_w - 1,5 \cdot \sum t \geq 0,55 \cdot d_w \quad (C4.2.133)$$

- d_p diametro della saldatura del bottone,
- s passo della filettatura delle viti autofilettanti o automaschianti.

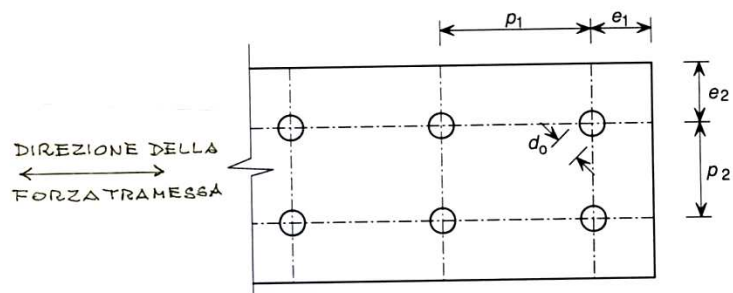


Figura C4.2.34 – Parametri significativi per i collegamenti

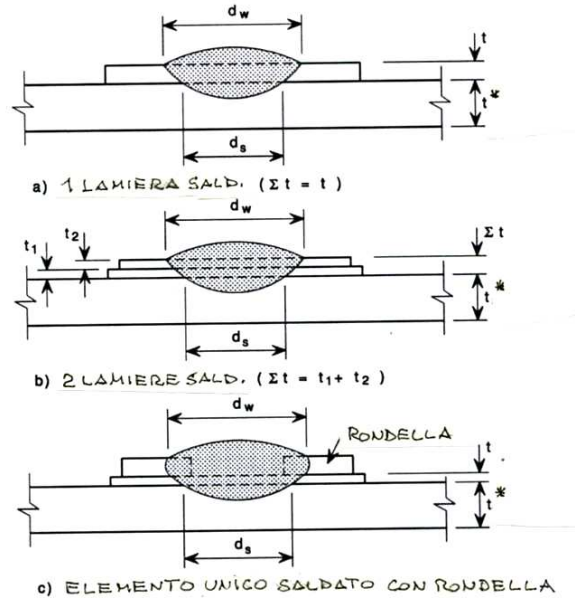


Figura C4.2.35 – Saldature a bottone

In figura C4.2.34 sono indicati gli interassi e le varie distanze che interessano il dimensionamento dei collegamenti; in figura C4.2.35 sono indicati i diametri dei punti e bottoni di saldatura.

C4.2.12.2.6.1 Chiodi ciechi

C4.2.12.2.6.1.1 Chiodi ciechi soggetti a taglio

La resistenza a rifollamento è data da

$$F_{b,Rd} = \frac{\alpha \cdot f_{tk} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.134)$$

dove

$$\begin{aligned} \alpha &= 3,6 \cdot \sqrt{\frac{t}{d}} \leq 2,1 && \text{per } t_1 = t \\ \alpha &= 2,1 && \text{per } t_1 \geq 2,5 \cdot t \end{aligned} \quad (C4.2.135)$$

Nei casi intermedi ($t \leq t_1 < 2,5 t$) α può essere determinato per interpolazione lineare.

La resistenza allo strappo della lamiera collegata è data da

$$F_{t,Rd} = \frac{f_{tk} \cdot e_1 \cdot t}{1,2 \cdot \gamma_{M2}} \quad (C4.2.136)$$

essendo e_1 indicato in Figura C4.2.34.

La resistenza a trazione della sezione netta è data da

$$F_{n,Rd} = \frac{A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.137)$$

Le formule (C4.2.134), (C4.2.136) e (C4.2.137) per chiodi ciechi sono valide per diametri d compresi nell'intervallo

$$1/10" (\phi 2,6 \text{ mm}) \leq d \leq 1/4" (\phi 6,4 \text{ mm}) \quad (C4.2.138)$$

e per geometrie del collegamento che rispettino le condizioni

$$e_1 \geq 1,5 \cdot d; \quad p_1 \geq 3 \cdot d; \quad e_2 \geq 1,5 \cdot d; \quad p_2 \geq 3 \cdot d \quad (C4.2.139)$$

Informazioni sulla resistenza a taglio, a trazione, ecc. dei chiodi ciechi devono essere dedotte sperimentalmente, con adeguata base statistica (EOTA), sulle specifiche produzioni.

C4.2.12.2.6.2 Viti autofilettanti e automaschianti

C4.2.12.2.6.2.1 Viti autofilettanti o automaschianti soggette a taglio

La resistenza a rifollamento è data da

$$F_{b,Rd} = \frac{\alpha \cdot f_{tk} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.140)$$

dove

$$\begin{aligned} \alpha &= 3,6 \cdot \sqrt{\frac{t}{d}} \leq 2,1 && \text{per } t_1 = t \text{ oppure per } t_1 \geq 2,5 \cdot t \text{ e } t < 1\text{mm} \\ \alpha &= 2,1 && \text{per } t_1 \geq 2,5 \cdot t \text{ e } t \geq 1\text{mm} \end{aligned} \quad (C4.2.141)$$

Nei casi intermedi ($t \leq t_1 < 2,5 t$) α può essere determinato per interpolazione lineare.

La resistenza allo strappo della lamiera collegata è data da

$$F_{t,Rd} = \frac{f_{tk} \cdot e_1 \cdot t}{1,2 \cdot \gamma_{M2}} \quad (C4.2.142)$$

essendo e_1 indicato in Figura C4.2.34.

La resistenza a trazione della sezione netta è data da

$$F_{n,Rd} = \frac{A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.143)$$

C4.2.12.2.6.2.2 Viti autofilettanti o automaschianti soggette a trazione

La resistenza all'imbutitura delle lamiere collegate è data da

$$F_{p,Rd} = \frac{f_{tk} \cdot d_w \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.144)$$

Questo valore è da ridurre al 50 % quando queste viti sono adottate per collegamenti impegnati dagli effetti del vento.

La resistenza allo spanamento (strappo della filettatura) è data, infine, da

$$F_{0,Rd} = \frac{0,45 \cdot t^* \cdot d \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad \text{per } t_1 < s \quad (C4.2.145)$$

$$F_{0,Rd} = \frac{0,65 \cdot t^* \cdot d \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad \text{per } t_1 \geq s$$

Le formule (C4.2.140), (C4.2.142), (C4.2.143), (C4.2.144) e (C4.2.145) per viti autofilettanti e automaschianti sono valide per diametri d compresi nell'intervallo

$$3 \text{ mm} \leq d \leq 8 \text{ mm} \quad (C4.2.146)$$

e per geometrie del collegamento che rispettino le condizioni

$$e_1 \geq 3,0 \cdot d; \quad p_1 \geq 3 \cdot d; \quad e_2 \geq 1,5 \cdot d; \quad p_2 \geq 3 \cdot d \quad (C4.2.147)$$

I collegamenti con viti tese devono soddisfare, inoltre,

$$0,5 \text{ mm} \leq t \leq 1,5 \text{ mm} \quad \text{e} \quad t_1 \geq 0,9 \text{ mm} \quad (C4.2.148)$$

Informazioni sulla resistenza a taglio, a trazione, ecc. delle viti autofilettanti o auto-maschianti devono essere dedotte sperimentalmente, con adeguata base statistica (EOTA), sulle specifiche produzioni.

C4.2.12.2.6.3 Chiodi separati

C4.2.12.2.6.3.1 Chiodi separati soggetti a taglio

La resistenza a rifollamento è data da

$$F_{b,Rd} = \frac{3,2 \cdot f_{tk} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.149)$$

La resistenza a trazione della sezione netta è data da

$$F_{n,Rd} = \frac{A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.150)$$

La resistenza all'imbutitura delle lamiere collegate è data da

$$F_{p,Rd} = \frac{f_{tk} \cdot d_w \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.151)$$

Questo valore è da ridurre al 50 % quando queste viti sono adottate per collegamenti impegnati dagli effetti del vento.

Le formule (C4.2.148), (C4.2.150) e (C4.2.151) per chiodi sparati sono valide per diametri d compresi nell'intervallo

$$3,7 \text{ mm} \leq d \leq 6 \text{ mm} \quad (C4.2.152)$$

e per geometrie del collegamento che rispettino le condizioni

$$e_1 \geq 4,5 \cdot d; \quad p_1 \geq 4,5 \cdot d; \quad e_2 \geq 4,5 \cdot d; \quad p_2 \geq 4,5 \cdot d \quad (C4.2.153)$$

per $d=3,7 \text{ mm}$ $t^* \geq 4 \text{ mm}$; per $d=4,5 \text{ mm}$ $t^* \geq 6 \text{ mm}$; per $d=5,2 \text{ mm}$ $t^* \geq 8 \text{ mm}$

I collegamenti con chiodi tesi devono soddisfare, inoltre,

$$0,5 \text{ mm} \leq t \leq 1,5 \text{ mm} \quad e \quad t^* \geq 6 \text{ mm} \quad (C4.2.154)$$

Informazioni sulla resistenza a taglio, a trazione, allo sfilamento ecc. dei chiodi sparati devono essere dedotte sperimentalmente, con adeguata base statistica (EOTA), sulle specifiche produzioni.

C4.2.12.2.6.4 Bulloni (per impiego con spessori minori di 4 mm)

Per le classi dei bulloni si veda il §11.3.4.5 delle NTC.

C4.2.12.2.6.4.1 Bulloni soggetti a taglio

La resistenza a rifollamento è data da

$$F_{b,Rd} = \frac{2,5 \cdot \alpha_b \cdot k_t \cdot f_{tk} \cdot d \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.155)$$

dove

$$\alpha_b = \min \left[1; \frac{e_1}{3 \cdot d} \right] \quad e \quad (C4.2.156)$$

$$k_t = \frac{0,8 \cdot t + 1,5}{2,5} \quad \text{per } t \leq 1,25 \text{ mm}; \quad k_t = 1,0 \quad \text{per } t > 1,25 \text{ mm}. \quad (C4.2.157)$$

La resistenza a trazione della sezione netta è data da

$$F_{n,Rd} = \frac{\beta \cdot A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.158)$$

in cui, detto r il rapporto tra il numero di bulloni nella sezione netta e il numero totale di bulloni impiegati ed u il minimo tra $2 \cdot e_2$ e p_2 , è

$$\beta = 1 + 3 \cdot r \cdot \left(\frac{d_0}{u} - 0,3 \right) \leq 1 \quad (\text{C4.2.159})$$

Per il calcolo della resistenza a taglio dei bulloni si applicano le formule (4.2.57) e (4.2.68) di cui al §4.2.8 delle NTC: con piccoli spessori di serraggio i piani di rescissione interessano sempre la parte filettata della vite.

C4.2.12.2.6.4.2 Bulloni soggetti a trazione

Per il calcolo della resistenza a trazione dei bulloni si applica la formula (4.2.61) di cui al §4.2.8 delle Norme Tecniche.

Le formule per i bulloni sono valide per bulloni di dimensione minima M6, per spessori t degli elementi da collegare compresi nell'intervallo $0,75 \text{ mm} \leq t \leq 3 \text{ mm}$, e per geometrie del collegamento che rispettino le condizioni

$$e_1 \geq d_0; \quad p_1 \geq 3,0 \cdot d_0; \quad e_2 \geq 1,5 \cdot d_0; \quad p_2 \geq 3,0 \cdot d_0 \quad (\text{C4.2.160})$$

C4.2.12.2.6.5 Cordoni d'angolo (per impiego con spessori minori di 4 mm)

Vale quanto riportato al §4.2.8 delle NTC.

C4.2.12.2.6.6 Saldature per punti (a resistenza o per fusione)

C4.2.12.2.6.6.1 Saldature per punti soggette a taglio

La resistenza a rifollamento è data da

$$F_{b,Rd} = \frac{2,7 \cdot f_{tk} \cdot d_s \cdot \sqrt{t}}{\gamma_{M2}} \quad \text{per } t \leq t_1 \leq 2,5 t$$

$$F_{b,Rd} = \min \left(\frac{2,7 \cdot f_{tk} \cdot d_s \cdot \sqrt{t}}{\gamma_{M2}}; \frac{0,7 \cdot f_{tk} \cdot d_s^2}{\gamma_{M2}}; \frac{3,1 \cdot f_{tk} \cdot d_s \cdot t}{\gamma_{M2}} \right) \quad \text{per } t_1 > 2,5 t \quad (\text{C4.2.161})$$

con t espresso in mm.

La resistenza allo strappamento della lamiera collegata è data da

$$F_{t,Rd} = \frac{1,4 \cdot f_{tk} \cdot e_1 \cdot t}{\gamma_{M2}} \quad (\text{C4.2.162})$$

La resistenza a trazione della sezione netta è data da

$$F_{n,Rd} = \frac{A_{net} \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.163)$$

La resistenza a taglio dei punti è data da

$$F_{v,Rd} = \frac{0,25 \cdot \pi \cdot d_s^2 \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.164)$$

Le formule (C4.2.161), (C4.2.162), (C4.2.163), e (C4.2.164) per saldature per punti sono valide per geometrie del collegamento che rispettino le condizioni

$$2 \cdot d_s \leq e_1 \leq 6 \cdot d_s ; \quad 3 \cdot d_s \leq p_1 \leq 8 \cdot d_s ; \quad 1,5 \cdot d_s \leq e_2 \leq 4 \cdot d_s ; \quad 3 \cdot d_s \leq p_2 \leq 6 \cdot d_s \quad (C4.2.165)$$

dove $d_s = 0,5 \cdot t + 5$ mm per punti di fusione e $d_s = 5 \cdot t^{0,5}$, t in mm, per punti a resistenza.

C4.2.12.2.6.7 Bottoni di saldatura

I bottoni di saldatura sono previsti per solo impiego a taglio

C4.2.12.2.6.7.1 Bottoni di saldatura soggetti a taglio

I bottoni possono essere circolari oppure oblunghi (Figura C4.2.36).

L'applicazione del procedimento è limitata a lamiere aventi spessore totale $\Sigma t \leq 4$ mm.

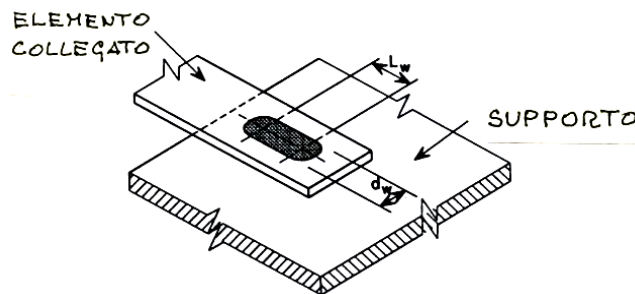


Figura C4.2.36 – Saldature oblunghie a bottone

Secondo la direzione della forza trasmessa, la distanza minima tra il centro del bottoni ed il bordo libero deve soddisfare la relazione

$$e_1 \geq \frac{2,1 \cdot F_{w,Sd} \cdot \gamma_{M2}}{f_{tk} \cdot t} \quad (C4.2.166)$$

dove $F_{w,Sd}$ è la resistenza a taglio del bottoni, che per i bottoni circolari è data da

$$F_{w,Sd} = \frac{0,25 \cdot \pi \cdot d_s^2 \cdot 0,625 \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.167)$$

con le seguenti limitazioni

$$\begin{aligned}
F_{w,Sd} &\leq \frac{1,5 \cdot d_p \cdot f_{tk} \cdot \sum t}{\gamma_{M2}} && \text{per } \frac{d_p}{\sum t} \leq 18 \cdot \sqrt{\frac{420}{f_{tk}}}; \\
F_{w,Sd} &\leq \frac{27 \cdot f_{tk} \cdot (\sum t)^2}{\gamma_{M2}} \cdot \sqrt{\frac{420}{f_{tk}}} && \text{per } 18 \cdot \sqrt{\frac{420}{f_{tk}}} < \frac{d_p}{\sum t} \leq 30 \cdot \sqrt{\frac{420}{f_{tk}}}; \quad (C4.2.168) \\
F_{w,Sd} &\leq \frac{0,9 \cdot d_p \cdot f_{tk} \cdot \sum t}{\gamma_{M2}} && \text{per } \frac{d_p}{\sum t} > 30 \cdot \sqrt{\frac{420}{f_{tk}}};
\end{aligned}$$

e che per i bottoni oblungi è data da

$$F_{w,Sd} = \frac{(0,25 \cdot \pi \cdot d_s^2 + L_w \cdot d_s) \cdot 0,625 \cdot f_{tk}}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.169)$$

con la limitazione

$$F_{w,Sd} \leq \frac{(0,5 \cdot L_w + 1,67 \cdot d_p) \cdot f_{tk} \cdot \sum t}{\gamma_{M2}} \quad (C4.2.170)$$

essendo L_w indicato in Figura C4.2.36.

C4.3 COSTRUZIONI COMPOSTE DI ACCIAIO-CALCESTRUZZO

Anche per le costruzioni composte acciaio-calcestruzzo, la gamma degli acciai da carpenteria normalmente impiegabili è stata estesa dall'acciaio S235 fino all'acciaio S460.

Il calcestruzzo ordinario deve avere classe non inferiore a C20/25 né superiore a C60/75, mentre il calcestruzzo con aggregati leggeri, la cui densità non può essere inferiore a 1800 kg/m³, deve avere classe non inferiore a LC20/22 e non superiore a LC55/60. Calcestruzzi di classe di resistenza superiori a C45/55 e LC 40/44, rispettivamente, richiedono comunque uno studio adeguato e specifiche procedure per il controllo di qualità.

La classificazione delle sezioni è analoga a quella delle strutture metalliche, salvo tener conto del favorevole effetto irrigidente della soletta, e simili sono i metodi di verifica.

Oltre agli usuali stati limite, devono essere considerati anche lo SLU di resistenza e lo SLE della connessione acciaio-calcestruzzo.

Analogamente a quanto previsto per le strutture metalliche, anche per le strutture composte è possibile impiegare per l'analisi globale delle strutture, in alternativa al metodo elastico e sotto date condizioni, il metodo plastico, il metodo elastico con redistribuzione o il metodo elasticoplastico.

Problematiche specifiche, quali la larghezza collaborante della soletta, le connessioni acciaio-calcestruzzo, le colonne composte e le lamiere grecate sono trattate con diverso grado di

approfondimento, privilegiando gli aspetti più generali e rimandando per problematiche più specialistiche a normative di comprovata validità, in particolare agli Eurocodici.

C4.3.1 VALUTAZIONE DELLA SICUREZZA

La valutazione della sicurezza è illustrata al § 4.3.1 delle NTC

C4.3.2 ANALISI STRUTTURALE

C4.3.2.1 Classificazione delle sezioni

La classificazione di una sezione composta acciaio-calcestruzzo può farsi con riferimento alla sola sezione metallica, adottando quindi come classe quella meno favorevole delle parti metalliche.

In ogni caso, una piattabanda metallica, efficacemente collegata ad una soletta in calcestruzzo mediante connettori soddisfacenti alle condizioni date in C4.3.4.1 delle NTC, può essere classificata in classe 1.

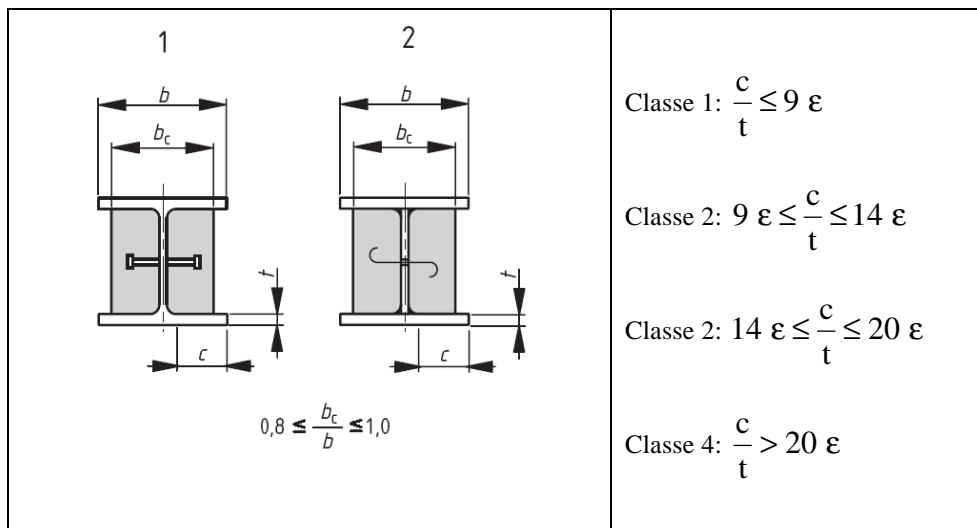
Una piattabanda metallica di una sezione parzialmente rivestita di calcestruzzo può essere classificata in accordo con la Tabella C4.3.I. In una sezione parzialmente rivestita di calcestruzzo, il calcestruzzo che circonda l'anima dovrebbe essere efficacemente collegato alla sezione metallica e dovrebbe impedire l'instabilità dell'anima o della piattabanda compressa verso l'anima.

In sezioni di classe 1 e 2 le barre metalliche comprese entro la larghezza di soletta collaborante dovrebbero essere esclusivamente in acciaio B450C. Inoltre, se il momento resistente della sezione è determinato mediante il calcolo plastico, l'area d'armatura tesa A_s deve soddisfare la relazione

$$A_s \geq \delta \frac{f_{yk}}{235} \cdot \frac{f_{ctm}}{f_{sk}} \cdot A_c \cdot \sqrt{k_c} \quad (C4.3.1)$$

dove A_c è l'area collaborante della soletta, f_{yk} è la tensione di snervamento caratteristica dell'acciaio strutturale, f_{sk} è la tensione di snervamento caratteristica dell'acciaio d'armatura, f_{ctm} è la resistenza media a trazione del calcestruzzo, k_c è un coefficiente dato nel seguito che tiene conto della distribuzione delle tensioni nella sezione immediatamente prima della fessurazione, e δ è un coefficiente dipendente dalla classe della sezione, uguale a 1,0 per sezioni di classe 2 e a 1,1 per sezioni di classe 1 sede di cerniera plastica.

Tabella C4.3.I *Classificazione di piattabande compresse in profilati o in sezioni saldate parzialmente rivestiti*



Il coefficiente k_c è uguale a

$$k_c = 0,3 + \frac{1}{1 + \frac{h_c}{2 z_0}} \leq 1,0 \quad (\text{C4.3.2})$$

dove h_c è l'altezza della soletta, escludendo ispessimenti locali o nervature, e z_0 la distanza tra il baricentro della soletta non fessurata e il baricentro della sezione composta, considerata tutta reagente, calcolato in riferimento al coefficiente di omogeneizzazione a breve termine.

C4.3.2.3 Larghezze efficaci

Nella figura 4.3.1. il termine b_c è da intendersi il termine b_0 della formula 4.3.2, cioè la distanza tra gli assi dei connettori. Inoltre, si evidenzia un refuso nell'espressione di b_{ei} che non è $b_{ei} = \min(L_e/8, b_i)$, bensì $b_{ei} = \min(L_e/8, b_i - b_0/2)$.

C4.3.3 RESISTENZE DI CALCOLO

C4.3.4 TRAVI CON SOLETTA COLLABORANTE

C4.3.4.2 Resistenza delle sezioni

Il momento resistente, $M_{pl,Rd}$ di una sezione composta di classe 1 o 2 si valuta nell'ipotesi di conservazione delle sezioni piane, assumendo un diagramma equilibrato delle tensioni nella sezione, come indicato in Figura C4.3.1, e considerando nullo il contributo del calcestruzzo teso.

L'armatura longitudinale in soletta si ipotizza plasticizzata, sia in trazione sia in compressione, così come l'acciaio strutturale. A momento positivo, la parte compressa della sezione efficace della soletta in calcestruzzo si considera uniformemente compressa con tensione di compressione pari

$0,85f_{cd}$, e la risultante di compressione è detta N_{cf} .

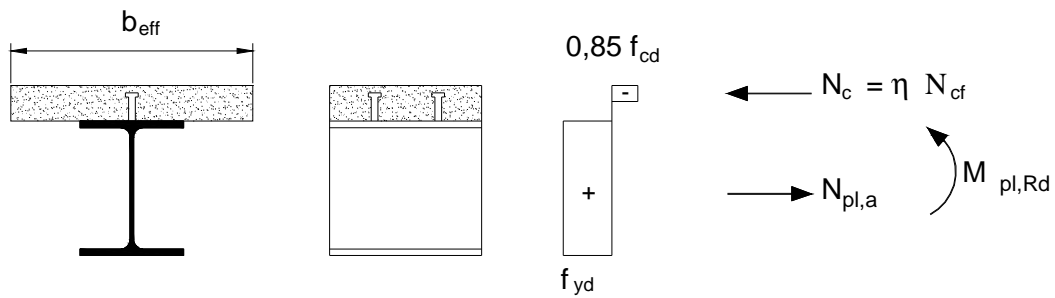


Figura C4.3.1 - Distribuzione delle tensioni plastiche allo SLU per il calcolo del momento resistente positivo

Si dice grado di connessione η il rapporto $\eta=N_c/N_{cf}$ tra il massimo sforzo trasmissibile dalla connessione N_c e la risultante delle compressioni in soletta N_{cf} .

Nel caso di connessione a pieno ripristino ($\eta=1$) si ha $N_c=N_{cf}$.

La resistenza del calcestruzzo a trazione è trascurata ed in genere la connessione a taglio è sufficiente a trasferire la risultante di trazione delle barre d'armatura in soletta, calcolata ipotizzando le barre d'armatura completamente snervate e soggette ad una tensione pari ad f_{sd} , Figura (C4.3.2).

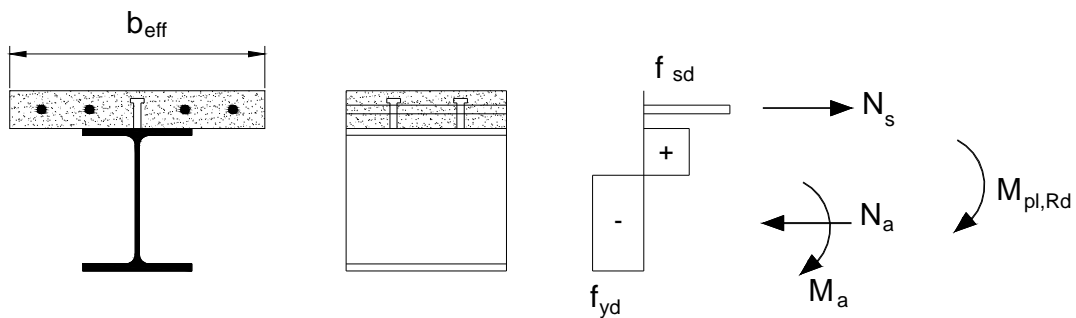


Figura C4.3.2 - Distribuzione delle tensioni plastiche allo SLU per il calcolo del momento resistente negativo

Quando la connessione a taglio è a parziale ripristino di resistenza ($\eta < 1$) e realizzata con connettori “duttibili”, il momento resistente, M_{Rd} , è calcolato utilizzando il metodo rigido-plastico ed il valore ridotto della risultante delle compressioni in soletta, N_c . In particolare, può assumersi una relazione lineare tra il grado di connessione η ed il momento resistente ottenibile, vedi Figura C4.3.3, rappresentata dalla formula

$$M_{Rd} = M_{pl,a,Rd} + (M_{pl,Rd} - M_{pl,a,Rd}) \cdot \eta \quad (C4.3.3)$$

dove $M_{pl,a,Rd}$ è il momento plastico della sola sezione in acciaio.

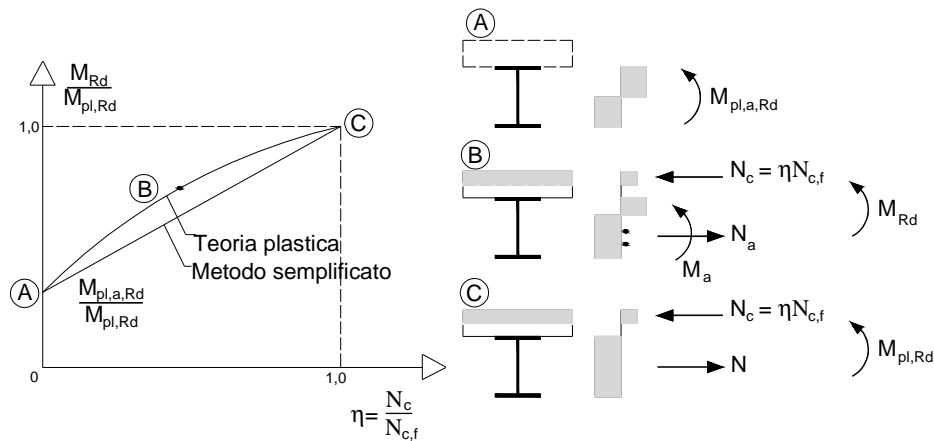


Figura C4.3.3 - Relazione tra il momento resistente della trave e il grado di connessione per connettori a taglio duttili

C4.3.4.3 Sistemi di connessione acciaio-calcestruzzo

Nelle NTC, in linea con l'Eurocodice 4 e con le CNR 10016/2000, per le travi con soletta collaborante, sono considerate sia connessioni "complete" a taglio, sia connessioni "parziali" a taglio.

Nel seguito viene discusso il concetto di connessione a taglio ("completa" o "parziale") e vengono illustrate le limitazioni applicative.

Si ha connessione a taglio "completa" quando i connettori nel loro insieme sono così robusti che la capacità portante limite della struttura è determinata dalla massima resistenza flessionale. Ad esempio, nel caso di connessione a taglio "completa" lungo la sezione III la capacità portante limite della trave di acciaio con soletta collaborante rappresentata in Figura C4.3.5, semplicemente appoggiata agli estremi e soggetta ad un carico uniformemente distribuito, si raggiunge quando nella sezione II si stabilisce la distribuzione di tensioni normali che corrisponde al momento plastico.

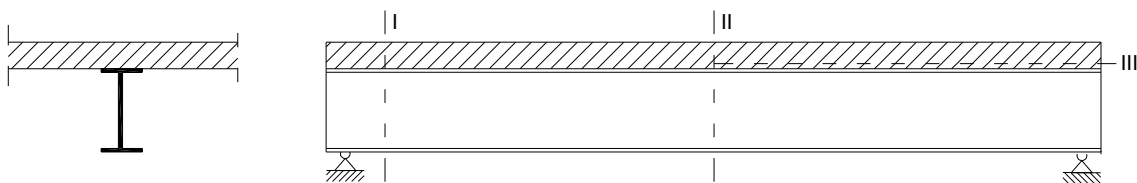


Figura C4.3.5 – Trave d'acciaio con soletta collaborante

Nel caso di connessione "completa" a taglio, Pertanto, un eventuale incremento del numero dei connettori a taglio nella sezione III non si tradurrebbe un aumento della capacità portante, essendo determinante la resistenza flessionale.

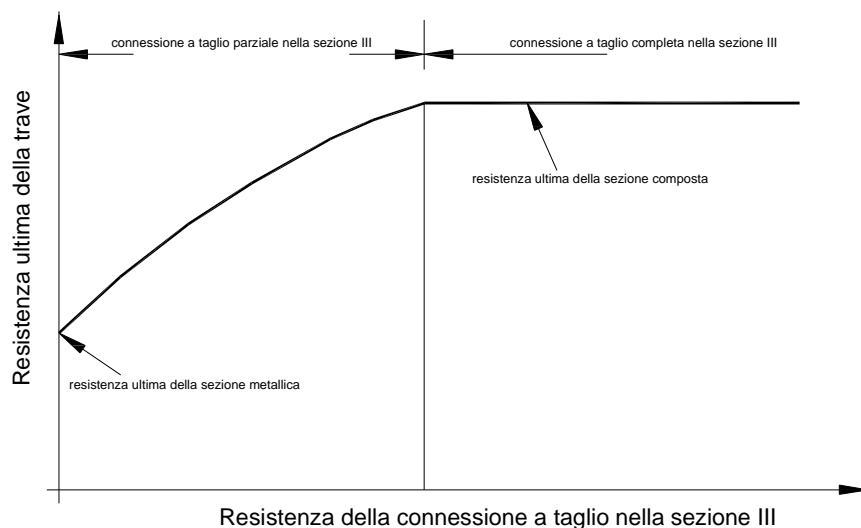


Figura C4.3.6 – *Legame tra resistenza della trave e resistenza della connessione*

Per contro, quando si dispongono connettori in minor numero si avrà una capacità portante ridotta, che dipende dalla numerosità dei connettori disposti nella sezione III, perché si riduce la risultante delle tensioni normali (di trazione e compressione) e quindi il momento limite nella sezione II: in questo caso si parla di connessione “parziale” a taglio.

In Figura C4.3.6 è schematizzato quanto sopra esposto: in ascisse è riportata la resistenza della connessione a taglio nella sezione III, in ordinate la capacità portante ultima della trave composta.

Al limite, quando mancassero del tutto i connettori, la resistenza della soletta può essere trascurata rispetto a quella della trave in acciaio.

L’applicazione della connessione “parziale” a taglio ha interesse per le travi composte acciaio – calcestruzzo nelle quali non è necessario sfruttare a fondo la collaborazione tra i due materiali per ottenere la resistenza richiesta.

Questo concetto si applica, ad esempio, alle travi composte quando la solette vengono gettate su casseri non puntellati, ma sostenuti direttamente dalle travi. Le travi devono essere dimensionate per sostenere il peso del getto cosicché, dopo l’indurimento del calcestruzzo, la connessione “completa” può portare a travi più robuste del richiesto.

Questo concetto si applica, ad esempio, alle travi composte quando le limitazioni di deformabilità negli stati limiti di esercizio governano la progettazione.

Situazione analoga si ha quando per ragioni tecniche o economiche il progettista è portato a preferire travi metalliche con sezione maggiore e minor numero di connettori, piuttosto che travi con sezione ridotta e maggior numero di connettori, come accade quando la soletta è gettata su una

lamiera grecata perché la posizione e larghezza delle onde limita posizione e numero dei connettori.

C4.3.4.3.1 Connessioni a taglio con pioli

C4.3.4.3.1.1 Disposizioni e limitazioni

Le regole di progetto contenute nel §4.3.4 delle NTC per la verifica delle travi in soluzione composta acciaio-calcestruzzo riguardano elementi strutturali realizzati con connettori a taglio dotati di comportamento duttile. In particolare, tale condizione è imprescindibile allorquando si applichi il calcolo plastico per le definizioni del momento resistente della trave.

Tale requisito di duttilità da parte della connessione a taglio tra trave e soletta si ritiene soddisfatto se i pioli hanno una capacità deformativa a taglio superiore a 6 mm; ma tale valore deve essere convalidato da apposite prove o comunque certificato dal produttore dei pioli. In alternativa, il comportamento dei pioli può essere assunto come “duttile” sull’intera luce di una trave d’impalcato se:

- i pioli hanno una altezza minima dopo la saldatura pari a 76 mm ed un diametro pari a 19 mm;
- la sezione in acciaio ad I o H è laminata a caldo;
- quando, nel caso si utilizzino lamiere grecate per il solaio, queste siano continue sulla trave;
- in ogni greca sia disposto un unico piolo;
- la lamiera grecata soddisfi le limitazioni $b_0/h_p \geq 2$ e $h_p \leq 60$ mm (vedi figg. 4.3.4.a e 4.3.4.b delle NTC);
- la forza agente in soletta sia calcolata utilizzando il metodo per il calcolo del momento plastico.

Sotto tali condizioni il grado di connessione η , definito al §C4.3.4.2, deve soddisfare le seguenti limitazioni

$$\eta \geq \max \left\{ \left[1 - \left(\frac{355}{f_y} \right) \cdot (1,0 - 0,04 \cdot L_e) \right]; 0,4 \right\} \quad \text{per } L_e \leq 25 \text{ m} \quad (\text{C4.3.4})$$
$$\eta \geq 1 \quad \text{per } L_e > 25 \text{ m}$$

dove con L_e si è indicata la distanza, in metri, tra i punti di momento nullo nella parte di trave soggetta a momento positivo.

Alternativamente possono essere considerati come “duttili” i pioli aventi altezza non inferiore a 4 volte il loro diametro, un diametro compreso tra 16 mm e 25 mm, saldati su un profilo a piattabande

uguali, ed un grado di connessione che rispetta le seguenti limitazioni

$$\eta \geq \max \left\{ \left[1 - \left(\frac{355}{f_y} \right) \cdot (0,75 - 0,03 \cdot L_e) \right]; 0,4 \right\} \quad \text{per } L_e \leq 25 \text{ m} \quad (\text{C4.3.5})$$

$$\eta \geq 1 \quad \text{per } L_e > 25 \text{ m}$$

Per una casistica più generale, si rimanda a normativa di comprovata validità.

La spaziatura massima tra i connettori deve essere pari a $s_{\text{MAX}} = 22 \cdot t_f \cdot \sqrt{235/f_{yk}}$ per le travi collaboranti con solette piene o solette gettate su lamiera con greche parallele all'asse della trave; $s_{\text{MAX}} = 15 \cdot t_f \cdot \sqrt{235/f_{yk}}$ nel caso in cui le greche della lamiera siano ortogonali all'asse della trave, dove con t_f si è indicato lo spessore della piattabanda del profilo e con f_{yk} la tensione di snervamento della piattabanda del profilo. In ogni caso la spaziatura massima deve essere inferiore a 800mm. La spaziatura minima dei connettori a pioli deve essere non minore di 5 volte il diametro del gambo del connettore. In direzione ortogonale alla forza di scorrimento l'interasse dei pioli non deve essere inferiore a 2,5 volte il diametro del gambo per le solette in calcestruzzo piene ed a 4 volte il diametro del gambo per tutti gli altri tipi di soletta.

I connettori possono essere disposti uniformemente tra i punti di momento massimo e minimo della trave solo nel caso di sezioni di classe 1 e classe 2 e se il fattore di connessione η rispetta le limitazioni sopra indicate. Se l'azione composta della connessione è tale da definire una sezione con un momento plastico resistente maggiore di 2,5 volte quello della sola sezione in acciaio è necessario eseguire verifiche supplementari nelle sezioni intermedie tra quelle di massimo e minimo momento perché in tale caso il sistema di connessione potrebbe avere un comportamento non duttile.

C4.3.4.3.1.2 Resistenza dei connettori a sollecitazioni combinate

Quando i connettori a taglio disposti sul profilo in acciaio sono simultaneamente considerati efficaci per due elementi ortogonali, come ad esempio nel caso di una trave composta longitudinale e di una soletta composta, si deve considerare la combinazione delle forze di connessione provenienti dai due elementi strutturali e la verifica di resistenza del connettore può essere eseguita con la formula

$$\frac{F_l^2}{P_{l,Rd}^2} + \frac{F_t^2}{P_{t,Rd}^2} \leq 1,0 \quad (\text{C4.3.6})$$

dove F_l è l'azione longitudinale di progetto derivante dall'elemento principale, mentre F_t è la forza di progetto trasversale derivante dall'elemento secondario e $P_{l,Rd}$ e $P_{t,Rd}$ sono le resistenze a taglio del singolo connettore in direzione longitudinale e trasversale. La resistenza del connettore nelle