



AUTOSTRADA REGIONALE CISPADANA DAL CASELLO DI REGGIOLO-ROLO SULLA A22 AL CASELLO DI FERRARA SUD SULLA A13

CODICE C.U.P. E81B08000060009

PROGETTO DEFINITIVO

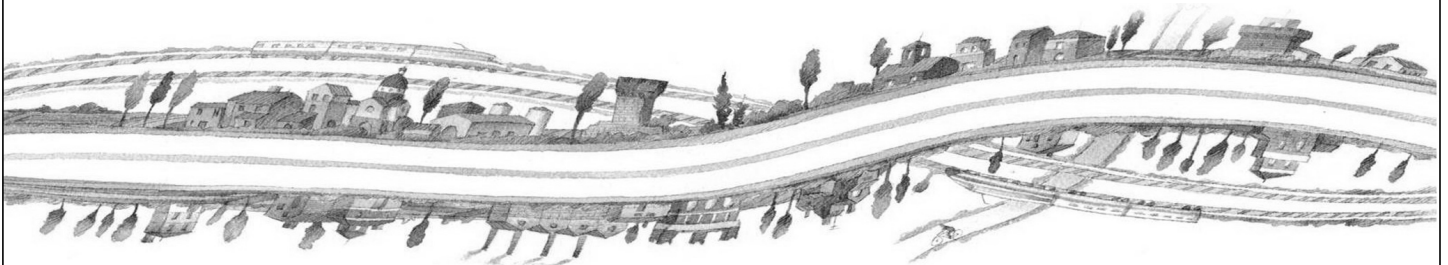
ASSE AUTOSTRADALE (COMPRESIVO DEGLI INTERVENTI LOCALI DI COLLEGAMENTO VIARIO AL SISTEMA AUTOSTRADALE)

OPERE STRUTTURALI

OPERE D'ARTE MAGGIORI - CAVALCAVIA SVINCOLO E INTERCONNESSIONE

SCV07 - CAVALCAVIA RAMPA EST-SUD E SUD-OVEST DELLO SVINCOLO DI FERRARA SUD

RELAZIONE DI CALCOLO IMPALCATO , PILE E SPALLE



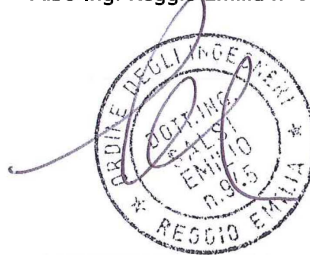
IL PROGETTISTA

Ing. Antonio De Fazio
Albo Ing. Bologna n° 3696



RESPONSABILE INTEGRAZIONE
PRESTAZIONI SPECIALISTICHE

Ing. Emilio Salsi
Albo Ing. Reggio Emilia n° 945



IL CONCESSIONARIO

Autostrada Regionale
Cispadana S.p.A.
IL PRESIDENTE
Graziano Pattuzzi

G										
F										
E										
D										
C										
B										
A	17.04.2012	EMISSIONE				GADOTTI	DE FAZIO	SALSI		
REV.	DATA	DESCRIZIONE				REDAZIONE	CONTROLLO	APPROVAZIONE		
IDENTIFICAZIONE ELABORATO										DATA: MAGGIO 2012
NUM. Progr.	FASE	LOTTO	GRUPPO	CODICE OPERA WBS	TRATTO OPERA	AMBITO	TIPO ELABORATO	PROGRESSIVO	REV.	SCALA:
2872	PD	0	S06	SCV07	0	OM	RC	01	A	

INDICE

1. DESCRIZIONE DELL'OPERA	3
2. NORMATIVA TECNICA DI RIFERIMENTO	5
3. CARATTERISTICHE DEI MATERIALI IMPIEGATI	6
4. INCIDENZE	7
5. DATI DI BASE	8
5.1. Dati Generali	8
5.2. Apertura limite delle fessure	8
5.3. Dati Sismici	10
5.4. Parametri geotecnici	11
6. DIMENSIONAMENTO DELL'OPERA	12
6.1. MODELLO DI CALCOLO	12
6.2. ANALISI DEI CARICHI	13
6.2.1. PESO PROPRIO DELLE STRUTTURE	14
6.2.2. CARICHI PERMANENTI PORTATI	14
6.2.3. DISTORSIONI E PRESOLLECITAZIONI DI PROGETTO	14
6.2.4. RITIRO E VISCOSITA'	15
6.2.5. VARIAZIONI TERMICHE	15
6.2.6. CEDIMENTI VINCOLARI	16
6.2.7. AZIONI VARIABILI DA TRAFFICO	17
6.2.8. INCREMENTO DINAMICO ADDIZIONALE	24
6.2.9. AZIONE LONGITUDINALE DI FRENAMENTO O DI ACCELERAZIONE	25
6.2.10. AZIONE CENTRIFUGA	25
6.2.11. AZIONE DEL VENTO	25
6.2.12. CARICO DA NEVE	29
6.2.13. AZIONI SISMICHE	30
6.2.14. URTI	39
6.2.15. CARICO DA FATICA	40
6.3. COMBINAZIONI DI CARICO	40
6.4. ANALISI DELLE SOLLECITAZIONI	44

6.4.1.	SOLETTA DELL'IMPALCATO.....	44
6.4.2.	TRAVI METALLICHE PRINCIPALI	47
6.4.3.	DIAFRAMMI METALLICI TRASVERSALI	53
6.4.4.	SPALLE.....	54
6.4.5.	PARAGHIAIA	61
6.4.6.	PILE.....	62
6.5.	DIMENSIONAMENTO DEGLI ELEMENTI.....	64
6.5.1.	SOLETTA DELL'IMPALCATO.....	64
6.5.2.	TRAVI METALLICHE PRINCIPALI	71
6.5.3.	DIAFRAMMI METALLICI TRASVERSALI	78
6.5.4.	SPALLE.....	80
6.5.5.	PARAGHIAIA	88
6.5.6.	PILE.....	90
6.5.7.	VERIFICHE DI DEFORMABILITA'	97
6.5.8.	APPARECCHI DI APPOGGIO	98
6.5.9.	GIUNTI DI DILATAZIONE	103

1. DESCRIZIONE DELL'OPERA

La presente relazione di calcolo è relativa al progetto definitivo del cavalcavia SCV07 - CAVALCAVIA RAMPA EST-SUD E SUD-OVEST DELLO SVINCOLO DI FERRARA SUD inserito nell'intervento di realizzazione della nuova Autostrada Regionale Cispadana, infrastruttura stradale di categoria A, avente origine in corrispondenza del casello di Reggiolo-Rolo sulla A22 "Autostrada del Brennero" e termine al casello di Ferrara Sud sulla A13 "Autostrada Bologna-Padova".

Il presente svincolo ha una larghezza di ciascuno dei due impalcati di 10.7 m costituita da una corsia di marcia di 4 m e due banchine di 3 m la prima e di 1 m la seconda e da due porzioni rialzate laterali da 2 e 0.7 m; la prima serve da marciapiede mentre la seconda sostiene il guard-rail interno.

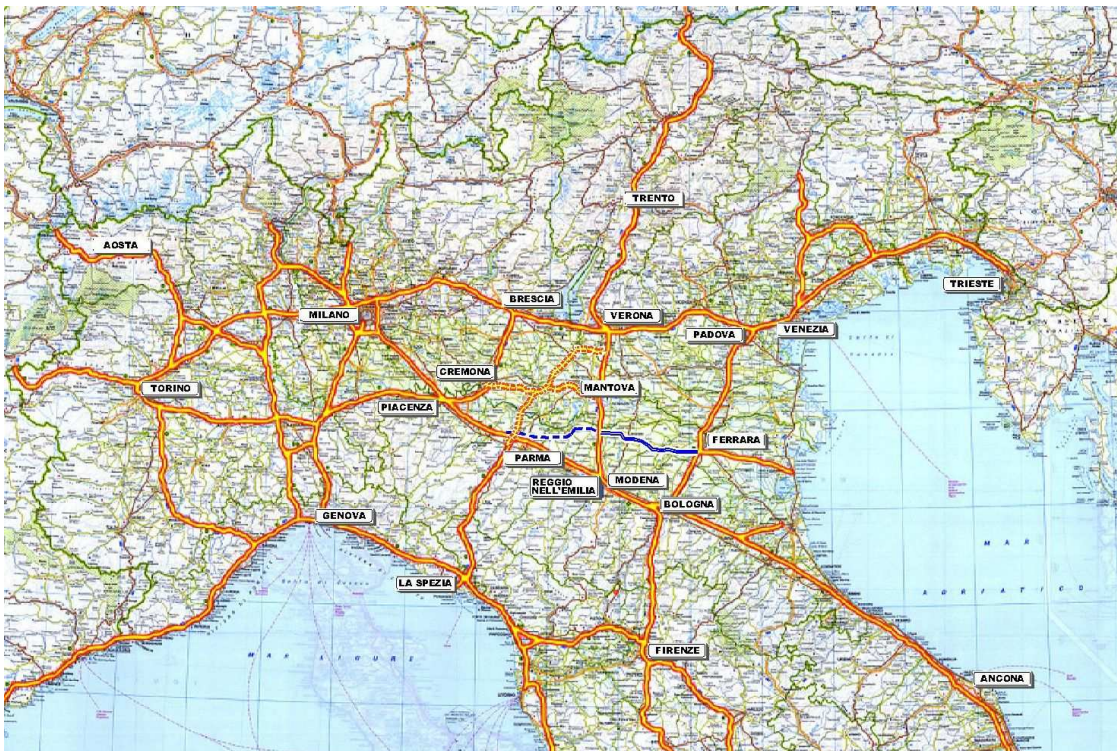


FIGURA 1-1 – L'AUTOSTRADA REGIONALE CISPADANA (TRATTO BLU CONTINUO), INSERITA NELLA RETE AUTOSTRADALE NAZIONALE

Il ponte in oggetto è di 1° categoria con vita nominale di 100 anni e si sviluppa su 3 campate, le due campate laterali hanno una luce di 25.00 m mentre quella centrale è di 47.00 m. La struttura portante è composta da

3 travi principali realizzate in acciaio con piatti saldati e collegate tra loro tramite diaframmi reticolari metallici secondari trasversali. Le travi principali continue sono vincolate alle estremità su spalle ed in posizione intermedie su pile realizzate in cemento armato ordinario gettato in opera. Le travi dei due impalcati appoggiano su due pile e due spalle comuni.

L'altezza del basamento delle spalle dove appoggiano le sei travi metalliche è pari a 2 m mentre l'altezza massima delle pile risulta di 7.4 m. Il ponte scavalca l'autostrada e l'angolo di incidenza tra l'asse stradale del ponte rispetto l'asse dell'autostrada è di 90°

Gli impalcati sono realizzati mediante il getto in opera di una soletta su lastre predalle. A maturazione avvenuta, tale soletta risulta collaborante con le travi metalliche principali mediante idonea connessione alla piattabanda superiore. A completamento degli impalcati si prevede un grigliato pedonabile che appoggia sul lato interno dei due impalcati realizzato in maniera tale da consentire lo spostamento relativo dei due impalcati.

L'intervento è geograficamente localizzato tramite le seguenti coordinate: +44° 47' 34.18" latitudine NORD, 11° 34' 46.52" longitudine EST.

Per ulteriori dettagli si rimanda alla relazione illustrativa.



AUTOSTRADA
REGIONALE
CISPADANA

REGIONE EMILIA ROMAGNA

AUTOSTRADA REGIONALE CISPADANA
dal casello di Reggiolo-Rolo sulla A22 al casello di Ferrara Sud sulla A13

PROGETTO DEFINITIVO

OPERE STRUTTURALI

OPERE D'ARTE MAGGIORI - CAVALCAVIA SVINCOLO E INTERCONNESSIONE
SCV07 - CAVALCAVIA RAMPA EST-SUD E SUD-OVEST DELLO SVINCOLO DI FERRARA SUD
RELAZIONE DI CALCOLO IMPALCATO , PILE E SPALLE

2. NORMATIVA TECNICA DI RIFERIMENTO

Si rimanda all'elaborato PD_0_0000_0000_0_GE_KT_01.



AUTOSTRADA
REGIONALE
CISPADANA

REGIONE EMILIA ROMAGNA
AUTOSTRADA REGIONALE CISPADANA
dal casello di Reggiolo-Rolo sulla A22 al casello di Ferrara Sud sulla A13
PROGETTO DEFINITIVO
OPERE STRUTTURALI
OPERE D'ARTE MAGGIORI - CAVALCAVIA SVINCOLO E INTERCONNESSIONE
SCV07 - CAVALCAVIA RAMPA EST-SUD E SUD-OVEST DELLO SVINCOLO DI FERRARA SUD
RELAZIONE DI CALCOLO IMPALCATO , PILE E SPALLE

3. CARATTERISTICHE DEI MATERIALI IMPIEGATI

Si rimanda all'elaborato PD_0_0000_0000_0_GE_TB_01.



4. INCIDENZE

Si forniscono qui di seguito le incidenze d'armatura relative ai singoli elementi costituenti l'Opera:

Cod Wbs	Descrizione Opera	Parte d'opera	Incidenza kg/mc							Incidenza kg/mq
			Pali	Fondazione	Elevazione	Baggioli e ritegni	Soletta di transizione	Soletta Marciapiede su Spalla	Soletta (escluso predalles)	Carpenteria met Impalcato
S06 - SCV07	Rampa est-sud e sud-ovest	SPALLA PASSANTE (su 2 file di pali)	130	50	80	200	70	100	N/A	N/A
		PILA su Pali	130	65	70	200	N/A	N/A	N/A	N/A
		IMPALCATO	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	N/A	150	300

5. DATI DI BASE

5.1. Dati Generali

- Luce (interasse appoggi): 25.0 m – 47.0 m – 25.0 m
- Impalcati: 1
- Larghezza impalcato singolo: 10.70 m
- Larghezza impalcato totale: (10.70 + 1.20 +10.70) m
- N° Corsie per impalcato singolo (Effettive): 1
- N° Corsie per impalcato singolo (di Calcolo): 2
- Travi: acciaio per impalcato singolo (n°3)
- Spalle: passanti
- Appoggi: isolatori elastomerici in gomma

5.2. Apertura limite delle fessure

Al Cap.3 si rimanda all'elaborato relativo alla tabella materiali in cui è stabilita, per ogni calcestruzzo, la Classe di Esposizione.

Per i pali di fondazione delle spalle e delle pile oltre che per la zattera di fondazione delle pile si hanno indicazioni in merito alla classe di esposizione ottenute in seguito ad indagini chimiche eseguite lungo il tracciato autostradale. Per questi elementi non si ha una classe di esposizione uguale per tutti i manufatti ma è funzione della loro posizione; per la classe di esposizione dei pali di fondazione di spalle e pile e per le zattere di fondazione delle pile si rimanda alle indicazioni contenute nell'elaborato PD_0_0000_0000_0_GE_TB_01 dal titolo "TABELLA MATERIALI E CLASSI DI ESPOSIZIONE CALCESTRUZZO".

La classe di esposizione, ai sensi della Tab. 4.1.III della Norma, qualifica automaticamente la 'Condizione ambientale'.

Tale dato – assieme alla tipologia di armatura 'sensibile' o 'poco sensibile', va inserito nella Tab. 4.1.IV della Norma. In tale Tabella va inoltre considerato che l'armatura è del tipo 'poco sensibile'.

Conseguentemente a quanto sopra, per lo Stato Limite di apertura delle fessure si ha :

TAB. 5.2-1

Elemento	Classe Esposizione	Condizione	Armatura	Combinazione	wd <
Pali pile	XC2*	Ordinaria	poco sensibile	frequente	w ₃
				quasi permanente	w ₂
Pali spalle	XC2*	Ordinaria	poco sensibile	frequente	w ₃
				quasi permanente	w ₂
Zattera pile	XC2*	Ordinaria	poco sensibile	frequente	w ₃
				quasi permanente	w ₂
Zattera spalla	XC4 + XD3	Molto aggressiva	poco sensibile	frequente	w ₁
				quasi permanente	w ₂
Soletta transizione	XC2	Ordinaria	poco sensibile	frequente	w ₃
				quasi permanente	w ₂
Elevazione pile	XC4	Aggressiva	poco sensibile	frequente	w ₂
				quasi permanente	w ₁
Elevazione spalla	XC4 + XD3	Molto aggressiva	poco sensibile	frequente	w ₁
				quasi permanente	w ₁
Soletta impalcato	XC4	Aggressiva	poco sensibile	frequente	w ₂
				quasi permanente	w ₁
Lastre predalle	XC3	Ordinaria	poco sensibile	frequente	w ₃
				quasi permanente	w ₂
Cordolo guardrail	XC4 + XD3	Molto aggressiva	poco sensibile	frequente	w ₁
				quasi permanente	w ₁

(*) Si riporta la classe di esposizione in funzione della progressiva lungo il tracciato autostradale:

da PK 0+000 A PK 9+500 classe di esposizione XC2

da PK 9+500 A PK 12+900 classe di esposizione XA1

da PK 12+900 A PK 15+000 classe di esposizione XC2

da PK 15+000 A PK 15+800 classe di esposizione XA1

da PK 15+800 A PK 20+400 classe di esposizione XC2

da PK 20+400 A PK 35+000 classe di esposizione XA1

da PK 35+000 A PK 48+700 classe di esposizione XA2

da PK 48+700 A PK 48+900 classe di esposizione XA1

da PK 48+900 A PK 56+300 classe di esposizione XA2

da PK 56+300 A PK 59+600 classe di esposizione XA1

da PK 59+600 A PK 65+500 classe di esposizione XC2

La progressiva del manufatto è PK64+150.

In sintesi, tenuto conto di quanto al par. 4.1.2.2.4.1 della Norma, l'apertura limite delle fessure risulta:

- Pali pile (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,4 mm; Comb. quasi permanente: 0,3 mm
- Pali spalle (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,4 mm; Comb. quasi permanente: 0,3 mm
- Zattera pile (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,4 mm; Comb. quasi permanente: 0,3 mm
- Zattera spalle (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,2 mm; Comb. quasi permanente: 0,2 mm
- Soletta transizione (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,4 mm; Comb. quasi permanente: 0,3 mm
- Elevazioni pile (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,3 mm; Comb. quasi permanente: 0,2 mm
- Elevazioni spalle (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,2 mm; Comb. quasi permanente: 0,2 mm
- Soletta impalcato (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,3 mm; Comb. quasi permanente: 0,2 mm
- Lastre predalle (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,4 mm; Comb. quasi permanente: 0,3 mm
- Cordolo guardrail (armatura ordinaria)
Comb. frequente: 0,2 mm; Comb. quasi permanente: 0,2 mm

5.3. Dati Sismici

- Vita nominale: 100 anni

- Classe d'uso: IV \Rightarrow CU = 2.0
- Probabilità di superamento 'PVR' per lo Stato SLD : 63%
- Probabilità di superamento 'PVR' per lo Stato SLV : 10%
- Probabilità di superamento 'PVR' per lo Stato SLC : 5%
- Periodo di Ritorno per lo Stato SLD 'TR' < 2475 anni = - VR / $\ln(1-PVR)$ = 201 anni
- Periodo di Ritorno per lo Stato SLV 'TR' < 2475 anni = - VR / $\ln(1-PVR)$ = 1898 anni
- Periodo di Ritorno per lo Stato SLC 'TR' < 2475 anni = - VR / $\ln(1-PVR)$ = 2475 anni
- Longitudine : 11°34' 46.52"; Latitudine 44°47' 3 4.18"
- Tipo di Suolo: 'D' (vedi elaborato 0478_PD_0_S06_SCV07_0_GT_RB_01)

5.4. Parametri geotecnici

I parametri necessari a definire le caratteristiche del terreno a tergo della spalla (materiale da rilevato) sono estratti dal Documento '0406_PD_0_A00_A0000_0_GT_RB_03_A "Relazione di verifiche geotecniche".

Si assume:

$$\gamma = 19.5 \text{ kN/m}^3 ; \varnothing = 38.0^\circ [\text{M1}] ; \varnothing' = 32.01^\circ [\text{M2}]$$

dove:

γ : peso specifico del terrapieno

\varnothing : angolo d'attrito caratteristico del terrapieno

\varnothing' : angolo d'attrito efficace del terrapieno

Le curve di portanza, di sollecitazione e di deformazione dei pali sono estratte dalla Relazione Geotecnica dell'Opera.

6. DIMENSIONAMENTO DELL'OPERA

6.1. MODELLO DI CALCOLO

Per le analisi delle sollecitazioni delle travi principali vengono implementati tre modelli monodimensionali; ciascuno modella la trave con elementi beam ed è relativo ad una precisa fase della vita dell'opera. I modelli si differenziano per la rigidità della soletta collaborante con le travi metalliche come descritto sotto:

- FASE 1 – calcestruzzo fresco, modulo elastico nullo;
- FASE 2 – modulo di elasticità secante del calcestruzzo per azioni di breve durata;
- FASE 3 – modulo di elasticità del calcestruzzo ridotto per azioni permanenti.

Le sollecitazioni totali sulle travi longitudinali sono determinate sommando i contributi relativi alle 3 fasi di calcolo.

Per le analisi dei diaframmi e per calcolare in che modo di distribuiscono tra le travi principali i carichi presenti sull'impalcato si implementa un sottomodello che considera le possibili posizioni dei carichi concentrati lungo la sezione trasversale in modo da cogliere il massimo carico possibile per ciascuna trave combinando i carichi delle corsie che ci stanno compatibilmente con la larghezza della carreggiata. In questo sottomodello fatto con elementi beam, le travi longitudinali sono state modellate con delle molle che descrivono la flessibilità del ponte lungo lo sviluppo longitudinale.

Per le analisi delle sollecitazioni sulla soletta dell'impalcato è stata eseguita una modellazione agli elementi finiti di una porzione significativa del ponte. La soletta è modellata con elementi plate in appoggio sulle travi principali; tale modellazione permette la determinazione delle azioni interne nelle due direzioni principali in particolar modo per i carichi variabili concentrati in fase 2.

Le elaborazioni mediante calcolatore sono state eseguite con l'ausilio del seguente programmi:

Straus 7 Release: 2.3.7

Implementato e sviluppato da:

G+D Computing

Suite 1 Level /, 541 Kent St,

Sydney NSW 2000 Australia

Tel +61 2 9264 2977

Fax +61 2 9264 2066

Email strand7@gd.com.au

Distribuito in Italia da:

HSH srl

Via N. Tommaseo 13,

35131 Padova Italia

Tel +39 049 875 2724

Fax +39 049 875 8747

Email hsh@iperv.it

I programmi vengono usati dalla scrivente in forza di regolari licenze d'uso e sono testati periodicamente mediante procedure di controllo, tali da verificarne l'attendibilità delle applicazioni e dei risultati ottenuti ed individuarne eventuali vizi ed anomalie; a tal proposito si evidenzia che Il programma dispone di una serie di test riportati in un VERIFICATION MANUAL che contiene ben 144 test di validazione organizzati in modo sistematico per trattare la casistica delle applicazioni fondamentali del codice. Gli esempi sono strutturati sulla falsariga dei cosiddetti 'benchmark', utilizzando, ove esistenti, i problemi di riferimento proposti da organizzazioni internazionali ben note quali ad esempio la NAFEMS.

6.2. ANALISI DEI CARICHI

Si riporta di seguito in dettaglio l'analisi di tutti carichi considerati nel progetto del ponte in oggetto, sia in termini di azioni esterne che in termini di deformazioni impresse.

6.2.1. PESO PROPRIO DELLE STRUTTURE

Il peso proprio degli elementi strutturali in cemento armato è stato valutato considerando un peso specifico del materiale pari a 25 kN/mc. Nei modelli di calcolo il peso proprio degli elementi in CA è etichettato con la sigla ***g₁***.

Il peso proprio degli elementi strutturali in carpenteria metallica è stato valutato considerando un peso specifico del materiale pari a 78.5 kN/mc. Nei modelli di calcolo il peso proprio degli elementi metallici è etichettato con la sigla ***P prop.***

6.2.2. CARICHI PERMANENTI PORTATI

Sulla parte centrale carrabile dell'impalcato è stato considerato un carico permanente portato distribuito dal valore medio pari a 2.20 kN/mq mentre sulle porzioni laterali adibite a marciapiede è stato considerato un carico permanente portato distribuito dal valore medio pari a 7.5 kN/mq.

Nei modelli di calcolo il carico permanente portato è etichettato con la sigla ***g₂***.

6.2.3. DISTORSIONI E PRESOLLECITAZIONI DI PROGETTO

Considerata la geometria del cavalcavia che viene realizzato con due campate laterali più corte di quella centrale si poteva configurare la situazione in cui, per determinate combinazioni di carico, si verificava il sollevamento delle estremità delle travi dall'appoggio sulle spalle. Per impedire il sollevamento si è scelto di mettere in opera le travi metalliche con uno stato sollecitante dato da una deformata impressa in fase di posa. Questa deformata fa sì che sulle spalle ci sia una forza verso il basso maggiore di quella che si avrebbe nel caso in cui si dovesse trattenere l'estremità dal sollevamento dovuto ai carichi sull'impalcato. Per ottenere tale forza di compressione sulle spalle si costruiscono le travi con le estremità più basse di circa 15 cm rispetto alla posizione definitiva. Le travi vengono messe in opera appoggiate sulle pile e, successivamente, alzando le estremità sulle spalle fino a raggiungere la forza di compressione necessaria sugli appoggi in corrispondenza delle spalle.

Nei modelli di calcolo la presollecitazione di progetto è etichettata con la sigla ***presoll.***

6.2.4. RITIRO E VISCOSITA'

Per la valutazione degli effetti del ritiro si è fatto riferimento al paragrafo # 11.2.10.6 delle Norme Tecniche, la deformazione assiale per ritiro è data dalla somma del ritiro per essiccamento e del ritiro autogeno: $\varepsilon_{cs} = \varepsilon_{cd} + \varepsilon_{ca}$.

Con un'umidità relativa RH=60% il ritiro a tempo infinito per essiccamento è di 0.000336 mentre il ritiro autogeno a tempo infinito vale 0.000041. Il ritiro totale vale: 0.000377

Per tenere in considerazione gli effetti della viscosità nel caso di azioni di lunga durata si considera un modulo di elasticità del calcestruzzo ridotto secondo la seguente espressione (NTC2008 #11.2.10.7) indicata nel paragrafo C4.1.2.2.5 della Circolare n°617:

$$E_{cc} = \frac{E_{cm}}{\varphi \cdot (\infty, t_0)}$$

Ne segue che il modulo elastico finale è calcolato come segue:

$$\varepsilon_{c,t=\infty} = \varepsilon_{c,0} + \varepsilon_{cc} = \frac{\sigma_c}{E_{cm}} + \frac{\sigma_c}{\frac{E_{cm}}{\varphi \cdot (\infty, t_0)}} = \frac{\sigma_c}{\frac{E_{cm}}{1 + \varphi \cdot (\infty, t_0)}} \Rightarrow E_{c,t=\infty} = \frac{E_{cm}}{1 + \varphi \cdot (\infty, t_0)}$$

Il valore di modulo elastico per la valutazione delle sollecitazioni a tempo infinito dovute ai carichi permanenti ai cedimenti vincolari vale 11850 MPa.

Nei modelli di calcolo la sollecitazione dovuta al ritiro è etichettata con la sigla ε_2 .

6.2.5. VARIAZIONI TERMICHE

Le variazioni termiche sono state considerate nel progetto secondo quanto previsto nel paragrafo 5.1.3.2 delle Norme Tecniche per il quale si rimanda all'apposita sezione e secondo quanto previsto nella UNI EN 1991-1-5 mediante le due diverse condizioni di carico seguenti:

- Variazione uniforme +44°C e -36°C per una escursione totale di 80°C utilizzata per il calcolo delle deformazioni massime longitudinale nel dimensionamento dei giunti di dilatazione. Per determinare l'entità di tale variazione di temperatura si utilizza la temperatura minima e massima all'ombra fornita dal DM del 14-01-2008 al paragrafo 3.5 e tramite la figura 6.1 riportata dall'Eurocodice 1991-1-5 si

determina la corrispondente temperatura della struttura che vale +49°C e -11°C per impalcato tipo 2. Per completare la definizione dell'escursione massima si tiene conto di una temperatura iniziale di 15°C e un contributo integrativo di 10°C per considerare le condizioni di calibratura dei giunti.

- Variazione di temperatura $\pm 10^\circ\text{C}$ tra soletta e tra vi principali metalliche utilizzata per schematizzare il gradiente di temperatura derivante dalla diversa esposizione ai raggi solari. Questa condizione è prevista nella UNI EN 1991-1-5 per ponti a struttura composta (riportata in EN 1991-1-5 figura 6.2b).

Per il calcolo delle sollecitazioni si considerano per i coefficienti di dilatazione termica dei materiali i seguenti valori:

$$\alpha_{CLS} = 10 \cdot \frac{10^{-6}}{C^\circ}$$

$$\alpha_{ACCIAIO} = 12 \cdot \frac{10^{-6}}{C^\circ}$$

$$\alpha_{ACCIAIO-CLS} = 12 \cdot \frac{10^{-6}}{C^\circ}$$

Nei modelli di calcolo la sollecitazione dovuta alla variazione termica è etichettata con la sigla ΔT .

6.2.6. CEDIMENTI VINCOLARI

Secondo le indicazioni fornite dalle elaborazioni geotecniche è ipotizzabile un cedimento differenziale verticale di ciascun gruppo di pali che sostengono le spalle e le pile di circa $L / 5000$ dove L è la lunghezza media di due campate adiacenti.

Considerando la lunghezza media delle due campate adiacenti (laterale e centrale) si ipotizza quindi un cedimento differenziale di circa 7.2 mm; tuttavia nelle relazioni geotecniche emerge anche che per l'attivazione della portata di ciascun gruppo di pali ci sia un cedimento di circa 2 cm; ipotizzando a favore di sicurezza che il cedimento totale di ciascun gruppo di pali sia pari a quello differenziale e maggiorando questa quantità a favore di sicurezza per i calcoli delle sollecitazioni si assume che il cedimento differenziale massimo tra le fondazioni sia di 3 cm.

Nei modelli di calcolo la sollecitazione dovuta ai cedimenti vincolari è etichettata con la sigla **cv**.

6.2.7. AZIONI VARIABILI DA TRAFFICO

Il ponte oggetto della relazione è classificato come ponte di I° categoria con riferimento a quanto pr prescritto nel D.M. del 14 gennaio del 2008. Per la determinazione dei parametri di sollecitazione massimi sono stati considerati i seguenti carichi mobili:

- carichi concentrati da 300 kN su due assi tandem, applicati su impronte di pneumatico quadrata di lato 0.4 m un carico uniformemente distribuiti di 9 kN/m²;
- una condizione di carico sulla seconda corsia analoga alla precedente ma con i carichi concentrati di 200 kN e un carico distribuito di 2.50 kN/m²;
- un carico distribuito di 5 kN/m² su tutte le superfici dei marciapiedi e dei cordoli che diventa di 2.5 kN/m² per le combinazioni con gli altri carichi variabili.

Questi carichi s riferiscono allo schema di carico 1 previsto nel paragrafo # 5.1.3.3.5 del DM del 14-01-2008.

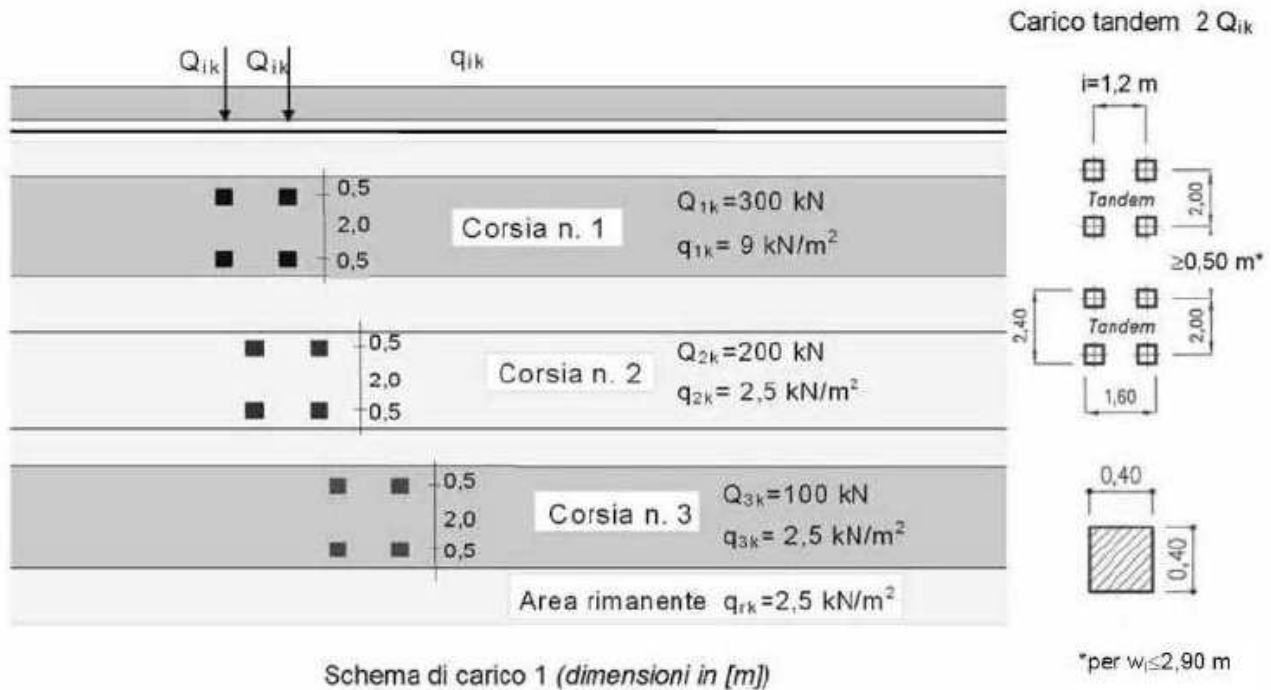


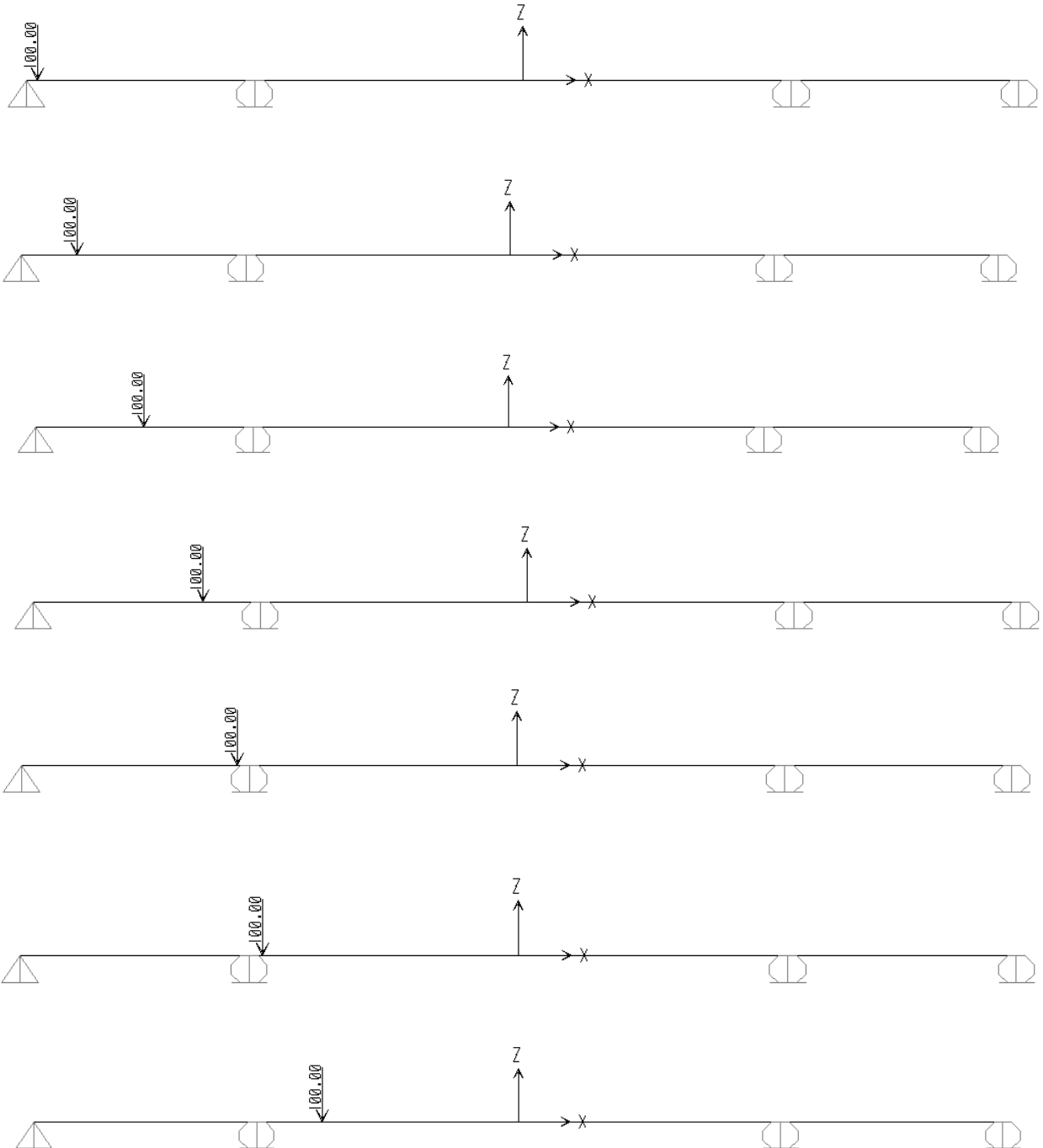
FIGURA 2 CARICHI DA TRAFFICO SULL'IMPALCATO

Le corsie di carico considerate sono 2 in quanto è il numero massimo compatibile con la larghezza della parte carrabile del ponte.

Per massimizzare le sollecitazioni i carichi distribuiti sono stati considerati agenti anche con una distribuzione a scacchiera sia in senso trasversale che longitudinale.

Tutti i carichi mobili sono stati combinati per massimizzare le diverse sollecitazioni negli elementi che compongono il ponte.

Si riportano alcune immagini che chiariscono la distribuzione dei carichi variabili sull'impalcato:



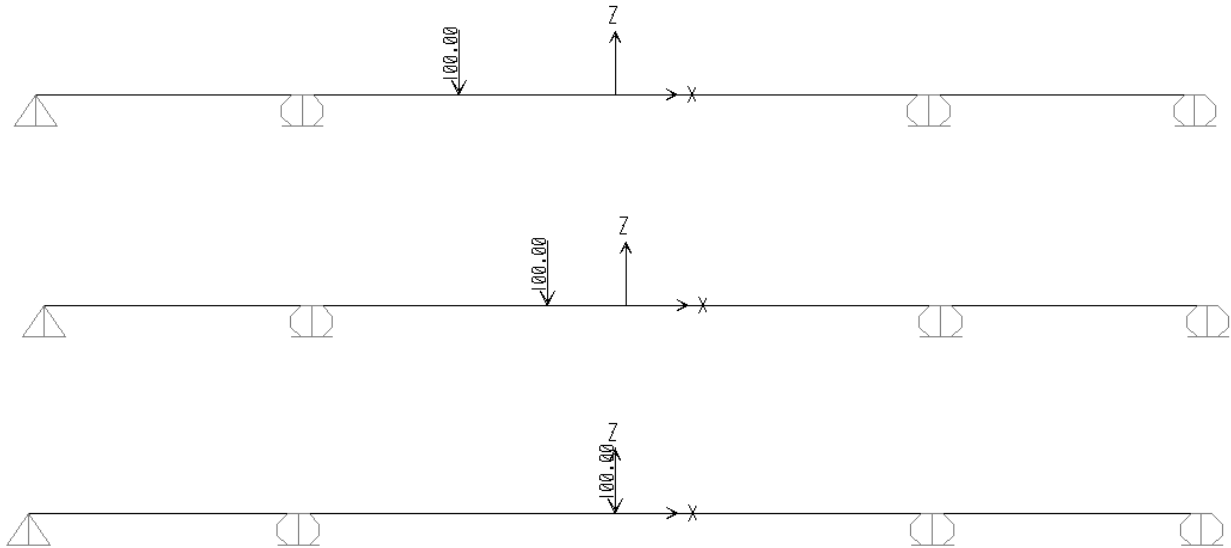


FIGURA 3 POSIZIONI DEI CARICHI CONCENTRATI VARIABILI DA TRAFFICO

Per il calcolo delle sollecitazioni dovute al carico variabile da traffico si considerano le posizioni illustrate sopra lungo ciascuna trave longitudinale; il carico concentrato è stato inserito come una forza concentrata al posto di due forze in corrispondenza degli assi del mezzo equivalente, questa scelta è a favore di sicurezza in quanto considera una concentrazione maggiore delle sollecitazioni; nel modello delle travi longitudinali viene inserito un carico concentrato di 100 kN che viene poi amplificato in funzione di quanto si distribuisce il carico sull'impalcato tra le travi metalliche. Per stabilire quanto carico concentrato compete a ciascuna trave si implementa un sottomodulo che considera le possibili posizioni dei carichi concentrati lungo la sezione trasversale in modo da cogliere il massimo carico possibile per ciascuna trave combinando i carichi delle corsie che ci stanno compatibilmente con la larghezza della carreggiata.

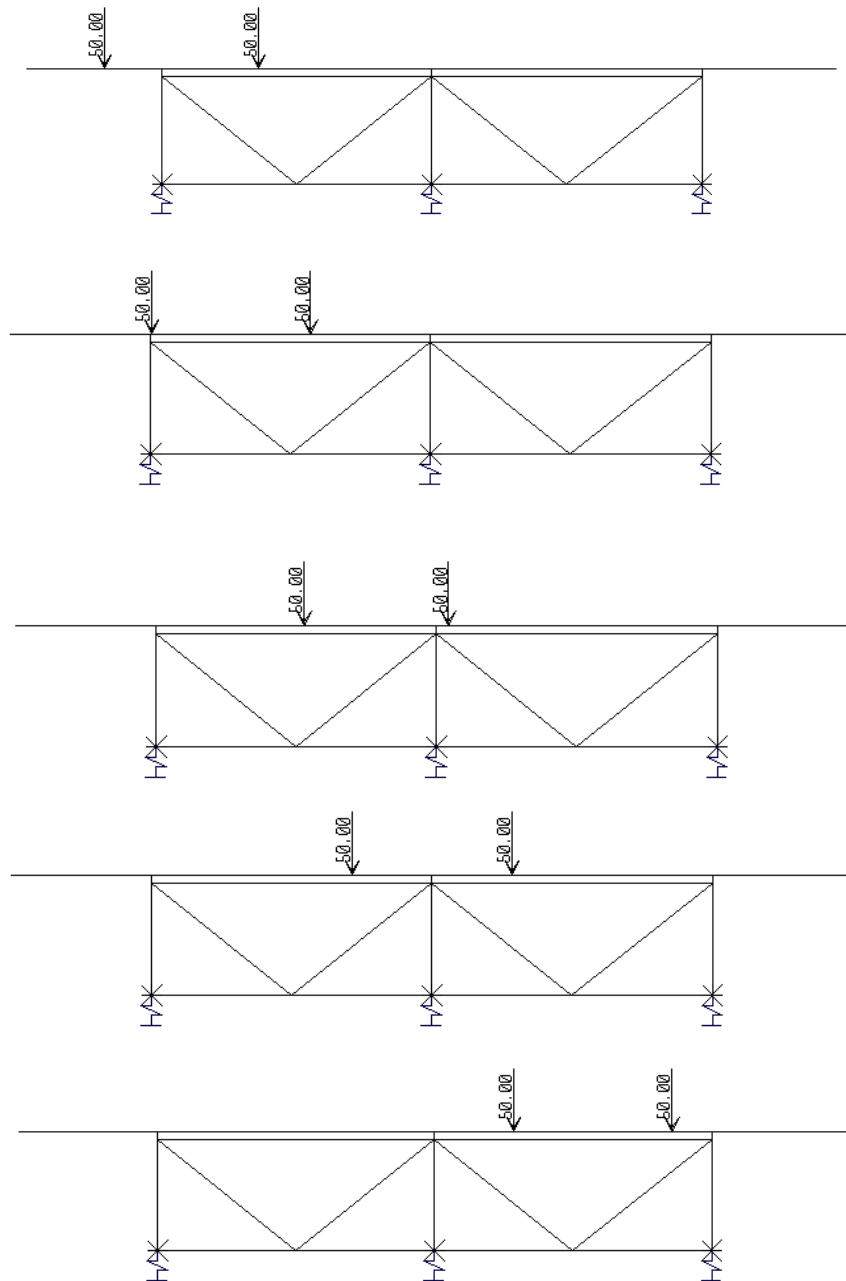


FIGURA 4 DISTRIBUZIONE TRASVERSALE DEI CARICHI CONCENTRATI DA TRAFFICO

Per cogliere in maniera precisa la distribuzione delle forze, le travi longitudinali sono state modellate con delle molle che descrivono la flessibilità del ponte lungo lo sviluppo longitudinale.

Nelle combinazioni considerate per il calcolo delle sollecitazioni nelle travi longitudinali sono stati amplificati i carichi concentrati considerando il massimo carico che si può attribuire a ciascuna trave in funzione delle posizioni delle impronte lungo la sezione trasversale e delle differenti rigidzze delle molle.

Per cogliere precisamente quale delle travi fosse maggiormente sollecitata sono state valutate le sollecitazioni per tutte le tre travi indicizzate come segue:

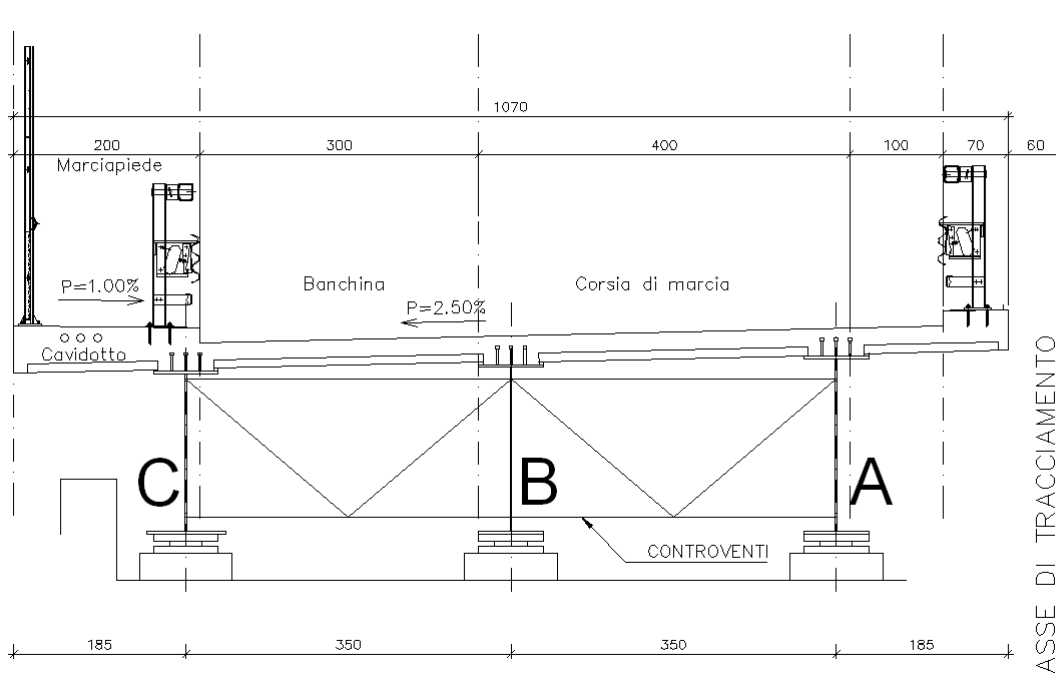


FIGURA 5 INDICI DELLE TRAVI METALLICHE

Sulla trave A si scarica al massimo il 80% del carico concentrato della prima corsia paria 600 kN più il 40% del carico concentrato della seconda corsia paria 400 kN per un totale di:

$$F = 0.80 \cdot 600 \cdot kN + 0.40 \cdot 400 \cdot kN = 640 \cdot kN$$

Quindi il carico concentrato nel modello della trave viene amplificato di 6.4 volte.

Sulla trave B si scarica al massimo il 48% del carico concentrato della prima corsia paria 600 kN più il 34% del carico concentrato della seconda corsia paria 400 kN per un totale di:

$$F = 0.48 \cdot 600 \cdot kN + 0.34 \cdot 400 \cdot kN = 424 \cdot kN$$

Quindi il carico concentrato nel modello della trave viene amplificato di 4.24 volte.

Sulla trave C si scarica al massimo il 62% del carico concentrato della prima corsia paria 600 kN più il 21% del carico concentrato della seconda corsia paria 400 kN per un totale di:

$$F = 0.62 \cdot 600 \cdot kN + 0.21 \cdot 400 \cdot kN = 456 \cdot kN$$

Quindi il carico concentrato nel modello della trave viene amplificato di 4.56 volte.

Analogamente a quanto fatto per i carichi concentrati è stato fatto per i carichi distribuiti, a titolo di esempio si riporta la scacchiera dei carichi variabili da traffico lungo lo sviluppo longitudinale del ponte:

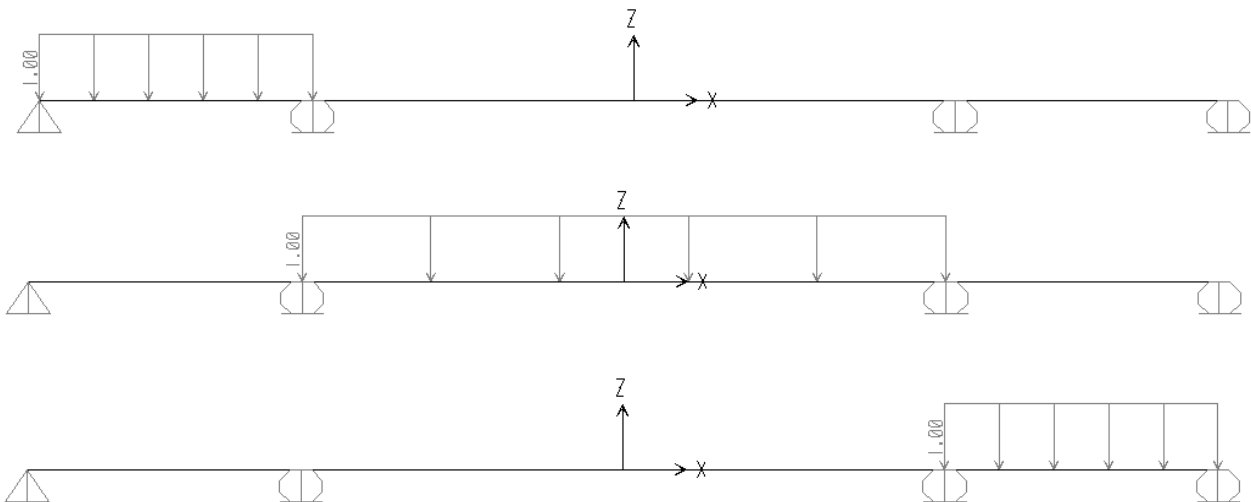


FIGURA 6 DISTRIBUZIONE A SCACCHIERA DEI CARICHI DISTRIBUITI DA TRAFFICO

In questo caso il carico distribuito unitario sulla trave A viene amplificato di 27.85 volte mentre quello sulla trave B viene amplificato di 28.51 volte e quello sulla trave C è amplificato di 14.9 volte. Per il dimensionamento delle travi metalliche si assumono le sollecitazioni della trave A che, complessivamente, risulta esser maggiormente caricata.

La soletta che appoggia sulle travi e collabora con esse a resistere ai carichi applicati viene verificata con dei sottomodelli specifici in modo da valutare la diffusione dei carichi da traffico (soprattutto quelli concentrati). Si riportano alcune immagini del modello con le impronte di carico concentrato da traffico:

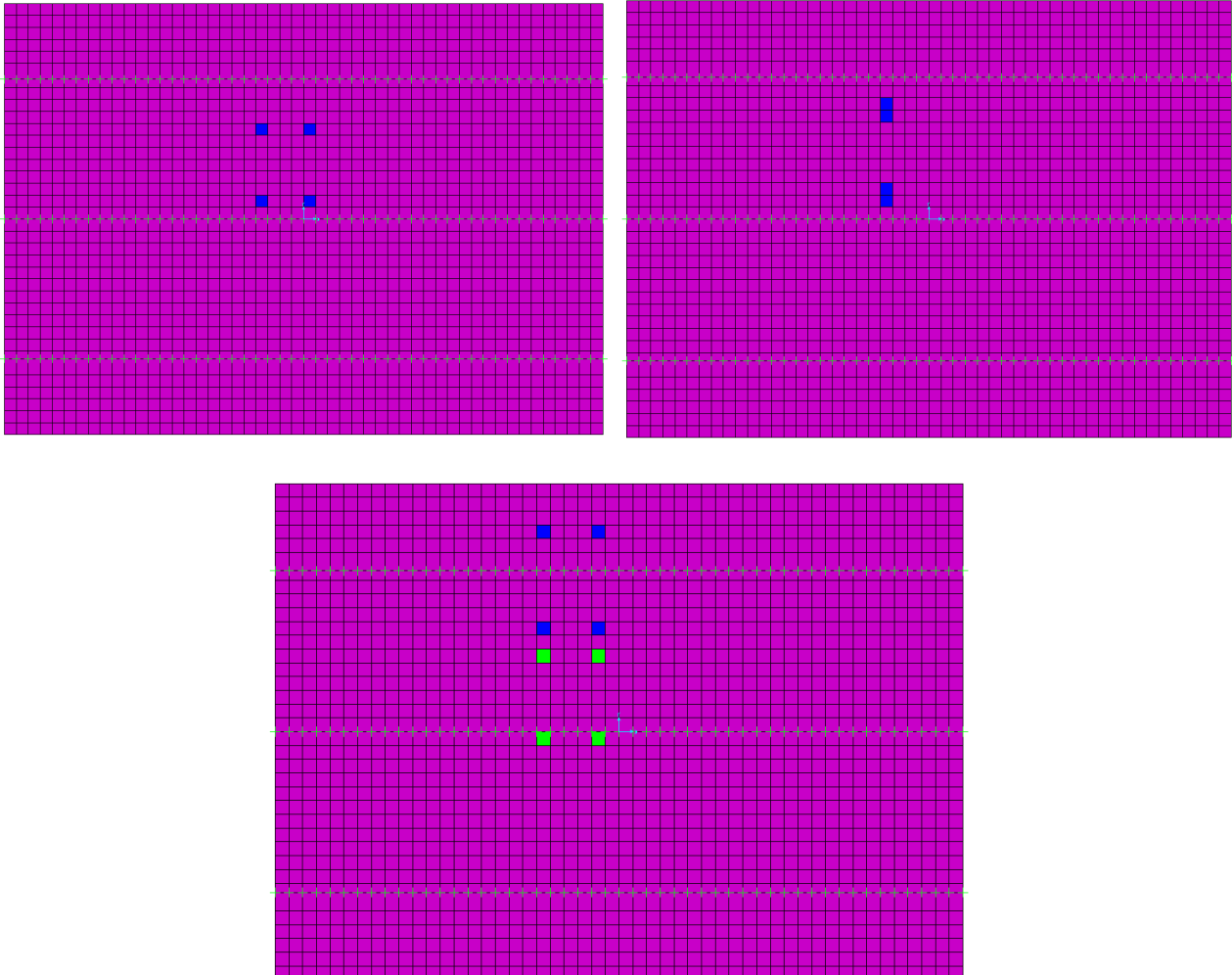


FIGURA 7 IMPRONTE DI CARICO CONCENTRATO

6.2.8. INCREMENTO DINAMICO ADDIZIONALE

Per calcolare le sollecitazioni in corrispondenza dei punti di discontinuità è stata considerata la condizione di carico che prevede un carico concentrato su un solo asse pari a 400 kN da incrementare con un coefficiente β_Q che varia tra 1.3 e 1.0 in una fascia compresa tra 0 m e 6 m dal punto di discontinuità.

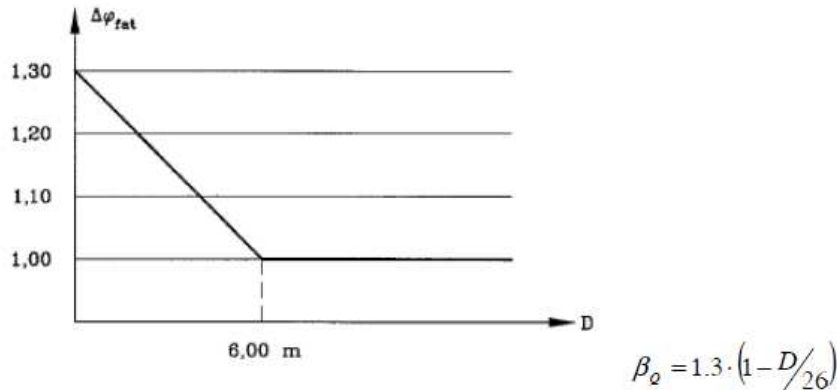


FIGURA 8 DISTRIBUZIONE DELL'INCREMENTO DINAMICO DEI CARICHI DA TRAFFICO

6.2.9. AZIONE LONGITUDINALE DI FRENAMENTO O DI ACCELERAZIONE

La forza longitudinale di frenamento o di accelerazione è funzione del carico verticale totale agente sulla corsia convenzionale n° 1. Tale forza, applicata a livello della pavimentazione ed agente lungo l'asse della corsia, è assunta uniformemente distribuita sulla lunghezza caricata.

$$180 \cdot kN \leq 0.6 \cdot (2 \cdot Q_{1k}) + 0.10 \cdot q_{1k} \cdot w_1 \cdot L \leq 900 \cdot kN$$

$$180 \cdot kN \leq 0.6 \cdot (2 \cdot 300 \cdot kN) + 0.10 \cdot 9 \cdot \frac{kN}{mq} \cdot 3.0 \cdot m \cdot 97 \cdot m = 622 \cdot kN \leq 900 \cdot kN$$

6.2.10. AZIONE CENTRIFUGA

Data lo sviluppo planimetrico rettilineo dell'asse stradale in corrispondenza del manufatto in oggetto, la forza centrifuga risulta nulla.

6.2.11. AZIONE DEL VENTO

Si determina di seguito la pressione esercitata dal vento in funzione della localizzazione del sito ove sorge la costruzione, dell'altitudine sul livello del mare, della rugosità del terreno e dell'altezza sul suolo del ponte.

Per il calcolo dell'azione trasversale totale si analizzano due situazioni limite:

- Vento a ponte scarico con superficie esposta pari all'altezza delle travi principali;
- Vento nella zona provvista di barriere laterali con superficie esposta pari all'altezza di 3 m; questa altezza corrisponde anche alla situazione di ponte carico con i mezzi pensanti in transito.

Il sito in cui si realizza la struttura ricade nella zona 2 caratterizzata dai seguenti parametri:

- velocità di riferimento $v_{b,0} = 25 \cdot \frac{m}{s}$
- altitudine di riferimento: $a_0 = 750 \cdot m$
- $K_a = 0.015 \cdot \frac{1}{s}$

La velocità del vento non subisce incrementi per l'altitudine del sito che risulta ad una quota media di circa 15 m sul livello del mare, che è inferiore a quella di riferimento ma la si incrementa con un coefficiente $\alpha_R = 1.039$ per tener conto di un tempo di ritorno di 100 anni.

Il coefficiente $\alpha_R = 1.039$ è determinato con l'espressione prevista dalla Circolare 617 del 2 febbraio 2009:

$$\alpha_R = 0.75 \cdot \sqrt{1 - 0.2 \cdot \ln \left[-\ln \left(1 - \frac{1}{T_R} \right) \right]} = 0.75 \cdot \sqrt{1 - 0.2 \cdot \ln \left[-\ln \left(1 - \frac{1}{100} \right) \right]} = 1.039$$

La velocità del vento e il carico di riferimento risultano:

$$v_b = v_{b,0} \cdot \alpha_R = 25 \cdot \frac{m}{s} \cdot 1.039 = 25.98 \cdot \frac{m}{s}$$

$$q_b = \frac{1}{2} \cdot \rho \cdot v_b^2 = 422 \cdot \frac{N}{m^2}$$

Con una classe di rugosità del terreno **D** (aree prive di ostacoli, aperta campagna, aree agricole) e una distanza dal mare maggiore a 30 km e una quota inferiore ai 750 m la categoria di esposizione è la II caratterizzata dai parametri:

- $k_r = 0.19$
- $z_0 = 0.05 \cdot m$
- $z_{\min} = 4.0 \cdot m$

Il coefficiente di esposizione è costante al di sotto della z_{\min} e varia in maniera logaritmica con l'aumentare della quota. Si considera a favore di sicurezza che il coefficiente sia costante e pari al valore che assume in sommità:

$$c_e = k_r^2 \cdot c_t \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right) \cdot \left(7 + c_t \cdot \ln\left(\frac{z}{z_0}\right)\right) = 0.19^2 \cdot 1 \cdot \ln\left(\frac{12}{0.05}\right) \cdot \left(7 + 1 \cdot \ln\left(\frac{12}{0.05}\right)\right) = 2.47$$

Con il coefficiente di esposizione è possibile calcolare il carico da vento:

$$q = q_b \cdot c_e \cdot c_d = 422 \cdot \frac{N}{m^2} \cdot 2.47 \cdot 1 = 1042 \cdot \frac{N}{m^2}$$

Il coefficiente di forma c_p vale:

$$c_p = -0.4 \quad se \quad \alpha \leq +20^\circ$$

$$c_p = +0.8 \quad se \quad \alpha \leq +60^\circ$$

Il carico dovuto al vento vale per le superfici sopravento vale

$$q = q_b \cdot c_e \cdot c_d \cdot c_p = 422 \cdot \frac{N}{m^2} \cdot 2.47 \cdot 1 \cdot 0.8 = 0.834 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Il carico dovuto al vento vale per le superfici sottovento vale

$$q = q_b \cdot c_e \cdot c_d \cdot c_p = 422 \cdot \frac{N}{m^2} \cdot 2.47 \cdot 1 \cdot 0.4 = 0.417 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

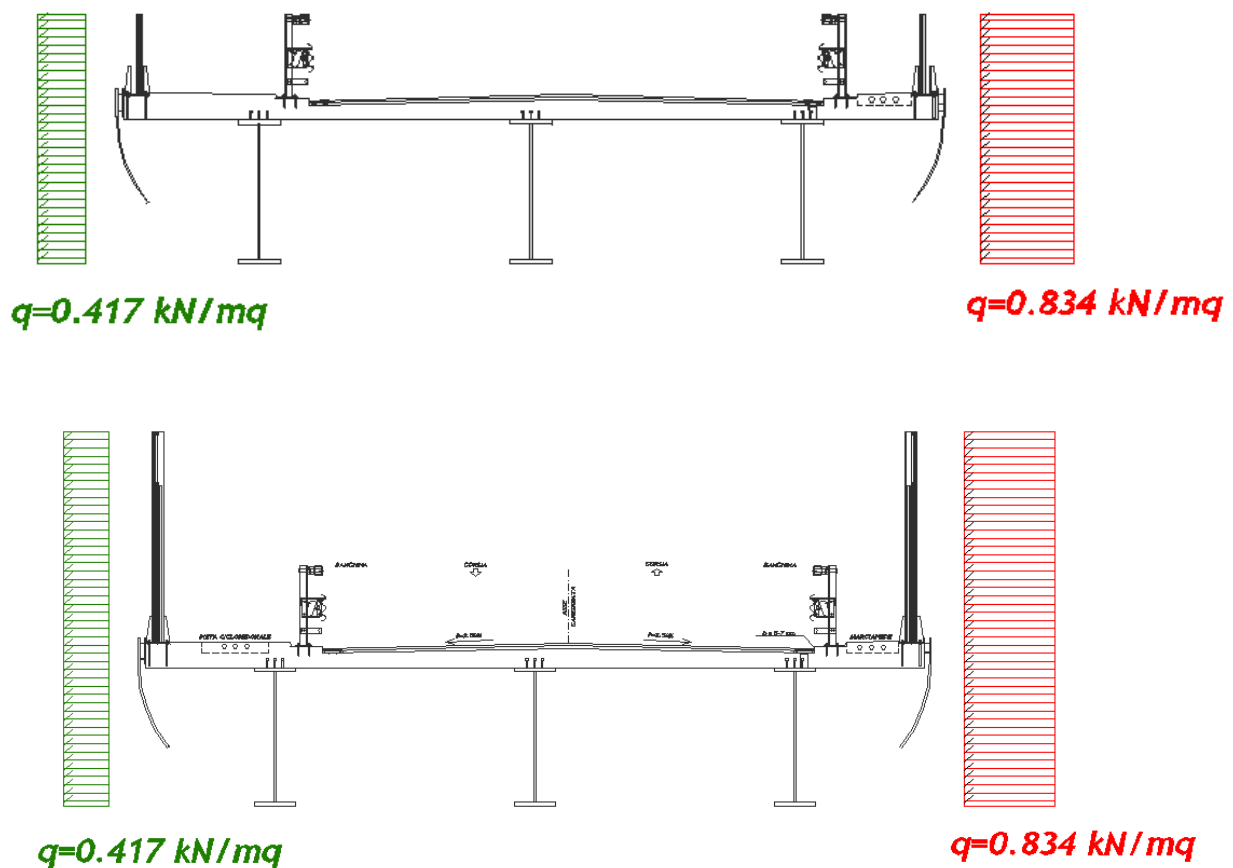


FIGURA 9 SCHEMI DEL CARICO DA VENTO

Per il calcolo delle sollecitazioni dovute al vento si considera una superficie esposta al vento di altezza complessiva minima di 3.0 m e massima di 6.0 m. L'altezza minima è relativa alla situazione con il ponte scarico senza barriere antirumore mentre quella massima considera la colonna di carico alta 3 m (si considera la stessa altezza di 3 m nel caso in cui sia presente la barriere antirumore). Il carico lineare complessivo sul ponte considerando la pressione e la depressione vale:

$$q_{\text{ponte scarico}} = \left(0.834 \cdot \frac{kN}{m^2} + 0.417 \cdot \frac{kN}{m^2} \right) \cdot 3.0 \cdot m = 3.75 \cdot \frac{kN}{m}$$

$$q_{\text{ponte con barriere}} = \left(0.834 \cdot \frac{kN}{m^2} + 0.417 \cdot \frac{kN}{m^2} \right) \cdot 6.0 \cdot m = 7.50 \cdot \frac{kN}{m}$$

6.2.12. CARICO DA NEVE

Il sito in cui si realizza la struttura ricade nella Zona II. Il valore caratteristico del carico da neve per questa area vale:

$$q_{sk} = 1.00 \cdot \frac{kN}{m^2} \text{ per } a < 200 \text{ m.s.l.m.}$$

Il carico da neve non è incrementato per la quota altimetrica del sito perché è inferiore alla quota di riferimento di 200 m sul livello del mare ma lo si incrementa con un coefficiente $\alpha_R = 1.128$ per tener conto di un tempo di ritorno di 100 anni.

Il coefficiente $\alpha_R = 1.128$ è determinato con l'espressione prevista dalla UNI 1991-1-3 – Appendice D:

$$\alpha_R = \frac{1 - V \cdot \frac{\sqrt{6}}{\pi} \cdot \left[\ln \cdot \left(- \ln \cdot \left(1 - \frac{1}{T_R} \right) \right) + 0.57722 \right]}{1 + 2.5923 \cdot V} = 1.128$$

Con:

$V = 0.6$ coefficiente di variazione dei massimi annuali

$T_R = 100$ anni

Il carico da neve sulla struttura è valutato mediante l'espressione:

$$q_s = \mu_1 \cdot q_{ref} = 0.8 \cdot (1.00 \cdot 1.128) \cdot \frac{kN}{m^2} = 0.90 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Dato che il carico neve è inferiore a quello da traffico e non viene combinato con quest'ultimo, è quindi possibile trascurare l'azione della neve.

6.2.13. AZIONI SISMICHE

Le azioni sismiche di progetto, in base alle quali valutare il rispetto dei diversi stati limite considerati, si definiscono a partire dalla "pericolosità sismica di base" del sito di costruzione. Tale valore è definito in termini di accelerazione massima attesa.

Per definire l'azione sismica alla quale è soggetta la struttura è necessario individuare la posizione del sito all'interno del reticolo nazionale di riferimento oltre che la categoria di sottosuolo e le condizioni topografiche.

L'opera oggetto della presente relazione è sita ad una latitudine di N+44° 47' 34.18" e ad una longitudine E +11° 34' 46.52" e si trova su un terreno di classe **D** come si evince dalla relazione geotecnica, inoltre la struttura non si trova in prossimità di creste o pendii pertanto ricade nella categoria topografica T1 caratterizzata da un coefficiente di amplificazione topografico $S_T = 1$.

Le forme spettrali sono definite dalla normativa in funzione della probabilità di superamento nel periodo di riferimento PVR a partire dai seguenti parametri su sito di riferimento rigido:

- a_g accelerazione massima al sito;
- F_0 valore massimo del fattore di amplificazione dello spettro in accelerazione

- T_C^* periodo di inizio del tratto a velocità costante dello spettro in accelerazione

La vita di riferimento della struttura è stata calcolata secondo le indicazioni della tabella 2.4.I del D.M del 14 gennaio 2008 assumendo una vita nominale di 100 anni e secondo la tabella 2.4.II del D.M del 14 gennaio 2008 utilizzando il coefficiente d'uso 2 relativo alla classe d'uso IV.

Nei confronti delle azioni sismiche gli stati limite considerati sono i seguenti:

agli stati limite ultimi per le strutture

Stato Limite di salvaguardia della Vita (SLV): a seguito del terremoto la costruzione subisce rotture e crolli dei componenti non strutturali ed impiantistici e significativi danni dei componenti strutturali cui associa una perdita significativa di rigidezza nei confronti delle azioni orizzontali; la costruzione conserva invece una parte di resistenza e rigidezza per azioni verticali e margine di sicurezza nei confronti del collasso per azioni sismiche orizzontali;

agli stati limite ultimi per gli apparecchi di appoggio

Stato Limite di prevenzione del Collasso (SLC): a seguito del terremoto la costruzione subisce rotture e crolli dei componenti non strutturali ed impiantistici e danni molto gravi dei componenti strutturali; la costruzione conserva ancora un margine di sicurezza per azioni verticali ad esiguo margine di sicurezza nei confronti del collasso per azioni orizzontali.

Nei confronti delle azioni sismiche gli stati limite di esercizio adottati sono i seguenti:

Stato Limite di Danno (SLD): a seguito del terremoto la costruzione nel suo complesso, includendo gli elementi strutturali, quelli non strutturali, le apparecchiature rilevanti al suo funzionamento, subisce danni tali da non mettere a rischi gli utenti e da non compromettere significativamente la capacità di resistenza e di rigidezza nei confronti delle azioni verticali ed orizzontali, mantenendosi immediatamente utilizzabile per nell'interruzione d'uso di parte delle apparecchiature.

SLV – Periodo di ritorno di 1898 anni

$$a_g = 0.258 \cdot g$$

$$F_0 = 2.468$$

$$T_C^* = 0.287 \cdot s$$

SLC – Periodo di ritorno di 2475 anni

$$a_g = 0.286 \cdot g$$

$$F_0 = 2.442$$

$$T_C^* = 0.291 \cdot s$$

SLD – Periodo di ritorno di 201 anni

$$a_g = 0.102 \cdot g$$

$$F_0 = 2.574$$

$$T_C^* = 0.271 \cdot s$$

Queste terne di parametri sono stati definiti facendo la media pesata della posizione del sito rispetto ai 4 punti del reticolo di riferimento. I dati sono ottenuti con l'espressione:

$$p = \frac{\sum_{i=1}^4 \frac{p_i}{d_i}}{\sum_{i=1}^4 \frac{1}{d_i}}$$

I punti del reticolo presi in considerazione per calcolare la media pesata dei 3 parametri sono il 15401, il 15402, il 15623 e il 15624. Si mostra la posizione del sito in cui viene realizzato il ponte in relazione ai 4 punti del reticolo di riferimento:

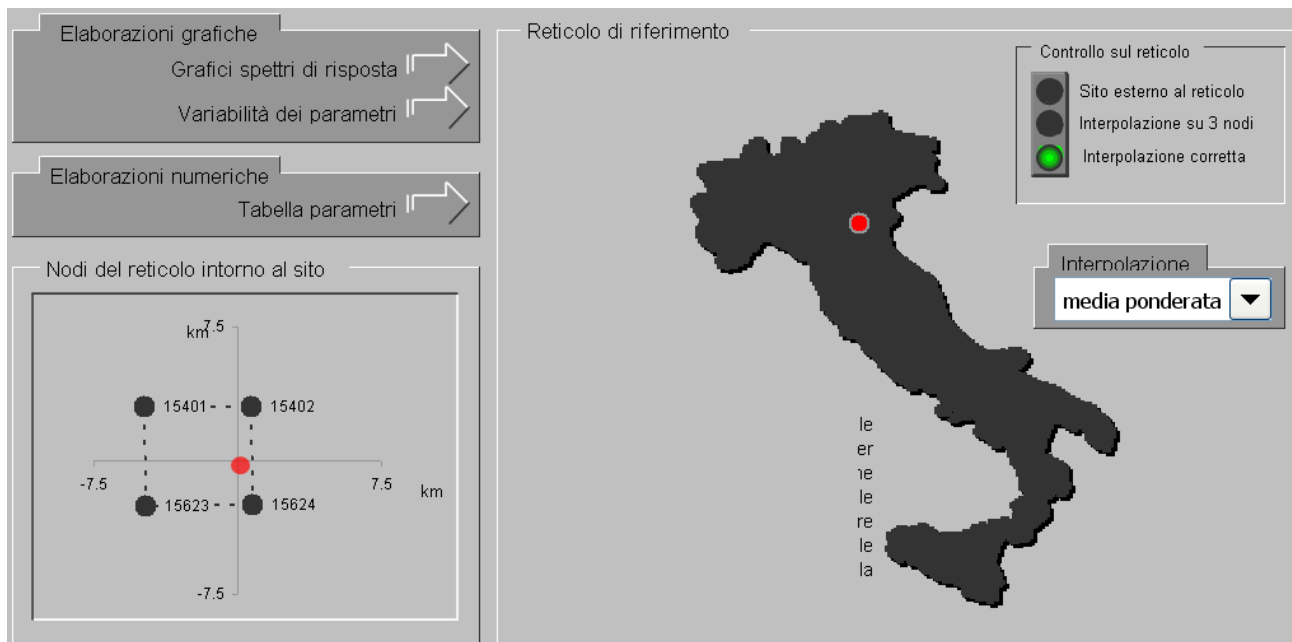


FIGURA 10 POSIZIONE DEL SITO SUL RETICOLO NAZIONALE

Poiché nella Tabella 1 dell'allegato B del D.M. del 14 gennaio 2008 i dati sono riportati per nove valori del periodo di ritorno (T_R 30 anni, 50 anni, 72 anni, 101 anni, 140 anni, 201 anni, 475 anni, 975 anni e 2475 anni) per poter calcolare i valori dei parametri da mediare al tempo di ritorno necessario si interpola con l'espressione:

$$\log \cdot (p) = \log \cdot (p_1) + \log \cdot \left(\frac{p_2}{p_1} \right) \cdot \log \cdot \left(\frac{T_R}{T_{R1}} \right) \cdot \left[\log \cdot \left(\frac{T_R}{T_{R1}} \right) \right]^{-1}$$

Per il sito in cui si realizza il ponte i parametri a_g , F_0 e T_C^* valgono:

TR [anni]	ag [g]	F0 [-]	Tc* [s]
30	0.039	2.547	0.256
50	0.051	2.469	0.271
72	0.060	2.495	0.279
101	0.073	2.529	0.272



140	0.085	2.612	0.264
201	0.102	2.574	0.271
475	0.148	2.590	0.271
975	0.199	2.537	0.278
2475	0.286	2.442	0.291

Per gli stati limite considerati i parametri che definiscono lo spettro di risposta elastico delle componenti orizzontali sono i seguenti:

	SLD	
P_{Vr} =	63	%
T_R =	201	anni
a_g =	0.102	g
F₀ =	2.574	
T_C[*] =	0.271	s
S_S =	1.800	
S =	1.800	
η =	1.000	
C_C =	2.403	
T_B =	0.217	s
T_C =	0.650	s
T_D =	2.007	s



	SLV	
$P_{Vr} =$	10	%
$T_R =$	1898	anni
$a_g =$	0.258	g
$F_0 =$	2.468	
$T_C^* =$	0.287	s
$S_s =$	1.444	
$S =$	1.444	
$\eta =$	0.500	
$C_C =$	2.332	
$T_B =$	0.223	s
$T_C =$	0.670	s
$T_D =$	2.633	s

	SLC	
$P_{Vr} =$	5	%
$T_R =$	2476	anni
$a_g =$	0.286	g
$F_0 =$	2.442	
$T_C^* =$	0.291	s
$S_s =$	1.352	
$S =$	1.352	
$\eta =$	0.500	
$C_C =$	2.317	
$T_B =$	0.225	s
$T_C =$	0.674	s
$T_D =$	2.745	s

I tre spettri di risposta corrispondenti ai parametri riportati sopra sono:

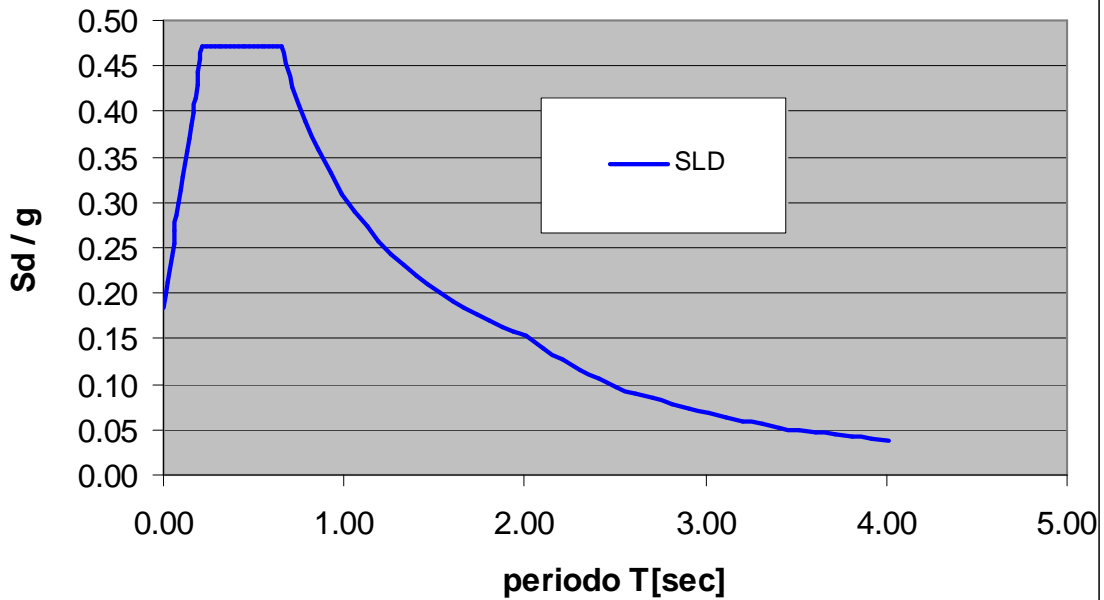


FIGURA 11 SPETTRO DI RIEPSTO ELASTICO - ACCELERAZIONE ORIZZONTALE ALLO SLD

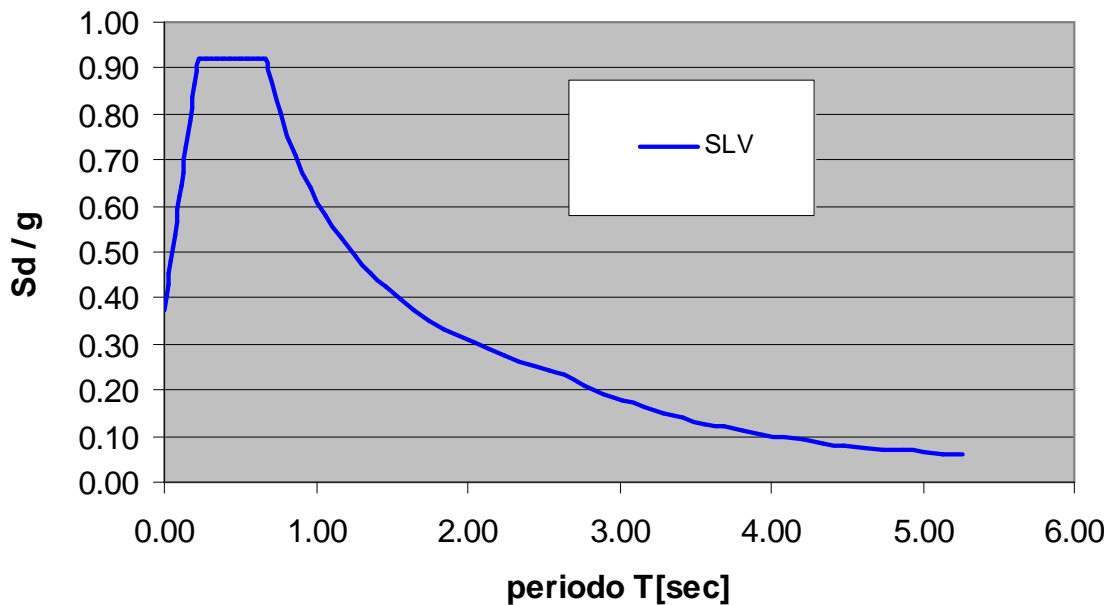


FIGURA 12 SPETTRO DI RISPOSTA ELASTICO - ACCELERAZIONE ORIZZONTALE ALLO SLV

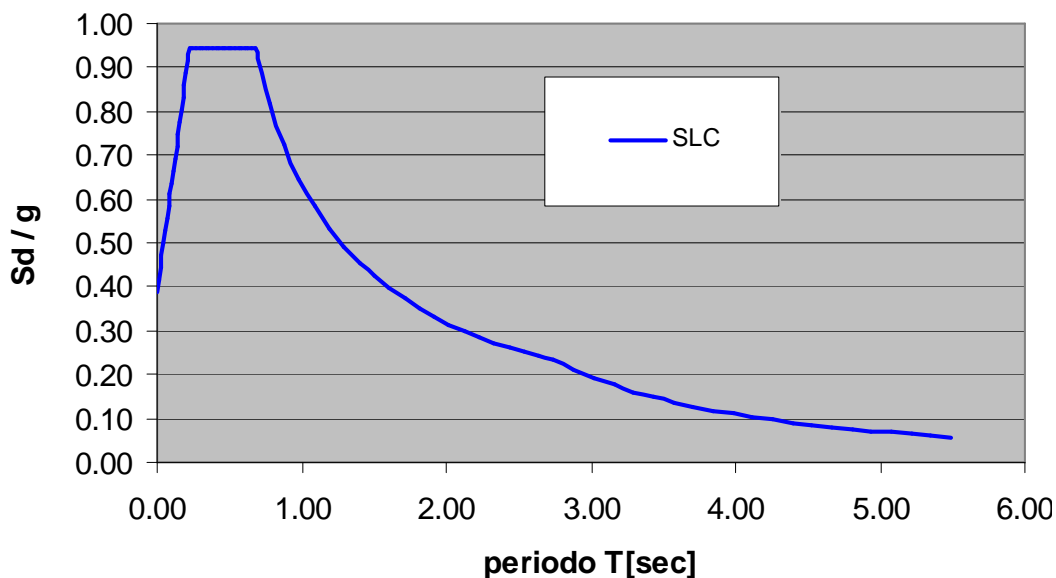


FIGURA 13 SPETTRO DI RISPOSTA ELASTICO – ACCELERAZIONE ORIZZONTALE ALLO SLC

Per il dimensionamento degli apparecchi di appoggio e dei giunti si fa uso di spettri di risposta in spostamento come quelli riportati sotto e derivati dai dati illustrati in precedenza e calcolati con uno smorzamento del 15% dovuto alla natura degli appoggi delle travi:

**Spettro di risposta elastico in spostamento
in [mm]**

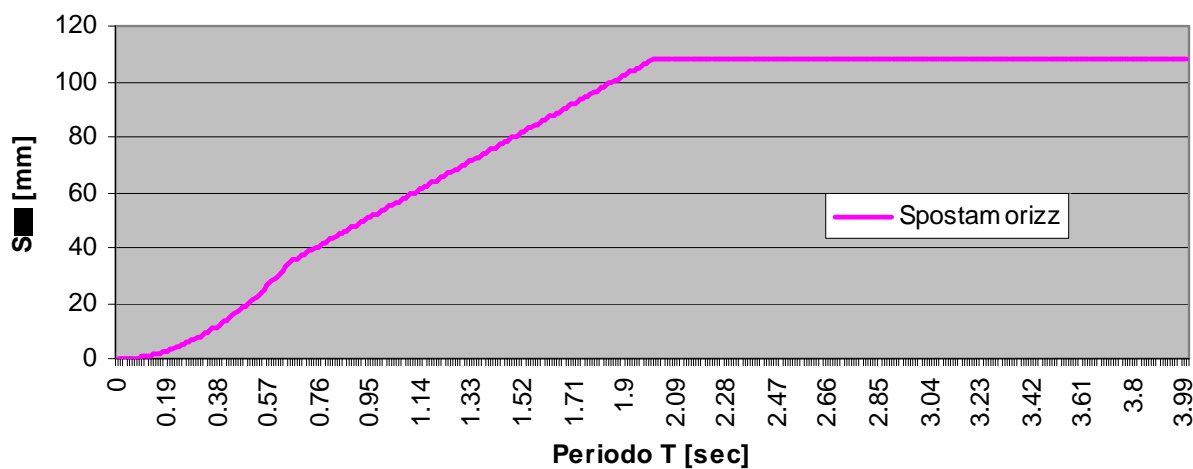


FIGURA 14 SPETTRO DI RISPOSTA IN SPOSTAMENTO ORIZZONTALE ALLO SLD

Spettro di risposta elastico in spostamento
in [mm]

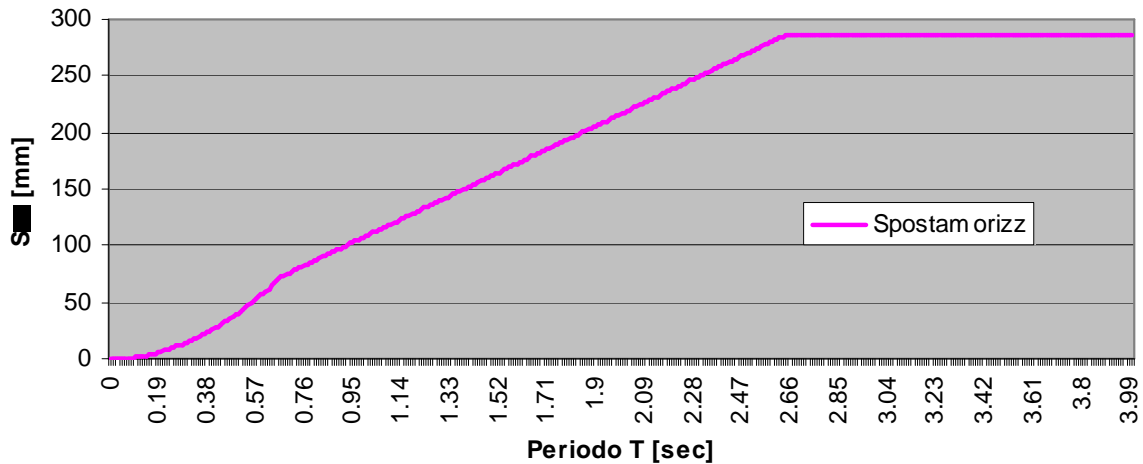


FIGURA 15 SPETTRO DI RISPOSTA IN SPOSTAMENTO ORIZZONTALE ALLO SLV

Spettro di risposta elastico in spostamento
in [mm]

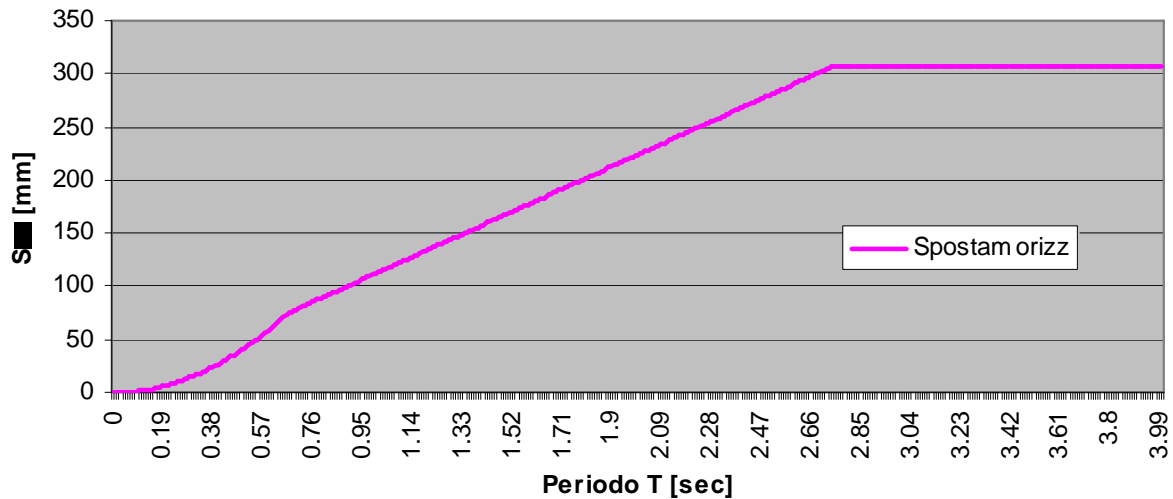


FIGURA 16 SPETTRO DI RISPOSTA IN SPOSTAMENTO ORIZZONTALE ALLO SLC

Questi spettri sono stati utilizzati per calcolare le sollecitazioni dovute al sisma. L'azione del sisma orizzontale viene considerata agente in due direzioni ortogonali con due combinazioni. La prima combinazione considera le sollecitazioni in una direzione e il 30 % delle sollecitazioni dovute

all'accelerazione nella direzione ortogonale la seconda combinazione inverte le percentuali delle accelerazioni.

La componente verticale del sisma non è stata considerata per il dimensionamento delle strutture portanti in virtù del fatto che il sito in cui viene realizzato il ponte ricade nella zona 3 (# 3.2.3.1 D.M 14 gennaio 2008 e #7.2.1 D.M 14 gennaio 2008).

La spinta delle terre dovuta al sisma è calcolata secondo quanto riportato nel D.M. del 14 gennaio 2008 al capitolo # 7.11. la spinta a tergo dei muri viene calcolata come una quota parte del peso W del volume di terreno potenzialmente instabile con i metodi pseudostatici (formulazione di Mononobe-Okabe).

6.2.14. URTI

La forza dovuta all'urto dei veicoli contro le pile è determinata dalla Tabella 3.6.III delle Norme Tecniche e vale:

Direzione parallela al senso di marcia $F_{d,x} = 1000 \cdot kN$

Direzione ortogonale al senso di marcia $F_{d,x} = 0.5 \cdot F_{d,x} = 500 \cdot kN$

Il punto di applicazione della forza dovuta all'urto è a 2.6 m dalla base delle pile.

La forza dovuta all'urto dei veicoli contro elementi strutturali orizzontali al di sopra della strada è determinata nel # 3.6.3.3.1 delle Norme Tecniche e vale:

$$F = r \cdot F_{d,x} = r \cdot 1000 \cdot kN$$

Con r compreso tra 0 e 1 per altezze comprese tra 6 m e 5 m rispettivamente; per valori intermedi di altezze si interpola linearmente. L'altezza minima prevista per i manufatti sopra l'autostrada è di 5.50 m pertanto la forza ha un valore compreso nell'intervallo $[0 \div 500]$ kN.

6.2.15. CARICO DA FATICA

Per il calcolo delle sollecitazioni da fatica per vita illimitata della struttura si assume lo schema di carico 1 di seguito illustrato con una riduzione dei carichi concentrati del 30% e con una riduzione dei carichi distribuiti del 70% ottenendo così i valori riportati di seguito:

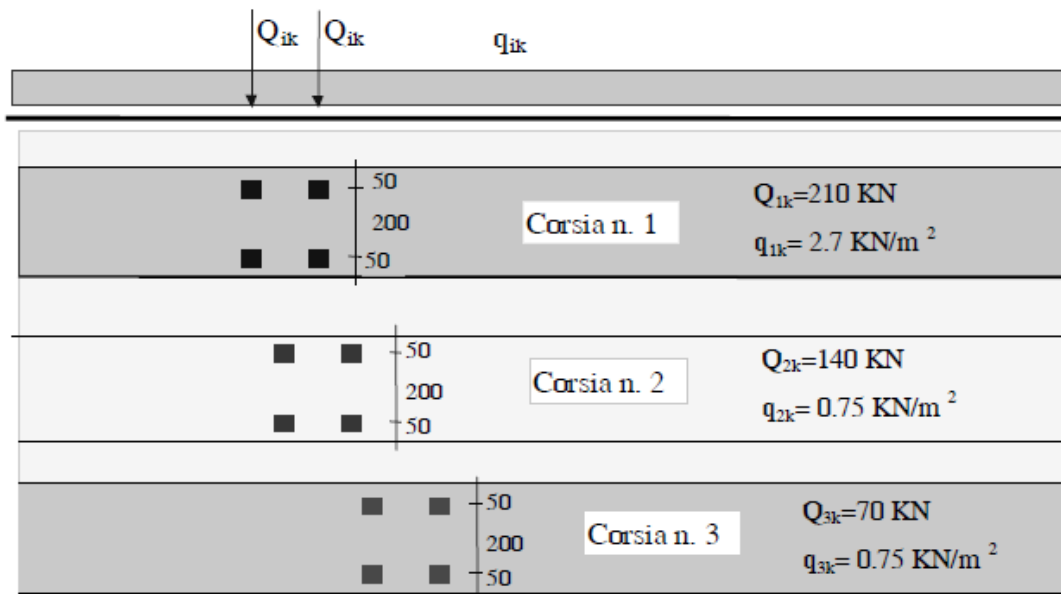


FIGURA 17 CARICHI PER L'ANALISI DELLE SOLLECITAZIONI A FATICA

6.3. COMBINAZIONI DI CARICO

I singoli carichi precedentemente determinati vengono combinati in modo da garantire la sicurezza in conformità a quanto prescritto dalla normativa.

Le combinazioni di carico si differenziano a seconda dello stato limite considerato.

Le verifiche di resistenza sono condotte con le combinazioni previste per gli stati limite ultimi mentre le restanti sono condotte mediante le combinazioni previste per gli stati limite di esercizio.

Ciascuna combinazione di azioni è caratterizzata da precisi coefficienti di combinazione. Nelle combinazioni impiegate per le verifiche agli stati limite ultimi sono inoltre presenti i coefficienti parziali di sicurezza che dipendono dal tipo di azione considerata.

Le azioni considerate sono combinate con la formulazione seguente:

$$S_{d_SLU} = \gamma_{G1} \cdot PPr op + \gamma_{G1} \cdot g_1 + \gamma_{G2} \cdot g_2 + \gamma_{\varepsilon} \cdot \varepsilon_2 + \gamma_{\varepsilon} \cdot cv + \gamma_{\varepsilon} \cdot Pr esoll + \\ + \gamma_{Qi} \cdot \psi_i \cdot Q_{k,i} + \gamma_{Qi} \cdot \psi_i \cdot q_{k,i} + \gamma_{\Delta T} \cdot \Delta T$$

$$S_{d_SLE} = PPr op + g_1 + \psi_i \cdot g_2 + \psi_i \cdot \varepsilon_2 + \psi_i \cdot cv + \psi_i \cdot Pr esoll + \\ + \psi_i \cdot Q_{k,i} + \psi_i \cdot q_{k,i} + \psi_i \cdot \Delta T$$

I coefficienti utilizzati nel combinare i carichi sono quelli previsti nel DM del 14-01-2008 e che vengono riportati sotto:

		Coefficiente	EQU ⁽¹⁾	A1 STR	A2 GEO
Carichi permanenti	favorevoli	γ_{G1}	0,90	1,00	1,00
	sfavorevoli		1,10	1,35	1,00
Carichi permanenti non strutturali ⁽²⁾	favorevoli	γ_{G2}	0,00	0,00	0,00
	sfavorevoli		1,50	1,50	1,30
Carichi variabili da traffico	favorevoli	γ_Q	0,00	0,00	0,00
	sfavorevoli		1,35	1,35	1,15
Carichi variabili	favorevoli	γ_{Qi}	0,00	0,00	0,00
	sfavorevoli		1,50	1,50	1,30
Distorsioni e presollecitazioni di progetto	favorevoli	$\gamma_{\varepsilon 1}$	0,90	1,00	1,00
	sfavorevoli		1,00 ⁽³⁾	1,00 ⁽⁴⁾	1,00
Ritiro e viscosità, Variazioni termiche, Cedimenti vincolari	favorevoli	$\gamma_{\varepsilon 2}, \gamma_{\varepsilon 3}, \gamma_{\varepsilon 4}$	0,00	0,00	0,00
	sfavorevoli		1,20	1,20	1,00

Azioni	Gruppo di azioni (Tabella 5.1.IV)	Coefficiente Ψ_0 di combinazione	Coefficiente Ψ_1 (valori frequenti)	Coefficiente Ψ_2 (valori quasi permanenti)
Azioni da traffico (Tabella 5.1.IV)	Schema 1 (Carichi tandem)	0,75	0,75	0,0
	Schemi 1, 5 e 6 (Carichi distribuiti)	0,40	0,40	0,0
	Schemi 3 e 4 (carichi concentrati)	0,40	0,40	0,0
	Schema 2	0,0	0,75	0,0
	2	0,0	0,0	0,0
	3	0,0	0,0	0,0
Vento q_5	4 (folla)	----	0,75	0,0
	5	0,0	0,0	0,0
	Vento a ponte scarico SLU e SLE	0,6	0,2	0,0
	Esecuzione	0,8	----	0,0
Neve q_5	Vento a ponte carico	0,6		
	SLU e SLE	0,0	0,0	0,0
Temperatura	esecuzione	0,8	0,6	0,5
	T_k	0,6	0,6	0,5

Per i carichi permanenti portati sono stati utilizzati gli stessi coefficienti previsti per i pesi propri in quanto sono compiutamente definiti. Al fine di considerare il reale comportamento della struttura l'analisi strutturale, e quindi la combinazione delle sollecitazioni, è stata condotta considerando tre fasi distinte della vita dell'opera:

- Fase 1: in questa fase la struttura portante è data dalle sole membrature in acciaio, i carichi considerati sono il peso proprio della carpenteria metallica e della soletta.
- Fase 2: in questa fase la struttura portante è quella composta sia dalle travi in acciaio che dalla soletta e sono considerati tutti i carichi variabili comprese le variazioni termiche.
- Fase 3: in questa fase si considerano gli effetti della viscosità e del ritiro che si hanno a tempo infinito sulla struttura.

Per le verifiche in condizioni simiche si considera la seguente combinazione dei carichi:

$$S_{Sisma} = E_{(x,y)} + P Pr op + G_1 + G_2 + \psi \cdot \varepsilon + \psi_{2i} \cdot Q_{k,i}$$

Con:

$E_{(x,y)}$ = azione sismica

$\psi_{2i} = 0.0$ come prescritto nel DM del 14-01-2008 # 5.1.3.8.

L'azione sismica è stata calcolata secondo le indicazioni del § 5.1.3.8 secondo il quale le masse associate ai carichi da traffico sono di regola nulle e dove si rimanda al § 3.2.4 solo in caso in casi particolari; i casi particolari indicati dalle Norme Tecniche sono ad esempio le zone di traffico intenso mentre secondo la EN-1998-2:2005 sono i ponti autostradali o le strade di importanza nazionale (si veda la Nota al § 4.1.2 (4)), tutti casi diversi dal manufatto in oggetto. I dati di traffico in possesso della committenza inoltre, evidenziano valori bassi del flusso di traffico per le opere in oggetto pertanto si ha una conferma sulla scelta di assumere come coefficiente di combinazione $\psi_{2i} = 0.0$ per la determinazione dell'azione sismica.

Nel § 2.5.3 si riporta la combinazione sismica da impiegare per le verifiche allo SLU e allo SLE e il coefficiente di combinazione da usare per i variabili è ψ_{2j} , tale coefficiente assume valore nullo per le azioni da traffico così come indicato nella Tabella 5.1.VI riportata nel § 5.1.3.12. Le indicazioni del § 5.1.3.8 sono congruenti con quanto riportato al § 5.1.3.12 e § 2.5.3.

Una norma di comprovata validità quale è l'Eurocodice 8 (EN-1998-2:2005) al § 4.1.2(1) e (4) indica che le azioni da considerare nella modellazione sismica sono quelle dei carichi permanenti assunti con i loro valori caratteristici e i carichi da traffico assunti con il loro valore quasi permanente uguale a $\psi_{2j} Q_{k,1}$ con $\psi_{2j} = 0$ per ponti con normali condizioni di traffico come è il caso del manufatto in questione; la stessa norma al § 5.5 (1) indica per la combinazione sismica di assumere il carico caratteristico dell'azione da traffico scalato con il fattore ψ_{2j} .

L'Appendice nazionale, contenente i parametri nazionali alla UNI-EN-1998 – 2 e approvata dal Consiglio Superiore dei LL. PP. in data 24/09/2010, indica che per i ponti stradali il coefficiente ψ_{2j} ha generalmente valore nullo confermando quanto indicato nell'Eurocodice 8 e solo per ponti con severe condizioni di traffico, o dove esplicitamente richiesto, è da adottare $\psi_{2j} = 0.2$.

Anche la norma di comprovata validità quale è l'Eurocodice 0 (EN 1990 – Annesso A2) nella Tabella A2.1 riporta per la condizione quasi permanente il valore del coefficiente di combinazione $\psi_{2j} = 0$ per i carichi da traffico.

I valori contenuti in questa tabella sono suscettibili di possibili modifiche a livello nazionale ma nell'Appendice nazionale contenente i parametri nazionali all'Appendice A2 della UNI-EN-1990, approvata dal Consiglio Superiore dei LL. PP. in data 24/09/2010, si indica che i valori raccomandati sono proprio quelli riportati dalla tabella citata in precedenza.

Per l'analisi sismica quindi non avendo avuto esplicitate richieste in merito al valore di ψ_{2j} , essendo in condizioni di carico non severe e sulla base delle indicazioni contenute nelle norme citate sopra è stato assunto il

coefficiente $\psi_{2j} = 0$.

6.4. ANALISI DELLE SOLLECITAZIONI

Come accennato nel capitolo delle combinazioni di carico l'analisi strutturale dell'opera è stata eseguita considerando tre distinte fasi di vita del ponte a partire dal getto della soletta dell'impalcato:

- FASE 1 – la struttura portante dell'impalcato è rappresentata dalle sole membrature metalliche, il getto fresco della soletta rappresenta un carico;
- FASE 2 – la struttura portante è rappresentata sia dalle membrature metalliche che dalla soletta collaborante, si considerano tutti i carichi variabili di breve durata;
- FASE 3 – si considerano gli effetti a lungo termine a causa della viscosità e del ritiro del calcestruzzo della soletta collaborante, si considerano tutti i carichi di lunga durata.

Le azioni sollecitanti totali e le relative verifiche verranno condotte considerando i contributi delle tre fasi. Per poter considerare il diverso comportamento dell'opera durante le diverse condizioni sono stati implementati tre diversi modelli caratterizzati da inerzie delle sezioni differenti in base al contributo che in quella specifica fase può dare la soletta gettata di calcestruzzo.

In ogni fase i carichi sull'opera sollecitano le strutture e le verifiche sono condotte sommando su ogni elemento le tensioni date da queste sollecitazioni per ciascuna fase.

6.4.1. SOLETTA DELL'IMPALCATO

Le azioni sollecitanti interne la soletta dell'impalcato sono state determinate mediante una modellazione agli elementi finiti di una porzione significativa del ponte. Tale modellazione permette infatti la determinazione delle azioni interne nelle due direzioni principali in particolar modo per i carichi variabili concentrati in fase 2.

Vengono analizzate di seguito le sezioni più significative maggiormente sollecitate e si riportano alcune immagini del sottomodello utilizzati per il calcolo delle sollecitazioni della soletta con l'involuppo del diagramma dei momenti flettenti sollecitanti:

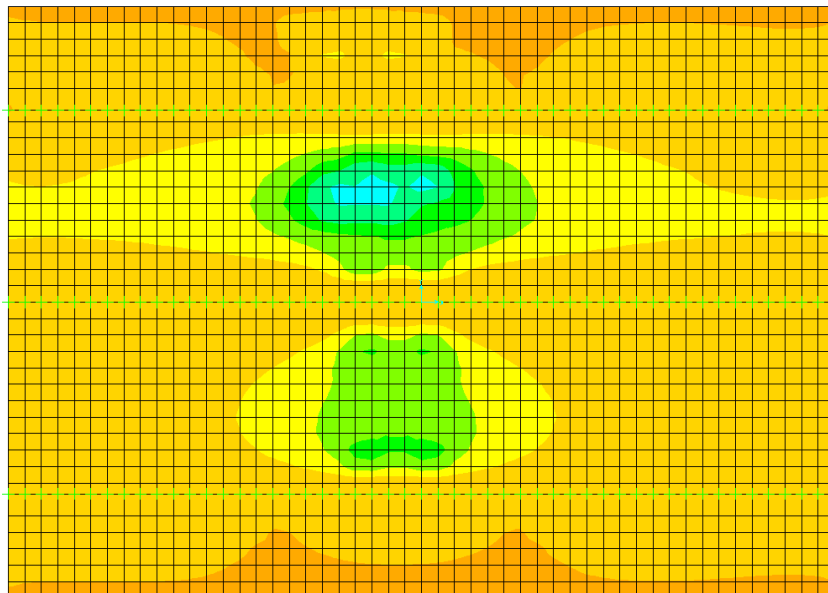


FIGURA 18 MOMENTO FLETTENTE - SOLLECITA LE FIBRE ORTOGOALI ALLE TRAVI PRINCIPALI

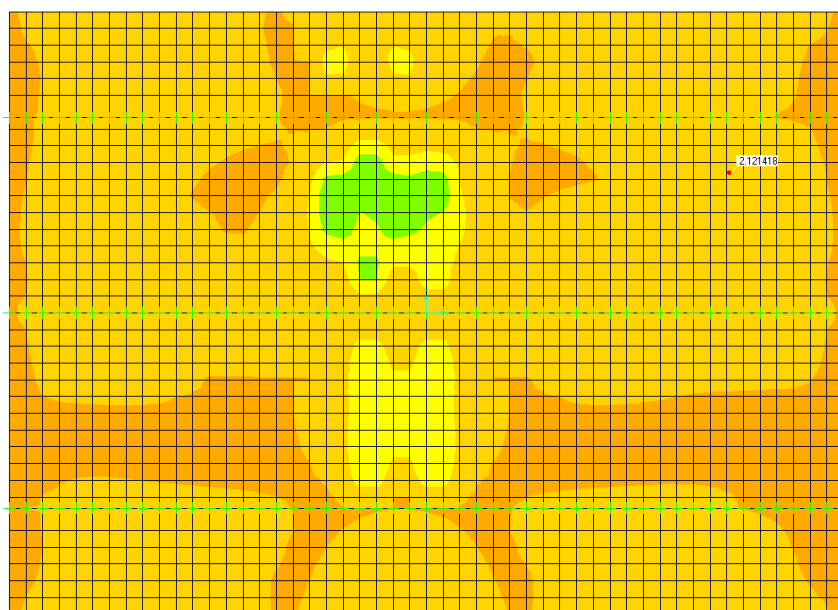


FIGURA 19 MOMENTO FLETTENTE - SOLLECITA LE FIBRE PARALLELE ALLE TRAVI PRINCIPALI

I momenti sono riportati con la seguente scala cromatica che ha per limite superiore e inferiore 130 kNm/m e -80 kNm/m rispettivamente.



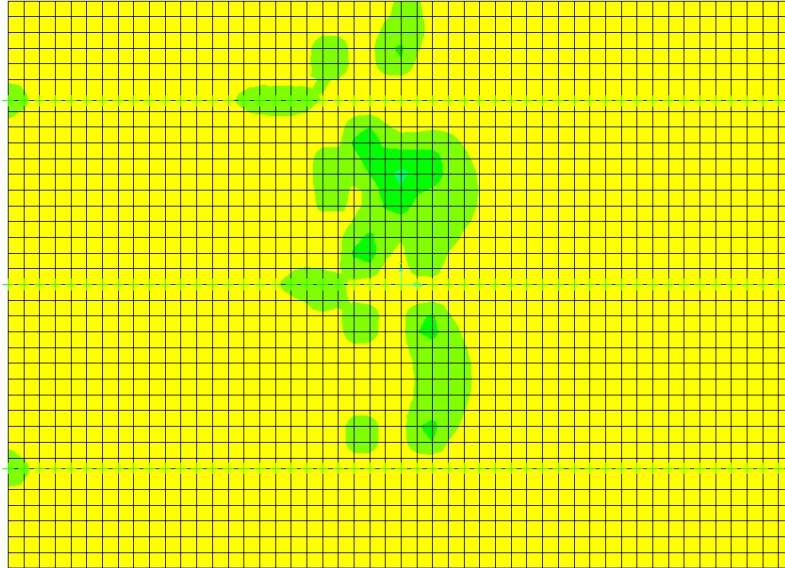


FIGURA 20 TAGLIO IN DIREZIONE VERTICALE LATO SEZIONE TRASVERSALE

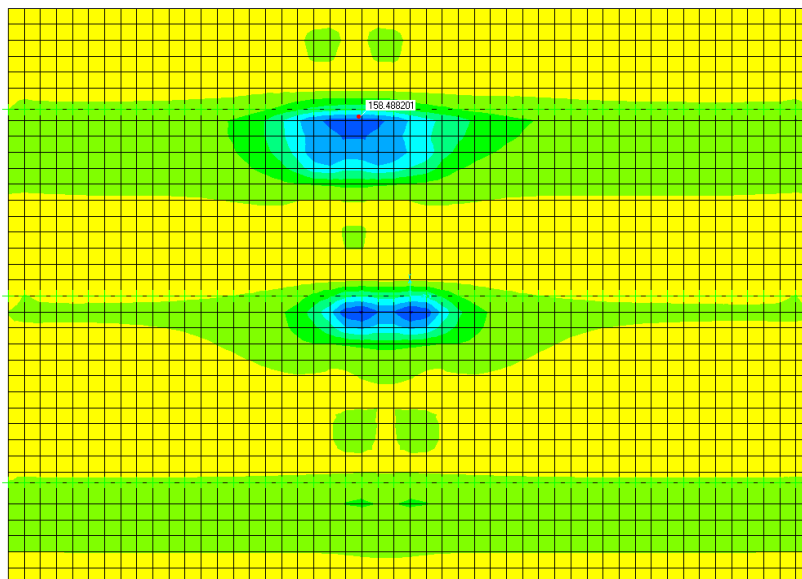


FIGURA 21 TAGLIO VERTICALE LATO SEZIONE LONGITUDINALE

I tagli sono riportati con la seguente scala cromatica che ha per limite superiore e inferiore 200 kN/m e -200 kN/m rispettivamente.



Le sollecitazioni sono state calcolate senza considerare alcuna diffusione dei carichi sulla soletta che si ha attraverso il manto che ricopre il cemento armato della soletta.

Si riportano i valori dell'inviluppo delle sollecitazioni che si hanno sulla soletta gettata sopra le travi metalliche:

$$M_{Sd,trasv}^{-} = 95 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,trasv}^{+} = 84.5 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,long}^{-} = 20 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,long}^{+} = 45.5 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$V_{Sd,trasv} = 178 \cdot \frac{kN}{m}$$

$$V_{Sd,long} = 78 \cdot \frac{kN}{m}$$

6.4.2. TRAVI METALLICHE PRINCIPALI

Le azioni sollecitanti interne le singole travi principali sono state determinate mediante lo sviluppo di tre modelli unifilari ciascuno relativo ad una precisa fase. I modelli si differenziano per la rigidità della soletta:

- FASE 1 – calcestruzzo fresco, modulo elastico nullo;
- FASE 2 – modulo di elasticità secante del calcestruzzo per azioni di breve durata;
- FASE 3 – modulo di elasticità del calcestruzzo ridotto per azioni permanenti.

La ridistribuzione delle azioni dall'impalcato alla singola trave metallica principale è stata determinata mediante lo studio della sezione trasversale sempre nelle 3 fasi sopra descritte. Nei modelli impiegati le travi

principali sono state vincolate a terra mediante opportuni appoggi elastici al fine di schematizzare la rigidità delle stesse travi principali.

La tensione sollecitante totale ciascun piatto metallico costituente la trave è quindi determinata sommando i contributi relativi alle 3 fasi di calcolo determinati come segue:

Sollecitazioni in fase 1:

- ***P Prop***: peso proprio delle strutture metalliche
- ***g₁*** : peso proprio della soletta
- ***Presoll***: deformazione impressa alle travi metalliche per evitare la trazione all'appoggio sulle spalle.

La combinazione ***env g₁+Presoll*** rappresenta l'involuppo dei contributi del peso proprio della soletta ***g₁*** e della deformata iniziale impressa ***Presoll***.

Sollecitazioni in fase 2:

- ***env q***: involuppo del carico distribuito da traffico combinato a scacchiera
- ***env Q_i***: involuppo del carico concentrato da traffico, combinato a scacchiera
- **ΔT** : variazioni termiche tra intradosso e estradosso del soppalco

Sollecitazioni in fase 3:

- ***g₂*** : permanenti portati;
- **ε_2** : permanenti portati;
- ***cv*** : cedimenti vincolari

La combinazione ***env g₂- ε_2 -cv*** rappresenta l'involuppo dei contributi dei permanenti portati, del ritiro e dei cedimenti vincolari.

Le sezioni analizzate per il calcolo delle sollecitazioni sono 9 e si trovano nei seguenti punti dell'opera:

- Sezione 1: appoggio sulla spalla
- Sezione 2: sul primo quarto della campata laterale
- Sezione 3: a metà della campata laterale
- Sezione 4: sul terzo quarto della campata laterale
- Sezione 5: appoggio sulla pila
- Sezione 6: sul primo ottavo della campata centrale
- Sezione 7: sul primo quarto della campata centrale
- Sezione 8: sul terzo ottavo della campata centrale
- Sezione 9: sulla mezzeria della campata centrale

Si riporta l'immagine del ponte con le sezioni considerate sul prospetto del ponte:

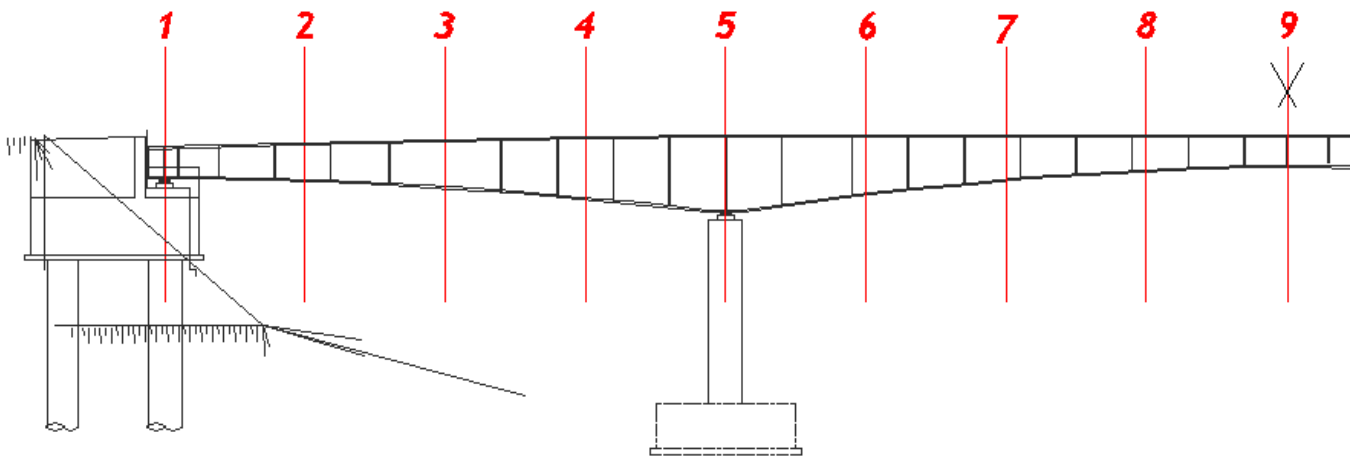


FIGURA 22 PROSPETTO DEL PONTE CON EVIDENZIATE LE SEZIONI DI ANALISI

Si riportano le tabelle delle sollecitazioni per ciascuna sezione considerata:

N° sezione di verifica	Fase considerata	distanza dal 1° appoggio	Condizione di carico	Taglio		Momento	
				Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
1	1	0	P Prop	-42	-42	0	0

1	1	0	env g ₁₊ Presoll	-359	-283	0	0
1	2	0	env q	-322	-150	0	0
1	2	0	env Q _i	-601	127	0	0
1	2	0	DT	-68	68	-428	428
1	3	0	env g _{2-ε₂} -CV	-122	-94	1127	1352
N°sezione	Fase	distanza dal	Condizione	Taglio		Momento	
di verifica	considerata	1° appoggio	di carico	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
2	1	6.25	P Prop	6	6	132	132
2	1	6.25	env g ₁₊ Presoll	-147	-126	1278	1582
2	2	6.25	env q	-148	24	394	1467
2	2	6.25	env Q _i	-445	127	-794	2783
2	2	6.25	DT	-72	72	-321	321
2	3	6.25	env g _{2-ε₂} -CV	-24	-21	1204	1471
N°sezione	Fase	distanza dal	Condizione	Taglio		Momento	
di verifica	considerata	1° appoggio	di carico	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
3	1	12.5	P Prop	65	65	-92	-92
3	1	12.5	env g ₁₊ Presoll	32	66	1572	1834
3	2	12.5	env q	26	198	-301	1846
3	2	12.5	env Q _i	-263	195	-1587	3293
3	2	12.5	DT	-81	81	-214	214
3	3	12.5	env g _{2-ε₂} -CV	52	74	827	977
N°sezione	Fase	distanza dal	Condizione	Taglio		Momento	
di verifica	considerata	1° appoggio	di carico	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
4	1	18.75	P Prop	139	139	-703	-703
4	1	18.75	env g ₁₊ Presoll	189	279	758	881
4	2	18.75	env q	200	372	-2083	1138
4	2	18.75	env Q _i	-113	377	-2381	2119
4	2	18.75	DT	-86	86	-107	107
4	3	18.75	env g _{2-ε₂} -CV	124	172	-187	51
N°sezione	Fase	distanza dal	Condizione	Taglio		Momento	
di verifica	considerata	1° appoggio	di carico	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
5	1	25	P Prop	221	221	-1766	-1766
5	1	25	env g ₁₊ Presoll	347	491	-1647	-794
5	2	25	env q	340	511	-4292	-213
5	2	25	env Q _i	17	620	-3175	-186
5	2	25	DT	-90	90	-4	4
5	3	25	env g _{2-ε₂} -CV	197	270	-1852	-1291
N°sezione	Fase	distanza dal	Condizione	Taglio		Momento	
di verifica	considerata	1° appoggio	di carico	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m

[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
6	1	30.88	P Prop	-182	-182	-555	-555
6	1	30.88	env g_{1+} Presoll	-600	-444	2250	2463
6	2	30.88	env q	-519	0	-1422	-659
6	2	30.88	env Q_i	-586	9	-1178	1586
6	2	30.88	DT	-11	11	-32	32
6	3	30.88	env $g_2-\varepsilon_2$ -CV	-277	-205	-77	13
N°sezione di verifica	Fase considerata	distanza dal 1° appoggio	Condizione di carico	Taglio		Momento	
[-]	[-]	[m]	[-]	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
7	1	36.75	P Prop	-107	-107	242	242
7	1	36.75	env g_{1+} Presoll	-400	-296	4425	5398
7	2	36.75	env q	-356	0	-659	1148
7	2	36.75	env Q_i	-509	54	-941	3158
7	2	36.75	DT	-9	9	-64	64
7	3	36.75	env $g_2-\varepsilon_2$ -CV	-184	-137	874	1197
N°sezione di verifica	Fase considerata	distanza dal 1° appoggio	Condizione di carico	Taglio		Momento	
[-]	[-]	[m]	[-]	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
8	1	42.63	P Prop	-48	-48	673	673
8	1	42.63	env g_{1+} Presoll	-200	-148	5730	7160
8	2	42.63	env q	-192	0	-659	2756
8	2	42.63	env Q_i	-418	131	-704	4197
8	2	42.63	DT	-6	6	-96	96
8	3	42.63	env $g_2-\varepsilon_2$ -CV	-92	-68	1355	1908
N°sezione di verifica	Fase considerata	distanza dal 1° appoggio	Condizione di carico	Taglio		Momento	
[-]	[-]	[m]	[-]	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
[-]	[-]	[m]	[-]	KN	KN	KN-m	KN-m
9	1	48.50	P Prop	0	0	843	843
9	1	48.50	env g_{1+} Presoll	0	0	6164	7747
9	2	48.50	env q	-28	0	-659	3404
9	2	48.50	env Q_i	-320	222	-468	4550
9	2	48.50	DT	-4	4	-128	128
9	3	48.50	env $g_2-\varepsilon_2$ -CV	0	0	1434	2078

Per comodità di implementazione le condizioni di carico env g_{1+} Presolle env $g_2-\varepsilon_2$ -CV sono riportate già considerando i fattori parziali di sicurezza sui casi di carico.

Si riportano le sollecitazioni allo stato limite ultimo per ciascuna sezioni in ogni fase combinando i contributi riportati sopra:



FASE 1				
	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
	KN	KN	KN-m	KN-m
Sezione 1	-398	-322	0	0
Sezione 2	-140	-119	1388	1731
Sezione 3	91	125	1457	1719
Sezione 4	315	404	-131	-8
Sezione 5	550	695	-3329	-3064
Sezione 6	-761	-605	1543	1756
Sezione 7	-497	-394	4656	5711
Sezione 8	-244	-192	6372	8027
Sezione 9	0	0	6931	8781
FASE 2				
	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
	KN	KN	KN-m	KN-m
Sezione 1	-1326	103	-514	514
Sezione 2	-887	291	-1063	6123
Sezione 3	-427	628	-2806	7195
Sezione 4	-55	1114	-6155	4525
Sezione 5	374	1636	-10085	-533
Sezione 6	-1505	23	-3548	1520
Sezione 7	-1177	84	-2237	5890
Sezione 8	-831	185	-1956	9502
Sezione 9	-475	304	-1675	10891
FASE3				
	Vmin	Vmax	M3,min	M3,max
	KN	KN	KN-m	KN-m
Sezione 1	-122	-94	1127	1352
Sezione 2	-24	-21	1204	1471
Sezione 3	52	74	827	977
Sezione 4	124	172	-187	51
Sezione 5	197	270	-1852	-1291
Sezione 6	-277	-205	-77	13
Sezione 7	-184	-137	874	1197
Sezione 8	-92	-68	1355	1908
Sezione 9	0	0	1434	2078

Si riportano le sollecitazioni delle sezioni per le verifica a fatica:

FATICA				
	Vmin	Vmax	Mmin	Mmax
	KN	KN	KN-m	KN-m
Sezione 1	-517	44	0	0
Sezione 2	-356	96	-438	2388

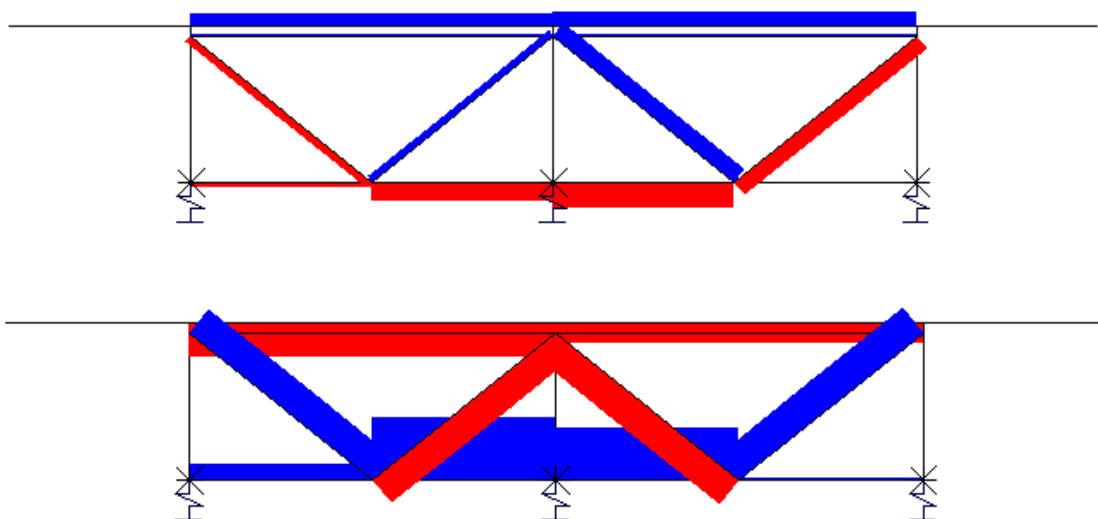
Sezione 3	-176	196	-1201	2859
Sezione 4	-19	375	-2292	1825
Sezione 5	114	587	-3510	-194
Sezione 6	-566	6	-1251	912
Sezione 7	-463	38	-856	2555
Sezione 8	-350	92	-691	3765
Sezione 9	-233	155	-525	4206

6.4.3. DIAFRAMMI METALLICI TRASVERSALI

Le azioni sollecitanti interne ai diaframmi trasversali di collegamento tra le travi principali sono stati determinati per mezzo dello studio della sezione trasversale sempre nelle 3 fasi sopra descritte. Nei modelli impiegati le travi principali sono state vincolate a terra mediante opportuni appoggi elastici al fine di schematizzare la rigidità delle stesse travi principali.

La tensione sollecitante totale ciascun piatto metallico costituente la trave è quindi determinata sommando i contributi relativi alle 3 fasi di calcolo combinandoli con lo stesso criterio adottato per le travi principali.

Si riportano i valori delle sollecitazioni massime dei traversi e delle diagonali e il diagramma delle azioni assiali per alcune condizioni di carico allo scopo di illustrare come lavorano i diaframmi:



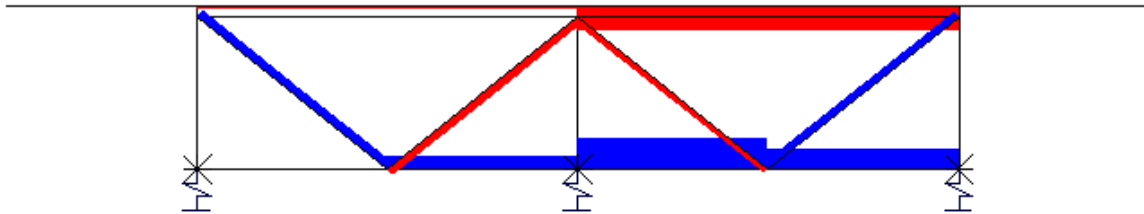


FIGURA 23 DIAGRAMMI AZIONE ASSIALE DEI DIAFRAMMI RETICOLARI

Il valore massimo delle sollecitazioni assiali dei diaframmi reticolari derivante dall'involuppo delle combinazioni allo stato limite ultimo sono:

$$N_{\text{traverso superiore}} = 464 \cdot kN$$

$$N_{\text{diagonali}} = 708 \cdot kN$$

$$N_{\text{traverso inferiore}} = 623 \cdot kN$$

6.4.4. SPALLE

Oltre ai carichi trasmessi dall'impalcato, le spalle risultano sollecitate orizzontalmente sia dalla spinta del terreno che dai carichi presenti sul terreno stesso.

La spalla è composta da una platea di base 5.6 m x 25.3 m spessore 2 m sostenuta da 14 pali trivellati di diametro 120 cm..

La spalla deve resistere alle forze verticali dovute al peso del ponte e dei carichi sul suo impalcato oltre alle forze orizzontali dovute al sisma, al frenamento e all'accelerazione dei mezzi e al vento. Le sollecitazioni verticali e le spinte orizzontali parallele all'asse del ponte sono considerate per le verifiche di ribaltamento, le forze orizzontali ortogonali all'asse del ponte sono considerate per le verifiche alla traslazione che verranno esplicitate nel paragrafo dei pali. Si riportano le azioni considerate nelle verifiche sotto facendo riferimento allo schema seguente:

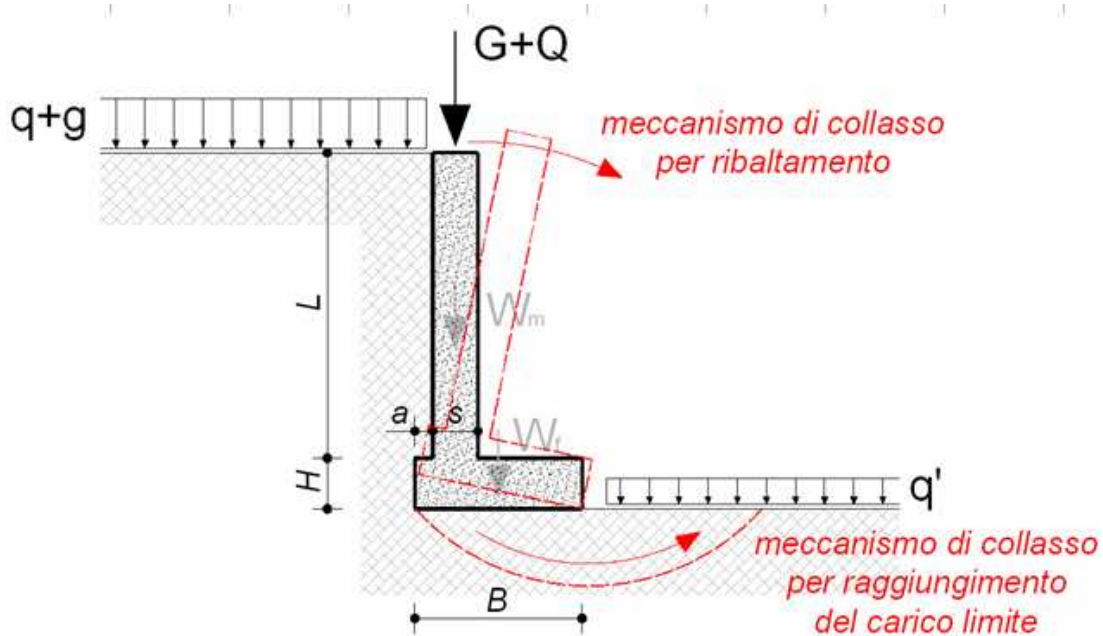


FIGURA 24 SCHEMA DELLE AZIONI

a_g	=	0.258	g
S	=	1.444	-
a_{max}	=	0.373	g
$Y_{terreno}$	=	19.5	kN/mc
$\varnothing A1$	=	38.0	°
$\varnothing A1$	=	0.663	rad
$\varnothing A2$	=	32.0	°
$\varnothing A2$	=	0.559	rad
$k_a A1$	=	0.238	-
$k_a A2$	=	0.307	-
$k_0 A1$	=	0.384	-
$k_0 A2$	=	0.470	-
g	=	7	kN/mq
q	=	30	kN/mq
Gmax	=	2520	kN
Qmax	=	4536	kN
Fh sisma ±	=	2742	kN
Fh fren ±	=	1244	kN

Le forze verticali derivano dai modelli di calcolo della struttura superiore del manufatto, le spinte orizzontali del sisma sono esplicitate nell'ultimo capitolo relativo al dimensionamento degli appoggi (le forze orizzontali del vento risultano meno gravose del sisma pertanto non sono riportate).

Per il calcolo delle spinta del terreno a tergo del muro si utilizza la formulazione di Monobe- Okabe la quale per il manufatto oggetto della presente relazione prevede un coefficiente di spinta attiva pari a:

$$k_a = 0.587$$

$$k_{a,progetto} = 0.616$$

Per quanto riguarda i parametri utilizzati in condizione sismica si precisa che l'influenza del coefficiente sismico verticale K_v sul valore finale della spinta orizzontale secondo la formulazione di Mononobe- Okabe è di modesta entità, in ragione di tale considerazione è stato considerato un unico coefficiente di spinta in condizioni sismica incrementato del 5% rispetto al caso $k_v=0$, mentre si considera K_v per quanto riguarda le azioni inerziali innescate dai pesi propri degli elementi.

Si calcola la forza inerziale orizzontale e verticale che si ha a tergo del muro dovuta al sisma come percentuale del peso del volume potenzialmente instabile che in questo caso si assume pari al cuneo in stato di equilibrio limite attivo. Le spinte del cuneo di terreno dietro al muro sono date da:

$$F_h = k_h \cdot W$$

$$F_v = k_v \cdot W$$

con

$$W = Vol \cdot \gamma = 4296 \cdot kN$$

$$k_h = \beta \cdot \frac{a_{max}}{g} = \beta \cdot \frac{S_s \cdot S_T \cdot a_g}{g} = 0.373$$

$$k_v = \pm 0.5 \cdot k_h$$

La spinta attiva del terreno per la combinazione M1 è data dall'espressione:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = \frac{1 - \text{sen} \cdot \phi}{1 + \text{sen} \cdot \phi} \cdot (z \cdot \gamma)$$

Con $\phi_{M1} = 38^\circ$ e con $\gamma = 19.5 \text{ kN/m}^3$:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = \frac{1 - \text{sen} \cdot \phi}{1 + \text{sen} \cdot \phi} \cdot (z \cdot \gamma) = \frac{1 - \text{sen} \cdot 38}{1 + \text{sen} \cdot 38} \cdot 19.5 \cdot \frac{kN}{m^3} \cdot z = 0.238 \cdot 19.5 \cdot \frac{kN}{m^3} \cdot z = 4.64 \cdot \frac{kN}{m^2} \cdot z$$

Questa forza agisce ad un terzo della profondità considerata.

La spinta attiva del terreno per la combinazione M2 è data dall'espressione:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = \frac{1 - \sin \cdot \phi}{1 + \sin \cdot \phi} \cdot (z \cdot \gamma)$$

Con $\phi_{M2} = 32^\circ$ e con $\gamma = 19.5 \text{ kN/m}^3$:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = \frac{1 - \sin \cdot \phi}{1 + \sin \cdot \phi} \cdot (z \cdot \gamma) = \frac{1 - \sin \cdot 32}{1 + \sin \cdot 32} \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 0.307 \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 5.99 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \cdot z$$

Questa forza agisce ad un terzo della profondità considerata.

La spinta a riposo del terreno per la combinazione M1 è data dall'espressione:

$$\sigma_{H,a} = k_0 \cdot \sigma_v = 1 - \sin \cdot \phi \cdot (z \cdot \gamma)$$

Con $\phi_{M1} = 38^\circ$ e con $\gamma = 19.5 \text{ kN/m}^3$:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = 1 - \sin \cdot \phi \cdot (z \cdot \gamma) = 1 - \sin \cdot 38 \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 0.384 \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 7.49 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \cdot z$$

Questa forza agisce ad un terzo della profondità considerata.

La spinta a riposo del terreno per la combinazione M2 è data dall'espressione:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = 1 - \sin \cdot \phi \cdot (z \cdot \gamma)$$

Con $\phi_{M2} = 32^\circ$ e con $\gamma = 19.5 \text{ kN/m}^3$:

$$\sigma_{H,a} = k_a \cdot \sigma_v = 1 - \sin \cdot \phi \cdot (z \cdot \gamma) = 1 - \sin \cdot 32 \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 0.470 \cdot 19.5 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^3} \cdot z = 9.17 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}^2} \cdot z$$

Questa forza agisce ad un terzo della profondità considerata.

Il permanente portato g e i variabili q sul piano campagna producono una forza orizzontale su una striscia di un metro di muro pari a:

Combinazione M1 – spinta attiva:

$$g_{muro} = k_a \cdot g = 0.238 \cdot 7 \cdot \frac{kN}{m^2} = 1.67 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

$$q_{muro} = k_a \cdot q = 0.238 \cdot 30 \cdot \frac{kN}{m^2} = 7.14 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Combinazione M1 – spinta a riposo

$$g_{muro} = k_a \cdot g = 0.384 \cdot 7 \cdot \frac{kN}{m^2} = 2.69 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

$$q_{muro} = k_a \cdot q = 0.384 \cdot 30 \cdot \frac{kN}{m^2} = 11.52 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Queste due forze agiscono a metà della profondità considerata.

Combinazione M2 – spinta attiva:

$$g_{muro} = k_a \cdot g = 0.283 \cdot 7 \cdot \frac{kN}{m^2} = 1.98 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

$$q_{muro} = k_a \cdot q = 0.283 \cdot 30 \cdot \frac{kN}{m^2} = 8.49 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Combinazione M2 – spinta a riposo:

$$g_{muro} = k_a \cdot g = 0.470 \cdot 7 \cdot \frac{kN}{m^2} = 3.29 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

$$q_{muro} = k_a \cdot q = 0.470 \cdot 30 \cdot \frac{kN}{m^2} = 14.10 \cdot \frac{kN}{m^2}$$

Queste due forze agiscono a metà della profondità considerata.

Si assume la spinta attiva o a riposo nel caso in cui le pressioni generino un momento ribaltante concorde o discorde alle forze derivanti dall'impalcato.

Si riportano ora gli stati di sollecitazione considerati per le verifiche:

SLU - Statico		
A1 - Nmax	N = 29854	kN
	M = 20029	kNm
	V = 7093	kN
A1 - Nmin	N = 15222	kN
	M = 3281	kNm
	V = 4027	kN
A2 - Nmax	N = 23945	kN
	M = 19968	kNm
	V = 7037	kN
A2 - Nmin	N = 15222	kN
	M = 4603	kNm
	V = 3788	kN
SLU - Sisma		
	N = 15222	kN
	Mneg = -8140	kNm
	V = 2742	kN
	N = 15222	kN
	Mpos = 28626	kNm
	V = 11454	kN

La spalla appoggia su 8 pali di diametro 1.2 m e profondi 38 m disposti su due file da 4 distanti tra loro 3 diametri longitudinalmente e circa 3.5 diametri trasversalmente. Si riportano le sollecitazioni assiali massime per le sei combinazioni riportate sopra:

A1 - Nmax:

$$N_{sd} = 2927 \cdot kN$$

$$V_{sd} = 506.6 \cdot kN$$

A1 - Nmin:

Caso non significativo, sforzi minori del caso precedente.

A2 - Nmax:

$$N_{sd} = 2503 \cdot kN$$

$$V_{sd} = 502.7 \cdot kN$$

A2 - Nmin:

Caso non significativo, sforzi minori del caso precedente.

Sisma - Mneg:

$$N_{sd} = 764 \cdot kN \text{ per 7 pali}$$

$$N_{sd} = 1410 \cdot kN \text{ per 7 pali}$$

$$V_{sd} = 195.9 \cdot kN$$

Sisma - Mpos:

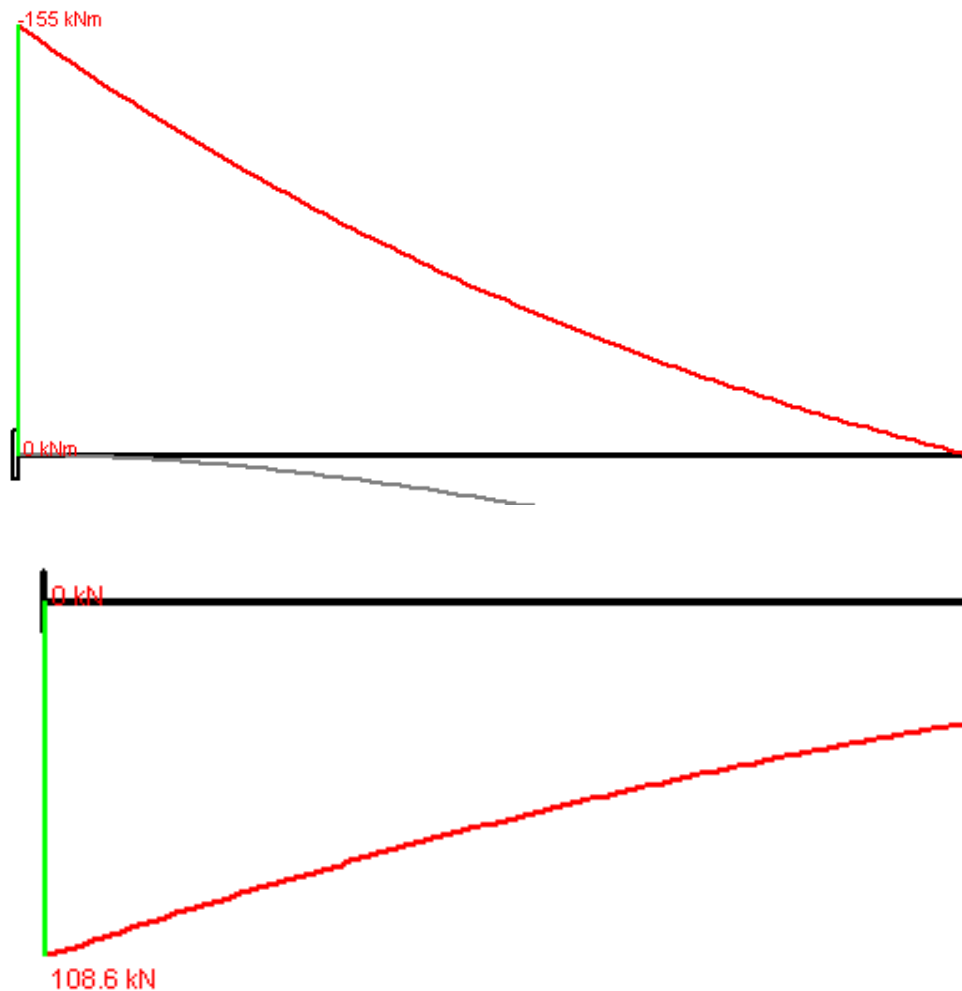
$$N_{sd} = -49 \cdot kN \text{ per 7 pali}$$

$$N_{sd} = 2223 \cdot kN \text{ per 7 pali}$$

$$V_{sd} = 818.1 \cdot kN$$

6.4.5. PARAGHIAIA

Sopra le zattere delle spalle si trova un muro paraghiaia alto mediamente 2.25 m e spesso 60 cm. Si riporta il diagramma del momento e del taglio sollecitanti allo stato limite ultimo calcolati con i valori di pressione del terreno a tergo indicati nel capitolo precedente:



6.4.6. PILE

Le forze verticali riportate successivamente derivano dai modelli di calcolo della struttura superiore del manufatto, le spinte orizzontali del sisma sono esplicitate nell'ultimo capitolo relativo al dimensionamento degli appoggi (le forze orizzontali del vento risultano meno gravose del sisma pertanto non sono riportate).

Le pile sono soggette alle seguenti sollecitazioni:

A1 - Nmax:

$$N_{Sd} = 45729 \cdot kN$$

$$M_{Sd,long} = 1300 \cdot kNm$$

$$M_{Sd,trasv} = 2600 \cdot kNm$$

$$V_{Sd,long} = 500 \cdot kN$$

$$V_{Sd,trasv} = 1000 \cdot kN$$

A1 - Nmin:

Caso non significativo, sforzi minori del caso precedente.

A2 - Nmax:

$$N_{Sd} = 37770 \cdot kN$$

$$M_{Sd,long} = 1300 \cdot kNm$$

$$M_{Sd,trasv} = 2600 \cdot kNm$$

$$V_{Sd,long} = 500 \cdot kN$$

$$V_{Sd,trasv} = 1000 \cdot kN$$

A2 - Nmin:

Caso non significativo, sforzi minori del caso precedente.

Sisma base pila

$$N_{Sd} = 17036 \cdot kN$$

$$V_{Sd,trasv} = 1426 \cdot kN$$

$$M_{Sd,trasv} = 8838 \cdot kNm$$

$$V_{Sd,long} = 4753 \cdot kN$$

$$M_{Sd,long} = 29460 \cdot kNm$$

Sisma base zattera

$$N_{Sd} = 24460 \cdot kN$$

$$V_{Sd,trasv} = 2278 \cdot kN$$

$$M_{Sd,trasv} = 12542 \cdot kNm$$

$$V_{Sd,long} = 7594 \cdot kN$$

$$M_{Sd,long} = 41807 \cdot kNm$$

Si riporta la sollecitazione su ciascuno dei 16 pali da 1.2 m di diametro e 42 m di lunghezza:

A1 - Nmax:

$$N_{Sd} = 2934 \cdot kN$$

$$V_{Sd} = 70 \cdot kN$$

A2 - Nmax:

$$N_{sd} = 2436 \cdot kN$$

$$V_{sd} = 70 \cdot kN$$

Sisma

$$N_{sd} = 3137 \cdot kN \text{ di compressione massima}$$

$$N_{sd} = -56 \cdot kN \text{ di trazione massima}$$

$$V_{sd} = 496 \cdot kN$$

6.5. DIMENSIONAMENTO DEGLI ELEMENTI

L'analisi strutturale dell'opera è stata eseguita considerando tre distinte fasi di vita del ponte a partire dal getto della soletta dell'impalcato:

- FASE 0 – la struttura portante dell'impalcato è rappresentata dalle sole membrature metalliche, il getto fresco della soletta rappresenta un carico;
- FASE 1 – la struttura portante è rappresentata sia dalle membrature metalliche che dalla soletta collaborante, si considerano tutti i carichi variabili di breve durata;
- FASE 2 – si considerano gli effetti a lungo termine a causa della viscosità e del ritiro del calcestruzzo della soletta collaborante, si considerano tutti i carichi di lunga durata.

Le azioni sollecitanti totali e le relative verifiche verranno condotte considerando i contributi delle tre fasi.

6.5.1. SOLETTA DELL'IMPALCATO

Si verifica di seguito la resistenza della soletta confrontando le azioni sollecitanti con quelle resistenti in termini di momento flettente e di taglio nelle sezioni significative che sono la mezzeria della soletta tra una trave metallica e l'altra e la base dello sbalzo in prossimità della trave laterale.

Si riportano i valori dell'involuppo delle sollecitazioni:

$$M_{Sd,trasv}^{-} = 95 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,trasv}^{+} = 84.5 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,long}^{-} = 20 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$M_{Sd,long}^{+} = 45.5 \cdot \frac{kNm}{m}$$

$$V_{Sd,trasv} = 178 \cdot \frac{kN}{m}$$

$$V_{Sd,long} = 78 \cdot \frac{kN}{m}$$

Verifiche a flessione all'attacco dello sbalzo:

La soletta considerata nel calcolo della resistenza è spessa 28 cm (lastra predalle da 9 cm più getto integrativo di 19 cm); è stato trascurato lo strato superiore della soletta gettato per dare la pendenza necessaria all'impalcato.

L'armatura all'attacco dello sbalzo è costituita da:

Armatura trasversale: barre superiori 3ø20/m compresi nei tralicci delle lastre

barre superiori 5ø16/m

barre inferiori 6ø20/m comprese nei tralicci delle lastre

barre diagonali dei tralicci 6 file ø12/20

Armature longitudinale: barre superiori 5ø14/m

barre inferiori 5ø16/m

Si riporta il dominio di resistenza all'attacco dello sbalzo delle sezioni trasversali e longitudinali:

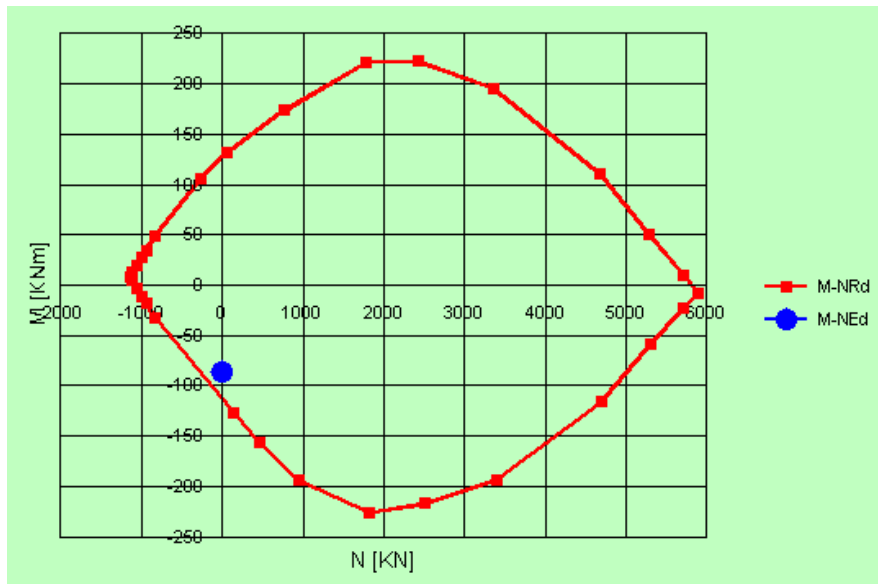


FIGURA 25 DOMINIO RESISTENTE SEZIONE TRASVERSALE ATTACCO DELLO SBALZO

$$M_{Sd,transv}^- < M_{Rd,transv}^- = -129.3 \cdot \frac{kNm}{m}$$

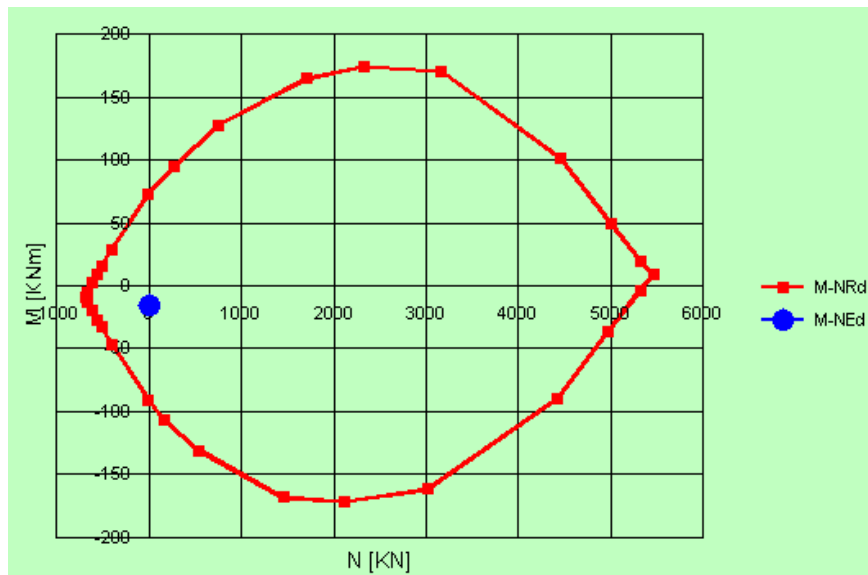


FIGURA 26 DOMINIO RESISTENTE SEZIONE LONGITUDINALE ATTACCO DELLA SBALZO

$$M_{Sd,long}^- < M_{Rd,long}^- = 91.35 \cdot \frac{kNm}{m}$$

Verifiche a flessione tra le travi metalliche:

La soletta considerata nel calcolo della resistenza è spessa 28 cm (lastra predalle da 9 cm più getto integrativo di 19 cm); è stato trascurato lo strato superiore della soletta gettato per dare la pendenza necessaria all'impalcato.

L'armatura della soletta in campata tra una trave e l'altra è costituita da:

Armatura trasversale: barre superiori 3 \varnothing 20/m compresi nei tralicci delle lastre
barre superiori 5 \varnothing 16/m
barre inferiori 6 \varnothing 20/m comprese nei tralicci delle lastre
barre diagonali dei tralicci 6 file \varnothing 12/20

Armature longitudinale: barre superiori 5 \varnothing 14/m

barre inferiori 5 \varnothing 16/m

Si riporta il dominio di resistenza tra le travi delle sezioni trasversali e longitudinali:

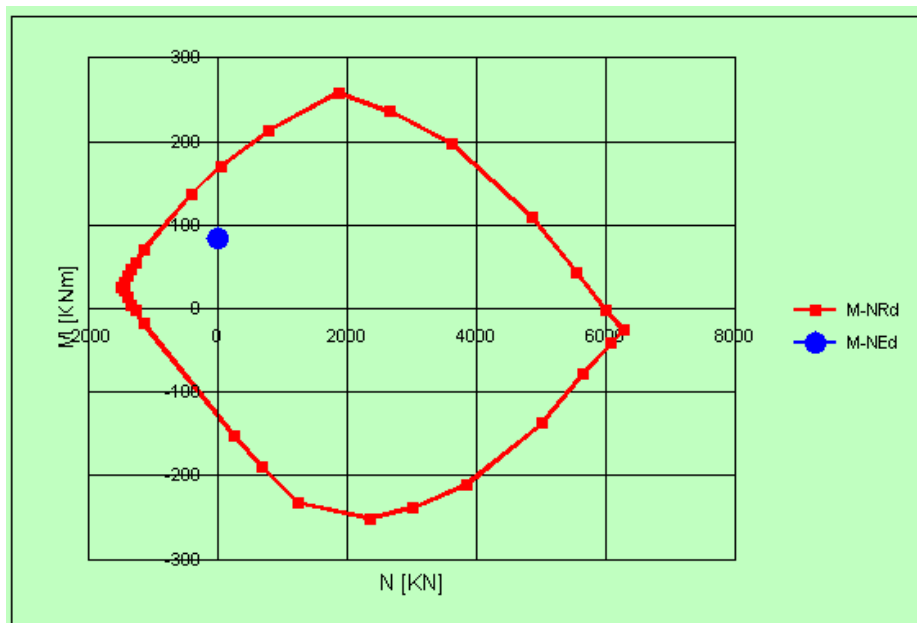


FIGURA 27 DOMINIO RESISTENTE SEZIONE TRASVERSALE CAMAPATA SOLETTA

$$M_{Sd,transv}^+ < M_{Rd,transv}^+ = 167.9 \cdot \frac{kNm}{m}$$

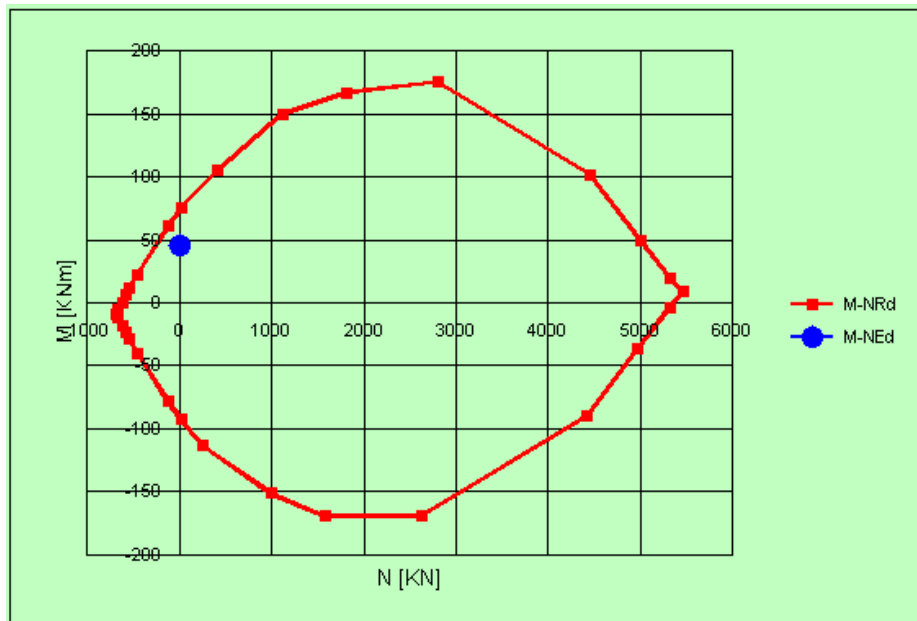


FIGURA 28 DOMINIO RESISTENTE SEZIONE LONGITUDINALE CAMAPATA SOLETTA

$$M_{Sd,long}^+ < M_{Rd,long}^+ = 73.94 \cdot \frac{kNm}{m}$$

Verifiche a taglio trasversale:

Per la verifica del taglio si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni armate con armature trasversali date dalle diagonali del traliccio, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

$$\begin{aligned} A_{sw} &= 3917.8 \text{ mm}^2/\text{m} \\ \rho_w &= 0.00392 \text{ -} \\ A_{sw \text{ min}} &= 1500.0 \text{ mm}^2/\text{m} \\ \rho_{w \text{ min}} &= 0.0015 \text{ -} \\ \text{inclinazione bielle } \Theta &= 22 \text{ }^\circ \\ \tan \Theta &= 0.404 \text{ -} \end{aligned}$$

$$\cot \Theta = 2.475 \quad -$$

$$\cot \alpha = 0.58$$

$$V_{rsd} = 505.39 \quad \text{kN}$$

$$V_{rsc} = 559.25 \quad \text{kN}$$

$$V_{rd} = \mathbf{505.39} \quad \text{kN}$$

$$V_{Rd,trasv} = 505.39 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Verifiche a taglio longitudinale

Per la verifica del taglio longitudinale si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni prive di armature trasversali, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

$$k = 2.000$$

$$\sigma = 0 \quad \text{Mpa}$$

$$k_1 = 0.15 \quad -$$

$$v_{min} = 0.560 \quad \text{Mpa}$$

$$V_{rd,min} = 89.60 \quad \text{kN}$$

$$V_{rd} = \mathbf{104.42} \quad \text{kN}$$

$$V_{Rd,trasv} = 104.4 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Verifiche a fessurazione

Verifiche sezione in campata tra le travi metalliche – combinazione frequente

Si riportano le verifiche di fessurazione allo stato limite di esercizio per la combinazione frequente in cui la soletta è sollecitata trasversalmente da un momento di $M_{sd,trasv} = 45 \text{ kNm}$ e longitudinalmente da un momento di $M_{sd,long} = 23.6 \text{ kNm}$.

Verifica della fessurazione in senso longitudinale:

Il momento di prima fessurazione vale 56.51 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso longitudinale.

Verifica della fessurazione in senso trasversale

Il momento di prima fessurazione vale 66.23 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso trasversale.

Verifiche sezione in campata tra le travi metalliche – combinazione quasi permanente

Si riportano le verifiche di fessurazione allo stato limite di esercizio per la combinazione quasi permanente in cui la soletta è sollecitata trasversalmente da un momento di circa 8 kNm/m e longitudinalmente da un momento di 7 kNm/m

Verifica della fessurazione in senso longitudinale:

Il momento di prima fessurazione vale 56.51 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso longitudinale.

Verifica della fessurazione in senso trasversale

Il momento di prima fessurazione vale 66.23 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso trasversale.

Verifiche sezione all'attacco dello sbalzo – combinazione frequente

Si riportano le verifiche di fessurazione allo stato limite di esercizio per la combinazione frequente in cui la soletta all'attacco dello sbalzo è sollecitata trasversalmente da un momento di 55.9 kNm/m e longitudinalmente da un momento di 10.4 kNm/m.

Verifica della fessurazione in senso longitudinale:

Il momento di prima fessurazione vale 56.51 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso longitudinale.

Verifica della fessurazione in senso trasversale

Il momento di prima fessurazione vale 64.27 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso trasversale.

Verifiche sezione all'attacco dello sbalzo – quasi permanente

Si riportano le verifiche di fessurazione allo stato limite di esercizio per la combinazione quasi permanente in cui la soletta all'attacco dello sbalzo è sollecitata trasversalmente da un momento di 22.2 kNm/m e longitudinalmente da un momento di 5 kNm/m

Verifica della fessurazione in senso longitudinale:

Il momento di prima fessurazione vale 56.51 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso longitudinale.

Verifica della fessurazione in senso trasversale

Il momento di prima fessurazione vale 64.27 kNm pertanto non si hanno fessurazioni in senso trasversale.

L'incidenza delle armature presenti nel getto è di 150 Kg/mc.

6.5.2. TRAVI METALLICHE PRINCIPALI

Le verifiche di resistenza delle travi principali si sviluppano in termini di tensioni nei singoli piatti. Nel calcolo della resistenza flessionale sono state considerate le proprietà elastiche della sezione completa o efficace in base alla classe di appartenenza.

Si riporta la tabella con le caratteristiche geometriche delle sezioni considerate:

<i>Campata laterale</i>		B o H	Sp	Aeff
		[mm]	[mm]	[mm ²]
Sez. 1	Piatto inferiore	850	40	34 000
	Piatto superiore	700	25	14 988
	Anima	1435	15	21 525
	Soletta	2500	280	700 000
Sez. 2	Piatto inferiore	850	40	34 000
	Piatto superiore	700	25	14 988
	Anima	1575	15	23 625
	Soletta	4625	280	1 295 000
Sez. 3	Piatto inferiore	850	40	34 000

	Piatto superiore	700	25	15 113
	Anima	1855	20	37 100
	Soletta	4625	280	1 295 000
Sez. 4	Piatto inferiore	850	40	34 000
	Piatto superiore	700	25	14 988
	Anima	2150	15	32 250
	Soletta	3750	280	1 050 000
Sez. 5	Piatto inferiore	900	40	36 000
	Piatto superiore	700	40	28 000
	Anima	2520	15	37 800
	Soletta	3750	280	1 050 000
Campata centrale		B o H	Sp	Aeff
		[mm]	[mm]	[mm²]
Sez. 6	Piatto inferiore	900	40	36 000
	Piatto superiore	700	35	24 500
	Anima	2100	15	31 500
	Soletta	3500	280	980 000
Sez. 7	Piatto inferiore	900	57	51 300
	Piatto superiore	700	35	24 500
	Anima	1720	20	34 400
	Soletta	4625	280	1 295 000
Sez. 8	Piatto inferiore	900	57	51 300
	Piatto superiore	700	35	24 500
	Anima	1500	20	30 000
	Soletta	4625	280	1 295 000
Sez. 9	Piatto inferiore	900	65	58 500
	Piatto superiore	700	35	24 500
	Anima	1420	20	28 400
	Soletta	4625	280	1 295 000

Il ponte viene suddiviso in 9 conci caratterizzati dallo stesso spessore dei piatti delle ali e dell'anima, i primi due conci costituiscono i tre quarti della campata laterale, il terzo concio è all'appoggio sulla pila mentre il quarto e il quinto realizzano la prima metà della campata centrale, i 4 conci rimanenti sono simmetrici ai primi 4. Gli spessori utilizzati nella verifica delle sezioni sono dati dagli spessori previsti per ciascun concio, nella prossima tabella si riporta le sezioni corrispondenti a ciascun concio con i relative spessori:

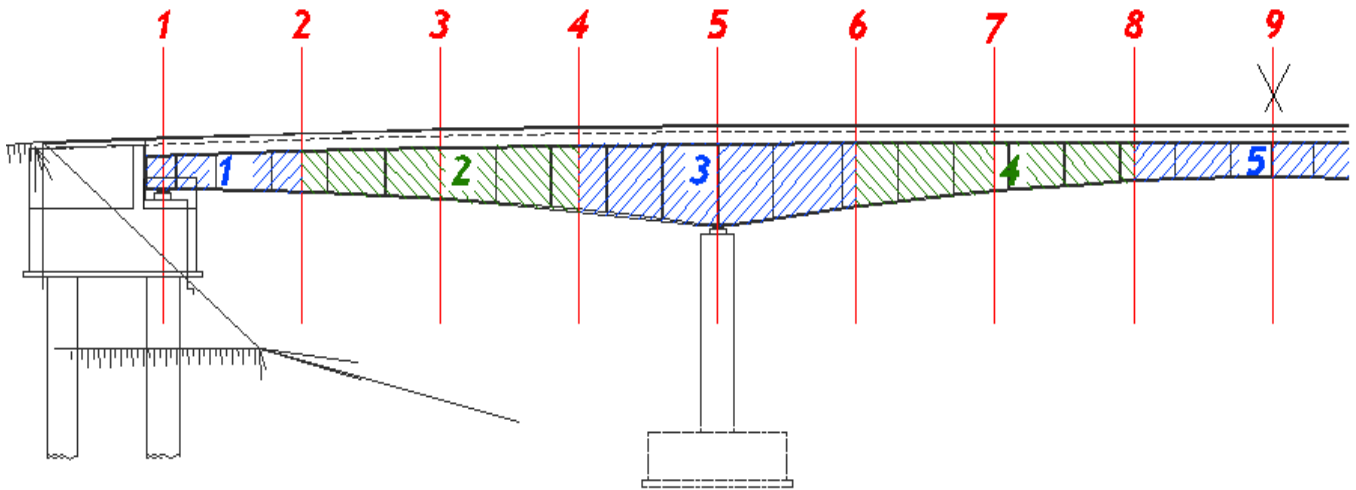


FIGURA 29 SUDDIVISIONE DELLE TRAVI IN CONCI

Concio	Sezioni relative
Primo concio	1 e 2
Secondo concio	2, 3 e 4
Terzo concio	4, 5 e 6
Quarto concio	6, 7 e 8
Quinto concio	8 e 9

	Sp ala sup	B ala sup	Sp ala inf	B ala inf	Sp anima
Primo concio	25	700	40	850	15
Secondo concio	25	700	40	850	20
Terzo concio	40	700	40	900	15
Quarto concio	35	700	57	900	20
Quinto concio	35	700	65	900	20

Con queste caratteristiche sono state calcolate le tensioni per ciascuna fase e vengono riportate di seguito per il minimo e il massimo valore delle sollecitazioni che derivano dall'involuppo delle combinazioni:

Sollecitazioni MINIME:

Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$
Mmin	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	0	0
Sezione 2	26	43
Sezione 3	22	33
Sezione 4	-2	-3
Sezione 5	-32	-38
Sezione 6	19	24



Sezione 7	52	83
Sezione 8	82	134
Sezione 9	86	153

FASE 2				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$
Mmin	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	-8	-2	0	-1
Sezione 2	-14	-2	0	-1
Sezione 3	-42	-64	0	0
Sezione 4	-81	-128	0	0
Sezione 5	-98	-114	0	0
Sezione 6	-43	-55	0	0
Sezione 7	-19	-4	-1	-1
Sezione 8	-19	-3	-1	-1
Sezione 9	-15	-3	0	-1

FASE 3				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$
Mmin	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	18	13	1	1
Sezione 2	17	8	0	1
Sezione 3	-42	-64	0	0
Sezione 4	-81	-128	0	0
Sezione 5	-98	-114	0	0
Sezione 6	-43	-55	0	0
Sezione 7	8	5	0	0
Sezione 8	14	9	0	1
Sezione 9	14	10	0	1

TENSIONI TOTALI ACCIAIO E VERIFICA				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{rd,acc}$	Verifica
Mmin	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	10	12	338.1	Verificato
Sezione 2	28	49	338.1	Verificato
Sezione 3	-62	-95	338.1	Verificato
Sezione 4	-163	-258	338.1	Verificato
Sezione 5	-228	-266	338.1	Verificato
Sezione 6	-67	-86	338.1	Verificato
Sezione 7	41	84	338.1	Verificato
Sezione 8	77	139	338.1	Verificato
Sezione 9	84	160	338.1	Verificato

TENSIONI TOTALI CLS E VERIFICA				
Tensioni	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$	$\sigma_{cd,cls}$	Verifica
Mmin	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	0	0	15.9	Verificato
Sezione 2	0	0	15.9	Verificato
Sezione 3	0	0	15.9	Verificato
Sezione 4	0	0	15.9	Verificato
Sezione 5	0	0	15.9	Verificato
Sezione 6	0	0	15.9	Verificato
Sezione 7	0	-1	15.9	Verificato
Sezione 8	0	-1	15.9	Verificato
Sezione 9	0	0	15.9	Verificato

Sollecitazioni MASSIME:

FASE 1		
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$
Mmax	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	0	0
Sezione 2	32	53
Sezione 3	26	39
Sezione 4	0	0
Sezione 5	-30	-35
Sezione 6	21	27
Sezione 7	64	102
Sezione 8	104	168
Sezione 9	108	194

FASE 1		
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$
Mmax	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	0	0
Sezione 2	26	39
Sezione 3	8	11
Sezione 4	-22	-29
Sezione 5	-60	-65
Sezione 6	-7	-8
Sezione 7	42	60
Sezione 8	83	121
Sezione 9	87	144

FASE 2				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	8	2	0	1
Sezione 2	83	9	1	4
Sezione 3	77	11	2	4
Sezione 4	44	8	1	2
Sezione 5	-5	-6	0	0
Sezione 6	15	3	0	1
Sezione 7	50	9	2	3
Sezione 8	92	16	3	6
Sezione 9	100	19	3	7

FASE 3				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]
Sezione 1	22	16	1	1
Sezione 2	21	10	0	1
Sezione 3	11	6	0	0
Sezione 4	1	0	0	0
Sezione 5	-5	-6	0	0
Sezione 6	0	0	0	0
Sezione 7	11	7	0	0
Sezione 8	19	12	1	1
Sezione 9	20	14	1	1

TENSIONI TOTALI ACCIAIO E VERIFICA				
Tensioni	$\sigma_{acc,inf}$	$\sigma_{acc,sup}$	$\sigma_{rd,acc}$	Verifica
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	30	18	338.1	Verificato
Sezione 2	136	72	338.1	Verificato
Sezione 3	114	56	338.1	Verificato
Sezione 4	45	8	338.1	Verificato
Sezione 5	-40	-47	338.1	Verificato
Sezione 6	36	30	338.1	Verificato
Sezione 7	124	118	338.1	Verificato
Sezione 8	215	196	338.1	Verificato
Sezione 9	228	227	338.1	Verificato

TENSIONI TOTALI CLS E VERIFICA				
Tensioni	$\sigma_{cls,inf}$	$\sigma_{cls,sup}$	$\sigma_{cd,cls}$	Verifica
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	1	2	15.9	Verificato

Sezione 2	2	5	15.9	Verificato
Sezione 3	2	4	15.9	Verificato
Sezione 4	1	2	15.9	Verificato
Sezione 5	0	0	15.9	Verificato
Sezione 6	0	1	15.9	Verificato
Sezione 7	2	4	15.9	Verificato
Sezione 8	3	7	15.9	Verificato
Sezione 9	4	8	15.9	Verificato

Si riportano le tensioni dovute all'azione di taglio calcolata avendo attribuito all'anima metallica la somma dei tagli calcolati nelle tre fasi:

Tensioni	$\tau_{\min,acc}$	$\tau_{\max,acc}$	$\tau_{rd,acc}$	Verifica
Vmin -Vmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	-85.8	-14.5	195.2	Verificato
Sezione 2	-44.5	6.4	195.2	Verificato
Sezione 3	-7.7	22.3	195.2	Verificato
Sezione 4	11.9	52.4	195.2	Verificato
Sezione 5	29.7	68.8	195.2	Verificato
Sezione 6	-80.7	-25.0	195.2	Verificato
Sezione 7	-54.0	-13.0	195.2	Verificato
Sezione 8	-38.9	-2.5	195.2	Verificato
Sezione 9	-16.7	10.7	195.2	Verificato

Le ali e le anime delle travi metalliche sono verificate a fatica. Il coefficiente di sicurezza impiegato per le verifiche a fatica considera che le conseguenze della rottura per fatica siano significative e che la struttura sia sensibile alla rottura per fatica pertanto si ha che:

$$\gamma_{Mf} = 1.35$$

Si riporta la tabella con il confronto delle tensioni calcolate per la combinazione di carico a fatica e la massima tensione compatibile con il dettaglio costruttivo impiegato.

FATICA					
Tensioni	$\Delta\sigma_{acc,inf}$	$\Delta\sigma_{acc,sup}$	Classe dettaglio	$\Delta\sigma_{dettaglio}$	Verifica
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]

Sezione 1	0	0	80	43.67	Verificato
Sezione 2	38	4	80	43.67	Verificato
Sezione 3	43	6	80	43.67	Verificato
Sezione 4	40	7	80	43.67	Verificato
Sezione 5	26	5	80	43.67	Verificato
Sezione 6	21	4	80	43.67	Verificato
Sezione 7	29	5	80	43.67	Verificato
Sezione 8	43	7	80	43.67	Verificato
Sezione 9	43	8	80	43.67	Verificato

FATICA				
Tensioni	$\Delta\tau_{acc}$	Classe dettaglio	$\Delta\tau_{maxo}$	Verifica
Mmax	[Mpa]	[Mpa]	[Mpa]	[-]
Sezione 1	26	100	35.19	Verificato
Sezione 2	19	100	35.19	Verificato
Sezione 3	10	100	35.19	Verificato
Sezione 4	12	100	35.19	Verificato
Sezione 5	13	100	35.19	Verificato
Sezione 6	18	100	35.19	Verificato
Sezione 7	15	100	35.19	Verificato
Sezione 8	15	100	35.19	Verificato
Sezione 9	14	100	35.19	Verificato

Le sezioni delle travi che costituiscono il ponte sono verificate.

6.5.3. DIAFRAMMI METALLICI TRASVERSALI

Le verifiche di resistenza degli elementi metallici costituenti i diaframmi trasversali si sviluppano di seguito confrontando le azioni sollecitanti con quelle resistenti. Si riporta una sintesi delle forze sollecitanti:

$$N_{traverso\ superiore} = 464 \cdot kN$$

$$N_{diagonali} = 708 \cdot kN$$

$$N_{traverso\ inferiore} = 623 \cdot kN$$

Il traverso superiore è realizzato con due profili UPN180 accoppiati, se ne riporta la verifica a trazione e a compressione:

$$N_{\text{traverso superiore}} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma} = 1893 \cdot \text{kN}$$

La resistenza nei confronti dell'instabilità vale:

2 UPN 180	Acciaio	S355 (Fe510)	f_y (N/mm ²)	355
$\gamma_{M1} = 1.1$	$\beta_A = 1.0$	$\varepsilon = 0.81$	$\lambda = 93.9$	$\varepsilon = 76.4$
Instabilità attorno all'asse				
			y - y	z - z
Snellezza	λ		50.36	98.4
Snellezza adimensionale	$\bar{\lambda} = \lambda / \lambda_1 \beta_A^{0.5}$		0.6592	1.288
Curva di instabilità			c	c
Coefficiente di imperfezione	α		0.49	0.49
$\phi = 0.5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2)^2 + \bar{\lambda}]$			0.8297	1.596
$\chi = 1 / [\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{0.5}]$			0.7498	0.3939
$N_{b,Rd} = \chi \beta_A A f_y / \gamma_{M1}$	(kN)		1355.069	711.95

Il traverso inferiore è realizzato con due profili UPN140 accoppiati, se ne riporta la verifica a trazione :

$$N_{\text{traverso inferiore}} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma} = 1379 \cdot \text{kN}$$

Le diagonali sono realizzate con due profili UPN180 accoppiati, se ne riporta la verifica a trazione e a compressione:

$$N_{\text{diagonali}} = \frac{A \cdot f_y}{\gamma} = 2529 \cdot \text{kN}$$

La resistenza nei confronti dell'instabilità vale:

2 UPN 180	Acciaio	S355 (Fe510)	f_y (N/mm ²)	355
$\gamma_{M1} = 1.1$	$\beta_A = 1.0$	$\varepsilon = 0.81$	$\lambda = 93.9$	$\varepsilon = 76.4$
Instabilità attorno all'asse				
		$y-y$	$z-z$	
Snellezza	λ	45.32	88.56	
Snellezza adimensionale	$\bar{\lambda} = \lambda / \lambda_1 \beta_A^{0.5}$	0.5933	1.1592	
Curva di instabilità		c	c	
Coefficiente di imperfezione	α	0.49	0.49	
$\phi = 0.5 [1 + \alpha(\bar{\lambda} - 0.2)^2 + \bar{\lambda}]$		0.7723	1.4068	
$\chi = 1 / [\phi + (\phi^2 - \bar{\lambda}^2)^{0.5}]$		0.7894	0.4537	
$N_{b,Rd} = \chi \beta_A A f_y / \gamma_{M1}$ (kN)		1426.618	819.986	

6.5.4. SPALLE

L'equilibrio rotazionale e la traslazione della spalla è garantito dalla portata dei pali di fondazione che lavorano assialmente e a taglio e flessione. Le sollecitazioni sui pali riportate nei capitoli precedenti sono ora verificate secondo due tipi di approccio:

Approccio 1 per le combinazioni statiche:

- Combinazione 1 (A1+M1+R1)
- Combinazione 2 (A2+M1+R2)

Approccio 2 per la combinazione sismica

- (A1+M1+R3)

Verifiche geotecniche:

La capacità portante dei pali trivellati è determinata sulla base delle indicazioni contenute nella relazione geotecnica di relativa all'opera in oggetto (vedi elaborato 0478_PD_0_S06_SCV07_0_GT_RB_01).

Tutti i valori di portata dei pali tengono conto della resistenza flessionale dei pali calcolata considerando una armatura verticale di 40 barre $\varnothing 30$ e una armatura a taglio realizzata con spirale di diametro $\varnothing 12$ e passo 15 cm (in seguito si riportano le verifiche di resistenza del palo).

Combinazione slu A1+M1+R1

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo combinate secondo (A1+M1+R1) la compressione massima dei pali vale 2927 kN e i pali sono soggetti ad una azione tagliante massima di 506.6 kN ciascuno.

La resistenza a compressione per pali di diametro 1.2 m e di lunghezza 42 m per la combinazione (A1+M1+R1) per palo singolo vale circa 5850 kN, riducendo la resistenza con un fattore 0.7 per considerare l'effetto della presenza di altri pali posizionati ad una distanza inferiore agli 8 diametri si ha una resistenza pari a 4095 kN.

La portata laterale di ciascun palo è funzione della resistenza a flessione del palo stesso. Il palo soggetto ad un taglio di 506.6 kN ha una resistenza a pressoflessione pari a:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 2927 \cdot kN) = 4893 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 1201 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali.

Combinazione slu A2+M1+R2

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo combinate secondo (A2+M1+R2) la compressione massima dei pali vale 2503 kN e i pali sono soggetti ad una azione tagliante massima di 502.7 kN ciascuno.

La resistenza a compressione per pali di diametro 1.2 m e di lunghezza 42 m per la combinazione (A2+M1+R2) per palo singolo vale circa 3900 kN, riducendo la resistenza con un fattore 0.7 per considerare l'effetto della presenza di altri pali posizionati ad una distanza inferiore agli 8 diametri si ha una resistenza pari a 2730 kN.

La portata laterale di ciascun palo è funzione della resistenza a flessione del palo stesso. Il palo soggetto ad un taglio di 502.6 kN ha una resistenza a pressoflessione pari a:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 2503 \cdot kN) = 4835 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 746 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali.

Combinazione slu sismica A1+M1+R3

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo per le azioni sismiche si ha per la combinazione che massimizza le sollecitazioni una trazione di 49 kN su 7 pali e una compressione di 2223 kN su gli altri 7 pali e tutti sono soggetti ad un taglio di 818.1 kN. La resistenza a compressione e a trazione dei pali da 1.2 m di diametro e di 42 m di lunghezza valgono:

$$C_{Rd} = 3430 \cdot kN$$

$$T_{Rd} = 3185 \cdot kN$$

I valori riportati tengono già conto di una riduzione che considera l'effetto gruppo dei pali.

La resistenza a flessione dei pali vale:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 2223 \cdot kN) = 4792 \cdot kNm$$

$$M_{Rd}(N_{Sd} = -49 \cdot kN) = 4359 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 856 kN per i pali tesi con 49 kN e una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 912 kN per i pali compressi con 2223 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali; il tagli resistente complessivo minimo vale 11984 kN contro uno sollecitante di 11453 kN.

Verifiche di resistenza del palo:

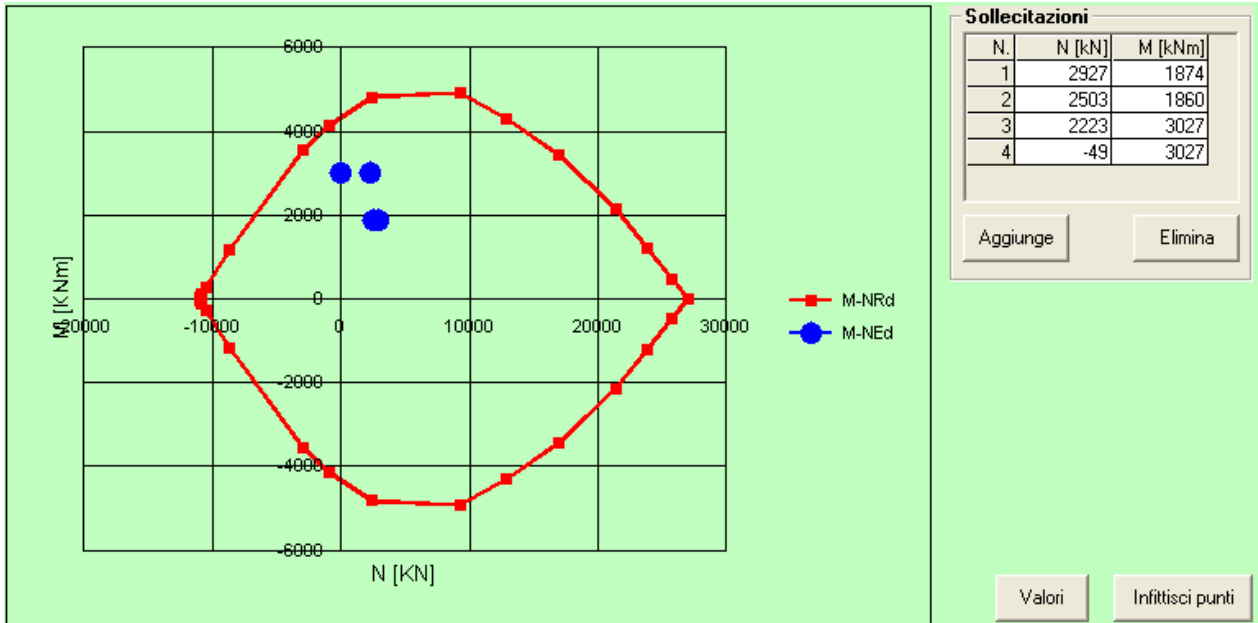
Per la verifica del taglio si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni armate con armature trasversali date dalle diagonali del traliccio, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

$$\begin{aligned}
 A_{sw} &= 1508.0 \quad \text{mm}^2/\text{m} \\
 \rho_w &= 0.00129 \quad - \\
 A_{sw \text{ min}} &= 1755.0 \quad \text{mm}^2/\text{m} \\
 \rho_{w \text{ min}} &= 0.0015 \quad - \\
 \text{inclinazione bielle } \Theta &= 22 \quad ^\circ \\
 \tan \Theta &= 0.404 \quad - \\
 \cot \Theta &= 2.475 \quad - \\
 \cot \alpha &= 0.00 \\
 V_{rsd} &= 906.96 \quad \text{kN} \\
 V_{rsc} &= 1787. \quad \text{kN} \\
 V_{rd} &= \mathbf{906.96} \quad \text{kN}
 \end{aligned}$$

$$V_{Rd, palo} = 907 \cdot \frac{\text{kN}}{\text{m}}$$

Il taglio resistente di ciascun palo vale 907 kN è

I pali sono soggetti ad un taglio massimo di 818.1 kN che provoca un momento flettente lungo il palo di 859 kNm ad una profondità di circa 8.5 m e 3027 kNm in sommità. La verifica di resistenza a pressoflessione condotta per valutare la portata laterale dei pali indica che la resistenza flessionale è maggiore di quella sollecitante dovuta alla azione orizzontale. Si riporta il dominio di resistenza a pressoflessione dei pali:



Verifiche di fessurazione del palo:

La fessurazione nei pali della spalla è controllata tramite il calcolo diretto. Nella combinazione più sfavorevole allo SLE la sollecitazione flessionale lungo il palo è di 406 kNm ad una profondità di 8.5 m e 1430 kNm in sommità contestualmente ad una azione assiale pari a 918 kN (combinazione rara).

Si riporta il calcolo diretto dell'ampiezza delle fessure (combinazione rara):

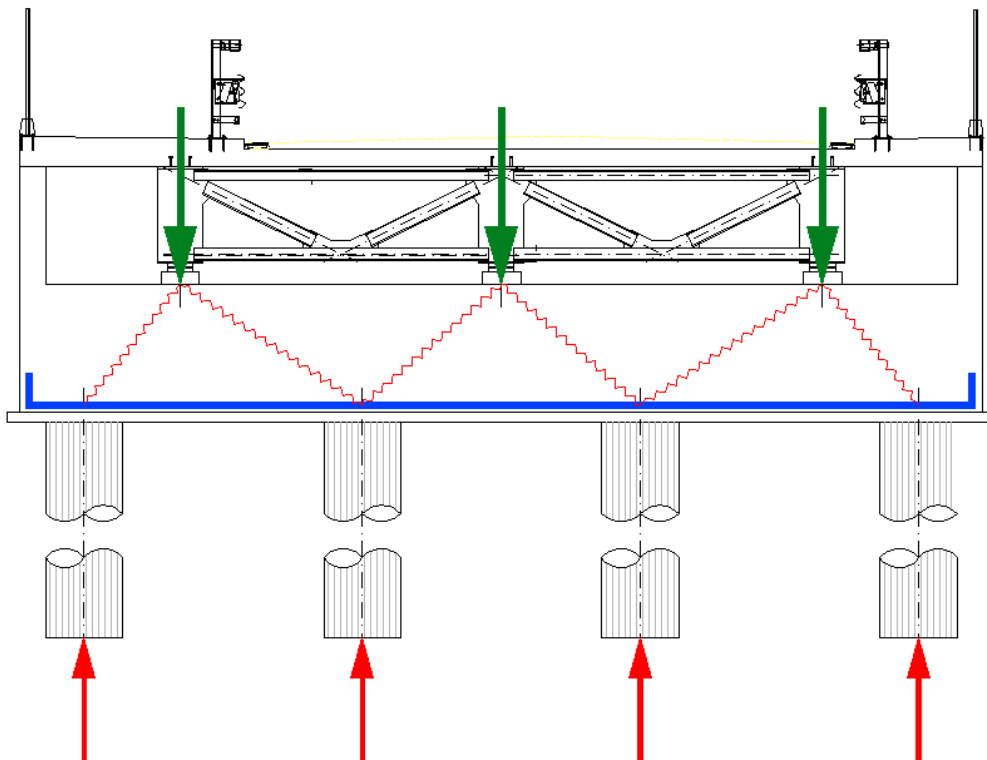
$k_{t=}$	0.6	
$h_{c,ef=}$	168.5	mm
$A_{c,eff=}$	181965	mmq
$\rho_{p,eff=}$	0.078	
$\alpha_{e=}$	6.452	
$(e_{sm}-e_{cm})=$	0.0004	
spaziatura orizzontale barre (baricentrico)	150	mm
limite normativo del campo	525	mm
per barre ad aderenza migliorata $k_1=$	0.8	
per flessione pura $k_2=$	0.5	
$k_3=$	3.4	
$k_4=$	0.425	
distanza massima tra le fessure $s_{r,max}=$	372	mm

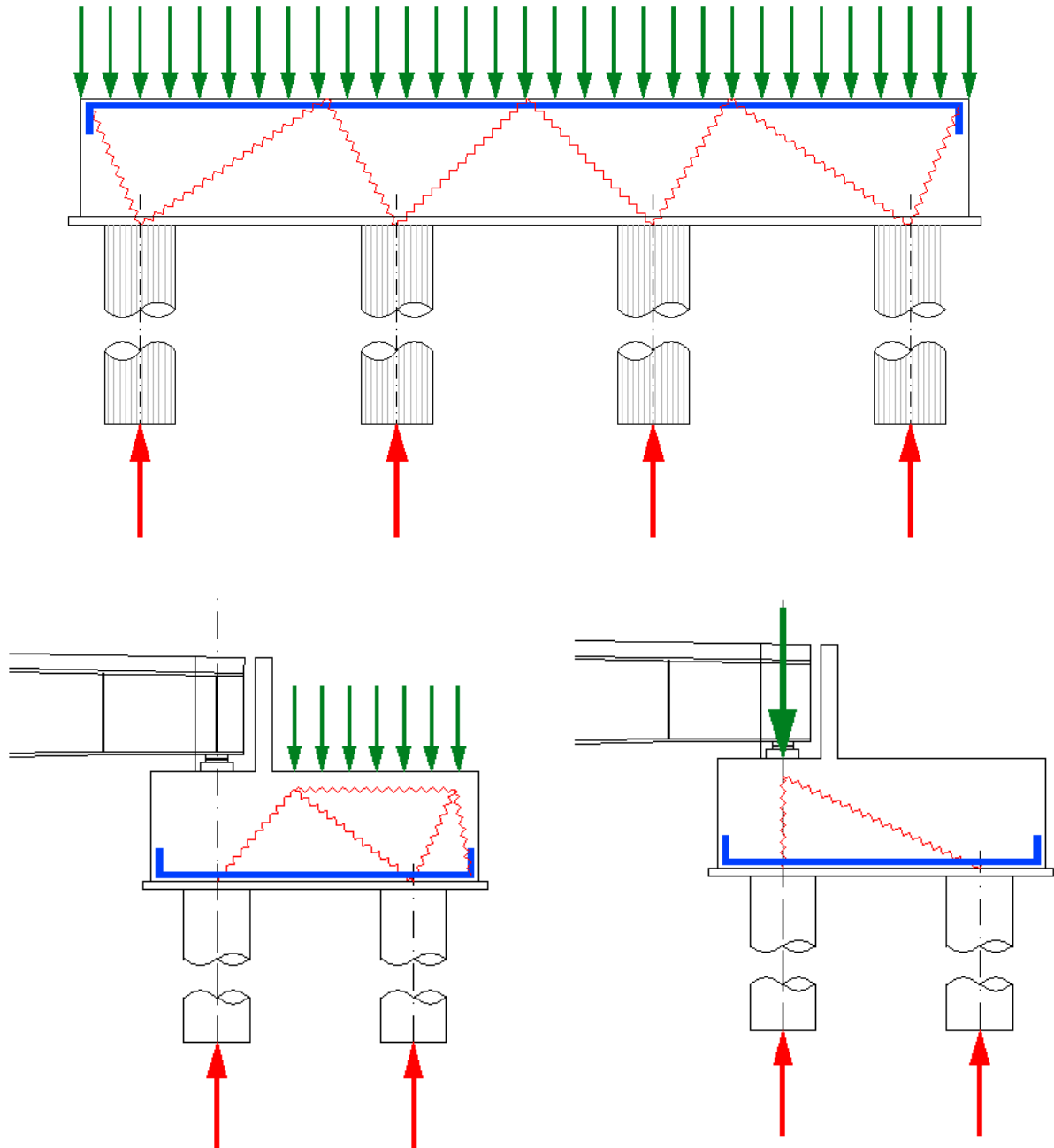
ampiezza caratteristica fessure $w_k = 0.151$ mm

ampiezza delle fessure $w_m = 0.257$ mm

Verifiche di resistenza e fessurazione della zattera della spalla:

Per trasferire il carico delle travi e del terreno ai pali, visto che la zattera della spalla è un elemento tozzo, si prevedono degli schemi a puntone-tirante come quelli illustrati in seguito:





Le armature trasversali sono progettate con i primi due schemi mentre quelle longitudinali secondo i secondi due.

Le barre trasversali superiori e inferiori sono di diametro 20 mm disposte con un passo di 20 cm e sono soggette allo stato limite ultimo ad una tensione massima di 153.2 MPa e allo stato limite di esercizio per la combinazione frequente ad una tensione massima di 121 MPa.

Le barre longitudinali superiori e inferiori sono di diametro 20 mm disposte con un passo di 20 cm e sono soggette allo stato limite ultimo ad una tensione massima di 70.3 MPa e allo stato limite di esercizio per la combinazione frequente ad una tensione massima di 55.1 MPa.

La tensione di snervamento delle barre vale:

$$f_{yd} = \frac{450 \cdot \frac{N}{mm^2}}{1.15} = 391 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

La fessurazione è controllata, tramite il metodo indiretto previsto al paragrafo C.4.1.2.2.4 della Circolare applicativa n 617 limitando le tensioni e verificando che ci sia un passo minimo delle barre.

La tensione nelle barre di diametro massimo 20 mm è inferiore a 160 MPa e il passo è 200 mm pertanto si può considerare verificato il controllo delle fessurazioni per la classe di esposizione della zattera della spalla.

Per presidiare la zona di introduzione della forza alla sommità dei pali si prevedono 10 cavallotti di diametro 16 mm alti 1.8 m disposti metà lungo la direzione trasversale e metà lungo la direzione longitudinale.

L'incidenza delle armature presenti nei pali è di 130 Kg/mc.

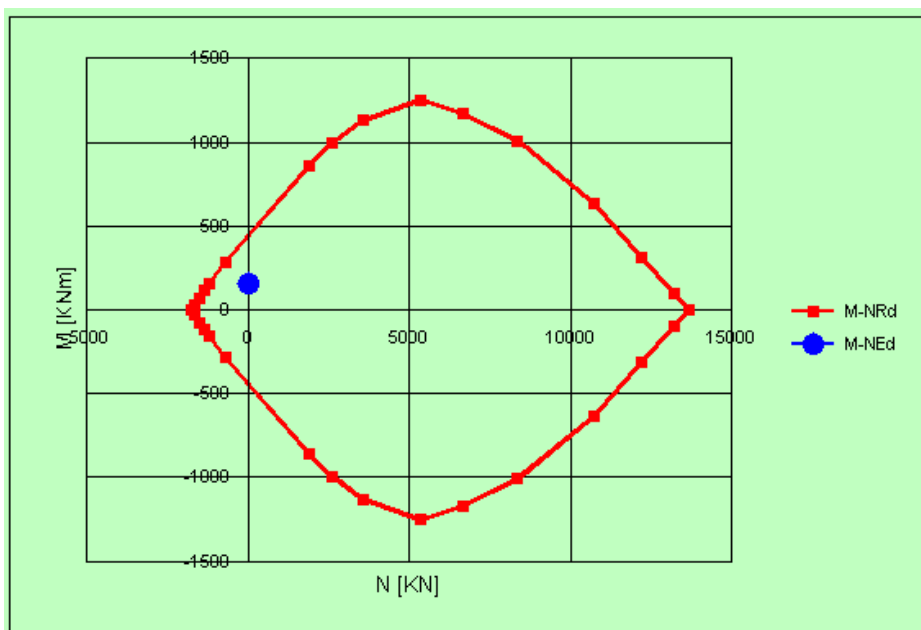
L'incidenza delle armature presenti nella zattera di fondazione è di 50 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nei ritegni è di 200 Kg/mc.

6.5.5. PARAGHIAIA

Verifiche di resistenza

Sopra le zattere delle spalle si trova un muro paraghiaia circa 2.25 m e spesso 60 cm sono soggetti allo stato limite ultimo ad un momento flettente di 155 kNm/m e ad un taglio 108.6 kN/m; si riporta la verifica a flessione e taglio per una sezione armata simmetricamente con barre verticali $\varnothing 24/20$ cm e barre orizzontali $\varnothing 12/20$ cm:



$$M_{Rd} = 446.5 \cdot kNm/m$$

Per la verifica del taglio si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni prive di armature trasversali specifiche per la resistenza al taglio, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

Per la verifica del taglio longitudinale si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni prive di armature trasversali, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

$$\begin{aligned}
 k &= 1.620 \\
 \sigma &= 0 \quad \text{Mpa} \\
 k_1 &= 0.15 \quad - \\
 v_{\min} &= 0.427 \quad \text{Mpa} \\
 V_{rd,\min} &= 222.05 \quad \text{kN} \\
 V_{rd} &= \mathbf{250.57} \quad \text{kN}
 \end{aligned}$$

$$V_{Rd} = 250.577 \cdot \frac{kN}{m}$$

Verifiche di fessurazione

Caratteristiche ideali (sezione interamente reagente)

area ideale	$A_i = 670\,745$	mm ²
momento statico ideale	$S_i = 2.006E+08$	mm ³
distanza lembo sup da baricentro	$y_c = 299$	mm
distanza lembo inf da baricentro	$y'_c = 301$	mm
distanza armatura inf da baricentro	$y_s = 221$	mm
distanza armatura sup da baricentro	$y'_s = 219$	mm
momento d'inerzia ideale	$J_i = 2.142E+10$	mm ⁴

Momento di prima fessurazione [EC1992-1-1:2005 (3.23)]

$$M = \mathbf{228.51} \quad \text{kNm}$$

Il momento di prima fessurazione è maggiore di quello sollecitante per la combinazione frequente ($M_{sle} = 115$ kNm) pertanto si considera soddisfatta la verifica a fessurazione.

L'incidenza delle armature presenti nelle elevazioni della spalla è di 80 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nella soletta di transizione presente a tergo del paraghiaia è di 70 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nella soletta per il marciapiede in sommità del paraghiaia è di 100 Kg/mc.

6.5.6. PILE

L'equilibrio rotazionale e la traslazione della spalla è garantito dalla portata dei pali di fondazione che lavorano assialmente e a taglio e flessione.

Verifiche geotecniche:

La capacità portante dei pali trivellati è determinata sulla base delle indicazioni contenute nella relazione geotecnica di relativa all'opera in oggetto (vedi elaborato 0478_PD_0_S06_SCV07_0_GT_RB_01).

Tutti i valori di portata dei pali tengono conto della resistenza flessionale dei pali calcolata considerando una armatura verticale di 40 barre $\varnothing 30$ e una armatura a taglio realizzata con spirale di diametro $\varnothing 12$ e passo 15 cm (in seguito si riportano le verifiche di resistenza del palo).

Combinazione slu A1+M1+R1

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo combinate secondo (A1+M1+R1) la compressione massima dei pali vale 2934 kN e i pali sono soggetti ad una azione tagliante massima di 70 kN ciascuno.

La resistenza a compressione per pali di diametro 1.2 m e di lunghezza 42 m per la combinazione (A1+M1+R1) per palo singolo vale circa 5850 kN, riducendo la resistenza con un fattore 0.7 per considerare l'effetto della presenza di altri pali posizionati ad una distanza inferiore agli 8 diametri si ha una resistenza pari a 4095 kN.

La portata laterale di ciascun palo è funzione della resistenza a flessione del palo stesso. Il palo soggetto ad un taglio di 112 kN ha una resistenza a pressoflessione pari a:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 2934 \cdot kN) = 4894 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 1202 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali.

Combinazione slu A2+M1+R2

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo combinate secondo (A2+M1+R2) la compressione massima dei pali vale 2436 kN e i pali sono soggetti ad una azione tagliante massima di 70 kN ciascuno.

La resistenza a compressione per pali di diametro 1.2 m e di lunghezza 42 m per la combinazione (A2+M1+R2) per palo singolo vale circa 3900 kN, riducendo la resistenza con un fattore 0.7 per considerare l'effetto della presenza di altri pali posizionati ad una distanza inferiore agli 8 diametri si ha una resistenza pari a 2730 kN.

La portata laterale di ciascun palo è funzione della resistenza a flessione del palo stesso. Il palo soggetto ad un taglio di 70 kN ha una resistenza a pressoflessione pari a:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 2436 \cdot kN) = 4825 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 744 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali.

Combinazione slu sismica A1+M1+R3

Nelle combinazioni allo stato limite ultimo per le azioni sismiche si ha per la combinazione che massimizza il momento una trazione massima di 56 kN e una compressione massima di 3137 kN. La resistenza a compressione e trazione dei pali da 1.2 m di diametro e di 42 m di lunghezza valgono:

$$C_{Rd} = 3430 \cdot kN$$

$$T_{Rd} = 3185 \cdot kN$$

I valori riportati tengono già conto di una riduzione che considera l'effetto gruppo dei pali.

La resistenza a flessione dei pali vale:

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 56 \cdot kN) = 4358 \cdot kNm$$

$$M_{Rd}(N_{Sd} = 3137 \cdot kN) = 4916 \cdot kNm$$

Con questo momento resistente si ha una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 856 kN per i pali tesi con 56 kN e una resistenza nei confronti dell'azione di taglio pari a 928 kN per i pali compressi con 3137 kN tenendo anche conto della penalizzazione per l'effetto gruppo dei pali; il taglio resistente complessivo minimo vale 13696 kN contro uno sollecitante di 7936 kN.

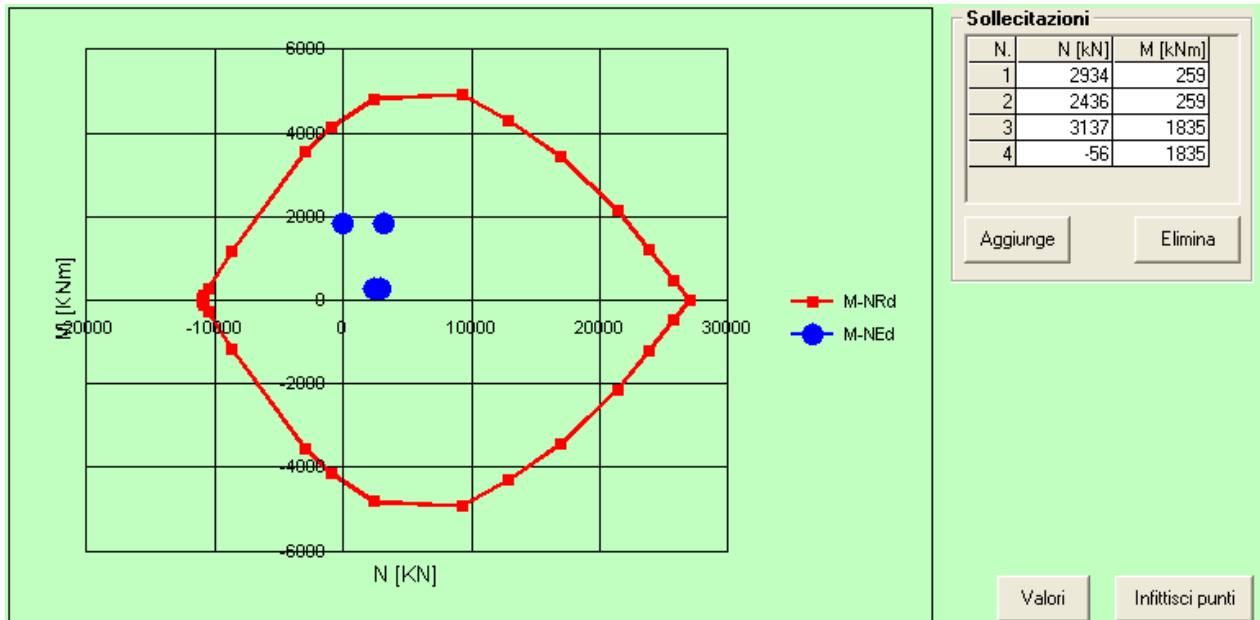
Verifiche di resistenza del palo:

Per la verifica del taglio si utilizza l'espressione indicata nel DM del 14-01-2008 per sezioni armate con armature trasversali date dalle diagonali del traliccio, si riporta una sintesi del calcolo del taglio resistente:

$$\begin{aligned}
 A_{sw} &= 1508.0 \quad \text{mm}^2/\text{m} \\
 \rho_w &= 0.00129 \quad - \\
 A_{sw \text{ min}} &= 1755.0 \quad \text{mm}^2/\text{m} \\
 \rho_w \text{ min} &= 0.0015 \quad - \\
 \text{inclinazione bielle } \Theta &= 22 \quad ^\circ \\
 \tan \Theta &= 0.404 \quad - \\
 \cot \Theta &= 2.475 \quad - \\
 \cot \alpha &= 0.00 \\
 V_{rsd} &= 906.96 \quad \text{kN} \\
 V_{rsc} &= 1787. \quad \text{kN} \\
 V_{rd} &= \mathbf{906.96} \quad \text{kN}
 \end{aligned}$$

$$V_{Rd, palo} = 907 \cdot \frac{kN}{m}$$

I pali sono soggetti ad un taglio massimo di 496 kN che provoca un momento flettente lungo il palo di 521 kNm ad una profondità di circa 8.5 m e 1835 kNm in sommità. La verifica di resistenza a pressoflessione condotta per valutare la portata laterale dei pali indica che la resistenza flessionale è maggiore di quella sollecitante dovuta alla azione orizzontale. Si riporta il dominio di resistenza a pressoflessione dei pali:



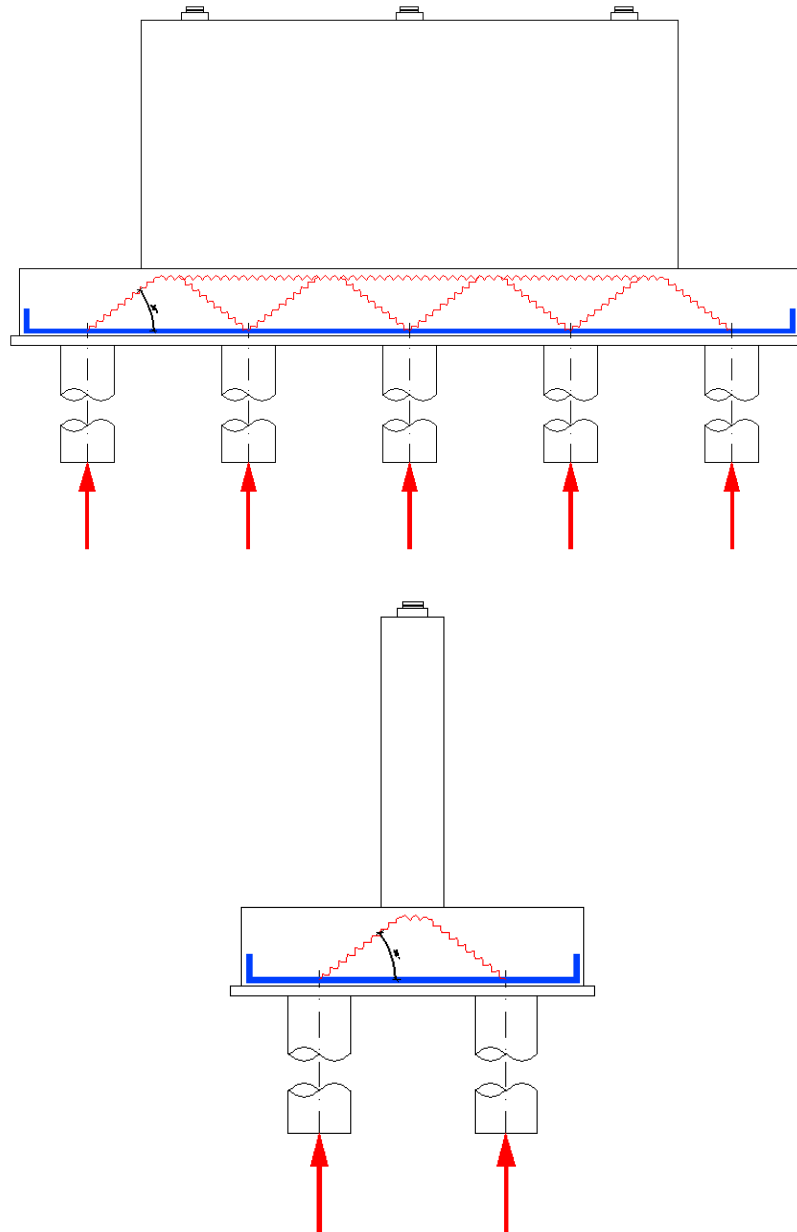
Verifiche di fessurazione del palo:

La fessurazione nei pali della spalla è controllata tramite il calcolo diretto. Nella combinazione più sfavorevole allo SLE la sollecitazione flessionale lungo il palo è di 25 kNm ad una profondità di circa 8.5 m e 78 kNm in sommità contestualmente ad una azione assiale pari a 1540 kN.

Il momento di prima fessurazione vale 665 kNm (calcolato trascurando a favore di sicurezza l'azione assiale) pertanto si considera soddisfatta la verifica a fessurazione.

Verifiche di resistenza e fessurazione della zattera della pila:

Per trasferire il carico delle travi e del terreno ai pali, visto che la zattera della pila è un elemento tozzo, si prevedono degli schemi a puntone-tirante come quelli illustrati in seguito:



Le armature trasversali sono progettate con il primo schema mentre quelle longitudinali con il secondo.

Le barre sia trasversali che longitudinali, superiori e inferiori, sono di diametro 20 mm disposte con un passo di 20 cm e sono soggette allo stato limite ultimo ad una tensione massima di 241.4 MPa e allo stato limite di esercizio per la combinazione frequente ad una tensione massima di 157.6 MPa.

La tensione di snervamento delle barre vale:

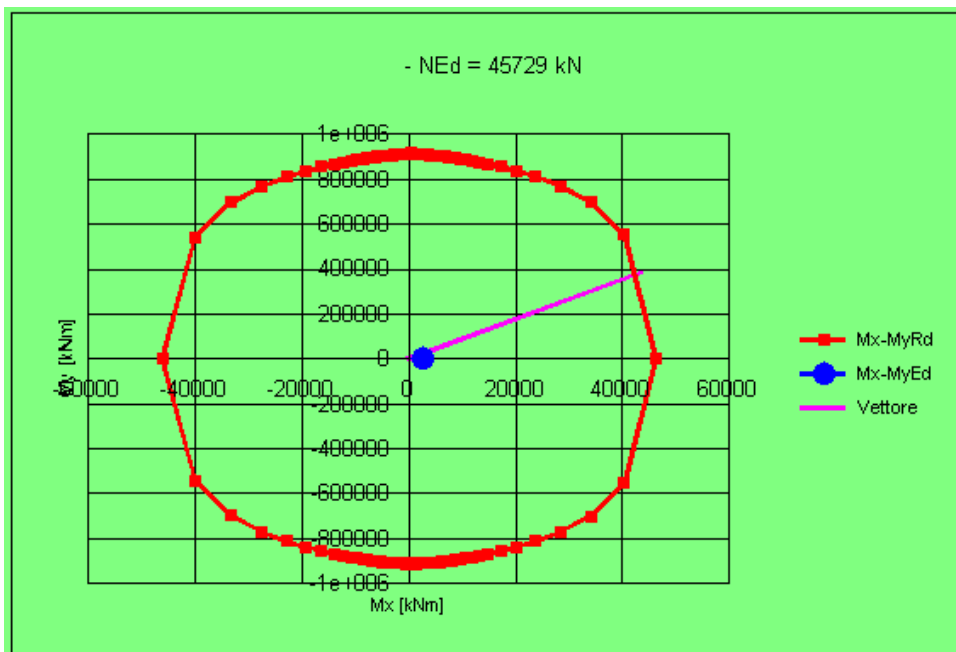
$$f_{yd} = \frac{450 \cdot \frac{N}{mm^2}}{1.15} = 391 \cdot \frac{N}{mm^2}$$

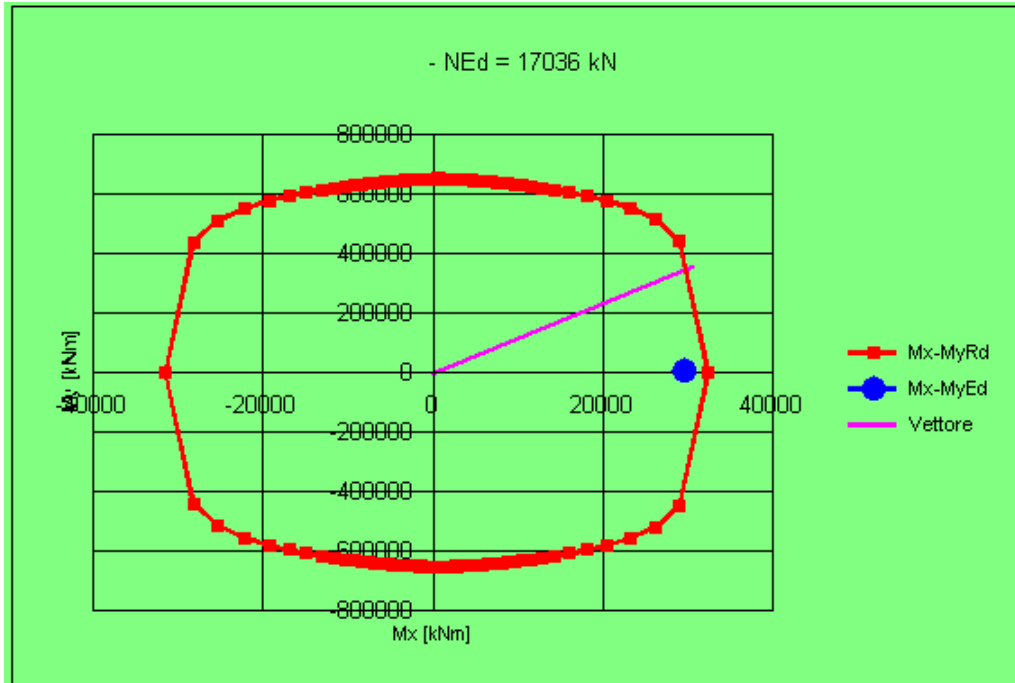
La fessurazione è controllata, tramite il metodo indiretto previsto al paragrafo C.4.1.2.2.4 della Circolare applicativa n 617 limitando le tensioni e verificando che ci sia un passo minimo delle barre.

La tensione nelle barre di diametro massimo 20 mm è inferiore a 160 MPa e il passo è 200 mm pertanto si può considerare verificato il controllo delle fessurazioni per la classe di esposizione della zattera della pila.

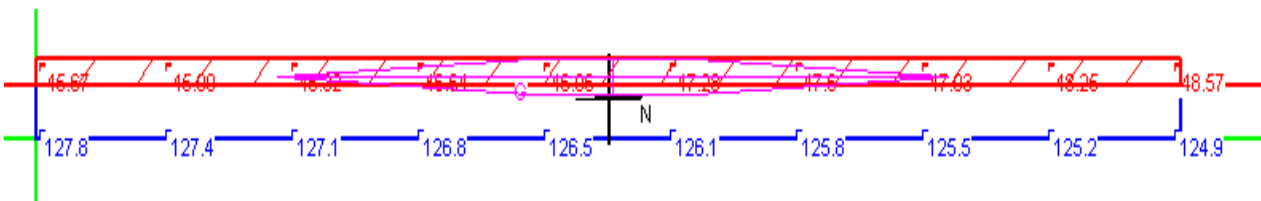
Per presidiare la zona di introduzione della forza alla sommità dei pali si prevedono 10 cavallotti di diametro 16 mm alti 1.8 m disposti metà lungo la direzione trasversale e metà lungo la direzione longitudinale.

L'elevazione della pila è realizzata con un setto spesso 1.2 m e largo 23.9 m armato con barre verticali 1ø24/20 cm sui due lati e barre orizzontali 1ø14/20 cm; si riporta il dominio di resistenza dell' elemento:





La fessurazione è controllata, tramite il metodo indiretto previsto al paragrafo C.4.1.2.2.4 della Circolare applicativa n 617 limitando le tensioni e verificando che ci sia un passo minimo delle barre.



La tensione nelle barre di diametro massimo 24 mm è inferiore a 160 MPa e il passo è 200 mm pertanto si può considerare verificato il controllo delle fessurazioni per la classe di esposizione dell'elevazione della pila.

L'incidenza delle armature presenti nei pali è di 130 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nella zattera di fondazione è di 65 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nelle elevazioni è di 70 Kg/mc.

L'incidenza delle armature presenti nei ritegni è di 200 Kg/mc.

6.5.7. VERIFICHE DI DEFORMABILITA'

Nelle combinazioni di carico allo stato limite di esercizio si verifica infine la deformata verticale del ponte. Nella prossima tabella si riporta il contributo dei diversi carichi per la deformata delle campate e la loro combinazione:

Condizione di	δ Campata	δ Campata
carico	laterale	centrale
[-]	[mm]	[mm]
P Prop	-0.6	8
env g1	7	89
env q	7.0	31.0
env Qi	9.6	29.0
DT	-0.4	2
env g2	7	24
SLE - frequente	23.2	156.4
$(L/\delta)_{frequente}$	1079	301
SLE - quasi perm	13.2	122
$(L/\delta)_{quasi permanente}$	1893.9	385.2

Il ponte è sufficientemente rigido in quanto lo spostamento verticale in mezzera delle due campate è inferiore a $L/300$ per la combinazione frequente e inferiore a $L/300$ per la combinazione quasi permanente.

6.5.8. APPARECCHI DI APPOGGIO

Si riportano di seguito le azioni verticali sollecitanti alla base degli apparecchi di appoggio divise nelle diverse combinazioni di carico per la trave A.

Nodo	Carico	Valore	R long	R trasv	R vert
[-]	[-]	[-]	KN	KN	KN
1	P Prop		0	0	42
1	g1		0	0	283
1	g2		0	0	91
1	env q	Max	0	0	324
1	env q	Min	0	0	127
1	env Qi	Max	0	0	618
1	env Qi	Min	0	0	-152
2	P Prop		0	0	41
2	g1		0	0	311
2	g2		0	0	101
2	env q	Max	0	0	322
2	env q	Min	0	0	150
2	env Qi	Max	0	0	619
2	env Qi	Min	0	0	-131
3	P Prop		0	0	41
3	g1		0	0	311
3	g2		0	0	101
3	env q	Max	0	0	322
3	env q	Min	0	0	-145
3	env Qi	Max	0	0	20
3	env Qi	Min	0	0	-123
4	P Prop		0	0	38
4	g1		0	0	283
4	g2		0	0	91



4	env q	Max	0	0	324
4	env q	Min	0	0	-163
4	env Qi	Max	0	0	24
4	env Qi	Min	0	0	-143
5	P Prop		0	0	341
5	g1		0	0	911
5	g2		0	0	463
5	env q	Max	0	0	1 229
5	env q	Min	0	0	374
5	env Qi	Max	0	0	681
5	env Qi	Min	0	0	46
6	P Prop		0	0	341
6	g1		0	0	911
6	g2		0	0	463
6	env q	Max	0	0	771
6	env q	Min	0	0	374
6	env Qi	Max	0	0	453
6	env Qi	Min	0	0	-61
7	P Prop		0	0	2 939
7	g1		0	0	2 029
7	g2		0	0	39
7	env q	Max	0	0	285
7	env q	Min	0	0	94
7	env Qi	Max	0	0	323
7	env Qi	Min	0	0	140
8	P Prop		0	0	619
8	g1		0	0	-141
8	g2		0	0	39
8	env q	Max	0	0	285
8	env q	Min	0	0	94
8	env Qi	Max	0	0	323
8	env Qi	Min	0	0	-154
9	P Prop		0	0	21
9	g1		0	0	-131

9	g2		0	0	343
9	env q	Max	0	0	937
9	env q	Min	0	0	470
9	env Qi	Max	0	0	1 239
9	env Qi	Min	0	0	373
10	P Prop		0	0	686
10	g1		0	0	47
10	g2		0	0	343
10	env q	Max	0	0	937
10	env q	Min	0	0	470
10	env Qi	Max	0	0	779
10	env Qi	Min	0	0	373
13	P Prop		0	0	461
13	g1		0	0	-63
13	g2		0	0	438
13	env q	Max	0	0	939
13	env q	Min	0	0	473
13	env Qi	Max	0	0	1 255
13	env Qi	Min	0	0	373
14	P Prop		0	0	685
14	g1		0	0	50
14	g2		0	0	438
14	env q	Max	0	0	939
14	env q	Min	0	0	473
14	env Qi	Max	0	0	787
14	env Qi	Min	0	0	373

Le reazioni sono state riportate facendo riferimento ai nodi delle travi del manufatto nelle diverse fasi considerate e se ne riporta la descrizione:

Nodo 1: prima spalla della trave in fase 1

Nodo 2: prima spalla della trave in fase 2

Nodo 3: seconda spalla della trave in fase 2

Nodo 4: seconda spalla della trave in fase 1

Nodo 5: prima pila della trave in fase 2

Nodo 6: seconda pila della trave in fase 2

Nodo 7: prima spalla della trave in fase 3

Nodo 8: seconda spalla della trave in fase 3

Nodo 9: prima pila della trave in fase 3

Nodo 10: seconda spalla della trave in fase 3

Nodo 13: prima pila della trave in fase 1

Nodo 14: seconda pila della trave in fase 1

Si riporta una sintesi con il minimo e il massimo delle reazioni vincolari agli appoggi delle tre diverse travi metalliche (A, B e C):

Reazioni trave A

	SLE (comb. RARA)		SLU - A1		SLU - A2		SISMA	
	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN
SPALLE	1356	148	1831	54	1498	108	415	415
PILE	3757	1847	5072	1847	4426	1847	1847	1847

Reazioni trave B

	SLE (comb. RARA)		SLU - A1		SLU - A2		SISMA	
	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN
SPALLE	1118	120	1510	26	1227	80	391	391
PILE	3478	1658	4695	1658	4115	1658	1658	1658

Reazioni trave C

	SLE (comb. RARA)		SLU - A1		SLU - A2		SISMA	
	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN	MAX	MIN
SPALLE	1054	292	1422	235	1144	267	454	454
PILE	3271	2143	4416	2143	3666	2143	2143	2143

In caso di vento e sisma si hanno le seguenti sollecitazioni orizzontali massime sulle spalle e sulle pile:

Spalle:

Forza massima prima direzione: 2742 KN

Forza massima seconda direzione: 823 kN

Pile:

Forza massima prima direzione: 2612 KN

Forza massima seconda direzione: 784 kN

Si riporta una sintesi dei calcoli eseguiti per determinare le azioni orizzontali dovute al sisma (le forze orizzontali dovute al vento risultano essere meno gravose).

Forze su apparecchi di appoggio delle spalle e pile:

Lo spostamento massimo atteso allo stato limite di collasso è di 181 mm che sommato allo spostamento termico e allo spostamento per ritiro per la combinazione sismica da uno spostamento complessivo di 212 mm. Per avere uno spostamento tale in concomitanza di una forza verticale pari a 2143 kN si utilizza un dispositivo isolatore elastomerico tipo SI-N 650/153 capaci di uno spostamento laterale massimo di 300 mm, sia per le pile che per le spalle, di produzione della FIP, tuttavia sono impiegabili prodotti equivalenti. Questo dispositivo è in grado di resistere ad una forza verticale massima allo stato limite ultimo pari a 10310 kN pertanto soddisfa anche questa condizione dato che si ha una compressione massima di 5072 kN.

Forze su spalle e pile:

Lo spostamento massimo atteso allo stato limite di vita per il periodo del ponte è di 175 mm che sommato allo spostamento termico e a quello per ritiro per la combinazione sismica da uno spostamento complessivo di 206 mm.

La rigidità di ciascuno degli 12 dispositivi previsti per ogni impalcato è pari a $K_e = 1.74$ kN/mm pertanto il periodo di oscillazione di ciascun impalcato:

$$T = 2 \cdot \pi \cdot \frac{\sqrt{M_{totale\ struttura}}}{\sqrt{n_{isolatori} \cdot K_e}} = 1.62 \cdot \text{sec}$$

Con questo periodo è stato verificato lo spostamento sismico atteso.

La forza sismica complessiva relativa a ciascun impalcato, corrispondente a questo periodo, per lo stato limite di vita vale 5222 kN.

La forza sismica viene distribuita proporzionalmente al numero degli smorzatori presenti sulle spalle e sulle pile incrementando, a favore di sicurezza, la forza sulle spalle in ragione di una maggior rigidità del complesso della spalla rispetto alla pila

Su ciascuna pila sono presenti 6 isolatori pertanto la forza che vi compete vale 2612 KN. Sulla spalla sono presenti altri 6 isolatori pertanto la forza che vi compete vale 27427 kN ottenuta incrementando, a favore di sicurezza, la forza dei dispositivi di appoggio in ragione di una maggior rigidità del complesso della spalla rispetto alla pila.

La forza sismica inerziale della zattera della spalla, della zattera della pila e della pila stessa vale:

$$E_{zattera\ spalla} = 2608 \cdot kN$$

$$E_{pila} = 2141 \cdot kN$$

$$E_{zattera\ pila} = 2841 \cdot kN$$

6.5.9. GIUNTI DI DILATAZIONE

Per "capacità di spostamento" dei giunti di dilatazione posti alle estremità dell'impalcato si intende la capacità di deformarsi in allungamento (dilatazione), di accorciarsi (contrazione) e di deformarsi trasversalmente (scorrimento). I giunti previsti garantiscono:

- capacità di spostamento, senza danneggiarsi, l'assorbimento degli spostamenti longitudinali e trasversali dovuti al normale esercizio dell'opera (SLE) per le variazioni termiche, l'azione di frenatura, l'azione del vento, le azioni dei carichi mobili e quelle dovute ai carichi permanenti portati;
- capacità di spostamento, senza danneggiarsi, l'assorbimento degli spostamenti longitudinali e trasversali dovuti allo Stato Limite di Danno (SLD) in condizione sismica, opportunamente combinati con quelli derivanti dalle variazioni termiche e dai carichi permanenti portati;

- la fruibilità del ponte in condizioni sismiche violente (SLC) opportunamente combinato con le variazioni termiche e i carichi permanenti, anche se irreversibilmente danneggiati in termini di capacità di spostamento;
- l'assenza di fenomeni longitudinali di martellamento per un sisma violento (SLC) opportunamente combinato con le variazioni termiche e i carichi permanenti.

Si prevede pertanto l'adozione di giunti di dilatazione che presentino le seguenti caratteristiche:

- Capacità di spostamento longitudinale: +/- 120 mm;
- Capacità di scorrimento trasversale: +/- 90 mm;
- Carrabilità per spostamenti longitudinali: +/- 212 mm;
- Carrabilità per scorrimenti trasversali: +/- 181 mm.

Il varco strutturale tra la testata della soletta e il muro frontale di spalla sarà non inferiore a 230 mm in modo tale da scongiurare fenomeni di martellamento in caso di sisma violento.

Il giunti di dilatazione previsto è tipo "GPE400" di produzione della FIP, tuttavia sono impiegabili prodotti equivalenti.