

COMMITTENTE:



ALTA SORVEGLIANZA:



INFRASTRUTTURE FERROVIARIE STRATEGICHE DEFINITE DALLA LEGGE OBIETTIVO N. 443/01

**LINEA A.V. /A.C. TORINO-VENEZIA Tratta VERONA-PADOVA
Lotto funzionale Verona-Bivio Vicenza**

PROGETTO ESECUTIVO

VIADOTTI E PONTI

VIADOTTO 'SU RIO GUA' AV/AC DAL Km 34+047,75 AL Km 34+125,75

GENERALE

Pendini: Relazione di calcolo

GENERAL CONTRACTOR					DIRETTORE LAVORI			SCALA :	
IL PROGETTISTA INTEGRATORE ing. Claudio DE GIUDICI iscritto all'ordine degli ingegneri di Udine n. 1875 Data:		Consorzio Iricav Due ing. Paolo CARMONA Data:							

COMMESSA	LOTTO	FASE	ENTE	TIPO DOC.	OPERA/DISCIPLINA	PROGR.	REV.	FOGLIO	
IN17	12	E	12	CL	V109B5	003	A		di

	VISTO CONSORZIO IRICAV DUE	
	Firma	Data
	ing. Alberto LEVRATO	

Progettazione :

Rev.	Descrizione	Redatto	Data	Verificato	Data	Approvato	Data	IL PROGETTISTA
A	EMISSIONE	A. Sganga	Febbraio 2023	M. Vaccarezza	Febbraio 2023	P. Maestrelli	Febbraio 2023	Paolo Maestrelli Data: Febbraio 2023
B								
C								

CIG. 8377957CD1	CUP: J41E9100000009	File: IN1712E12CLV109B5003A.DWG
		Cod. origine: CODICE



Progetto cofinanziato dalla Unione Europea

CONSORZIO IRICAV DUE

FERROVIE DELLO STATO S.p.A

LINEA AV/AC TORINO – VENEZIA Tratta VERONA – PADOVA
Lotto funzionale Verona – Bivio Vicenza

**VIADOTTO SU RIO GUA' LINEA STORICA DAL km 183+802,653
AL km 183+880,878**

pendini - ancoraggi

Ing. Marcello Merlino

Ordine degli Ingegneri

della Provincia di Firenze



Rev.	Date	Written	Checked	Content
a	25/ 11 / 22	M.D.	M.M.	Technical report
b	30/ 11 / 22	M.D.	M.M.	Revised
c	25/ 01 /23	M.D.	M.M.	Revised
d	03/02/2023	M.D.	M.M.	Revised

INDICE

1.	PREMESSA.....	3
2.	NORMATIVE DI RIFERIMENTO.....	4
3.	MATERIALI	5
4.	TENSIONI DI PROGETTO E VALORI LIMITE A FATICA PER FLESSIONE ALTERNATA	6
5.	DESCRIZIONE DEI PEZZI SOTTOPOSTI A VERIFICA.....	7
6.	ANALISI DEI CARICHI.....	11
6.1.	CONDIZIONE DI CARICO A SNODI INCASTRATI.....	11
6.2.	CONDIZIONE DI CARICO PER ROTTURA DI TRE PENDINI.....	12
6.3.	CONDIZIONE DI CARICO DI FATICA.....	13
7.	VALUTAZIONE DEL CONTRIBUTO DEI MOMENTI LONGITUDINALI E TRASVERSALI	15
8.	VALORE DI CALCOLO PER VERIFICHE DI RESISTENZA	16
9.	VALORI DI CALCOLO PER VERIFICHE DI FATICA.....	16
10.	VERIFICHE DI RESISTENZA.....	17
10.1.	VERIFICA DI RESISTENZA DELLE FORCELLE TERMINALE SUPERIORE.....	17
10.1.1.	DETERMINAZIONE DEI COEFFICIENTI DI INTAGLIO SU PIATTI FORATI.....	17
10.1.2.	VERIFICA SU ZONA PERNO SNODO SFERICO	18
10.1.3.	VERIFICA SU ZONA COPPIA DI PERNI.....	18
10.1.4.	VERIFICA DI INTAGLIO SECONDO MODELLAZIONE FEM	19
10.2.	VERIFICA DI RESISTENZA DELLE FORCELLE TERMINALE INFERIORE	20
10.1.	VERIFICA DI RESISTENZA DEI PERNI E MONOBLOCCHI.....	21
10.1.1.	VERIFICHE A RIFOLLAMENTO SU PERNO DA 180 MM.....	21
10.1.2.	VERIFICA PER CONTATTO LOCALE DEL PERNO DA 180 MM.....	21
10.1.3.	VERIFICHE A TRANCIAMENTO DEL PERNO DA 180 MM	22
10.1.4.	VERIFICHE A RIFOLLAMENTO SU COPPIA DI PERNI DA 100 MM.....	22
10.1.5.	VERIFICA PER CONTATTO LOCALE DELLA COPPIA DI PERNI DA 100 MM	23
10.1.6.	VERIFICHE A TRANCIAMENTO DELLA COPPIA DI PERNI DA 100 MM.....	23
10.2.	VERIFICA DI RESISTENZA DEL MONOBLOCCO CENTRALE.....	24
10.3.	VERIFICA DI RESISTENZA DELLA MADREVITE DEL MONOBLOCCO	29
10.4.	VERIFICA DI RESISTENZA DEL DADO	31
10.4.1.	VERIFICA DI RESISTENZA DEI FILETTI DEL DADO.....	31
10.4.2.	VERIFICA DI RESISTENZA A COMPRESSIONE DEL DADO	33
11.	VERIFICHE DI FATICA	34
	VERIFICHE A FATICA SECONDO RFI DTC SI PS MA IFS 001	35
	VERIFICHE A FATICA SECONDO UNI 7670.....	41
12.	DIMENSIONAMENTO DELLO SNODO SFERICO.....	47
13.	VERIFICA DI RESISTENZA DEGLI SPALLAMENTI DELLO SNODO SFERICO	48
14.	VERIFICA DELLA PIASTRA FRA SNODO SFERICO E ANIMA DEL PONTE.....	49

1. PREMESSA

Obbiettivo del presente report è quello di determinare una metodologia che permetta di condurre con sufficiente accuratezza le verifiche di resistenza e di fatica sui vari pezzi che compongono le sospensioni a pendino del viadotto su Rio Gua' , di cui vengono verificate le singole parti strutturali e nel dettaglio:

il singolo pendino risulta composto dalle seguenti parti strutturali:

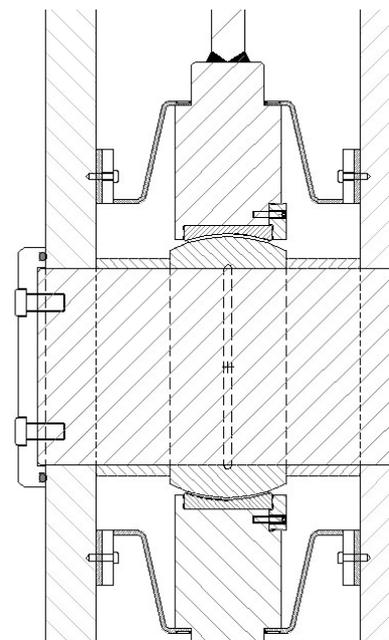
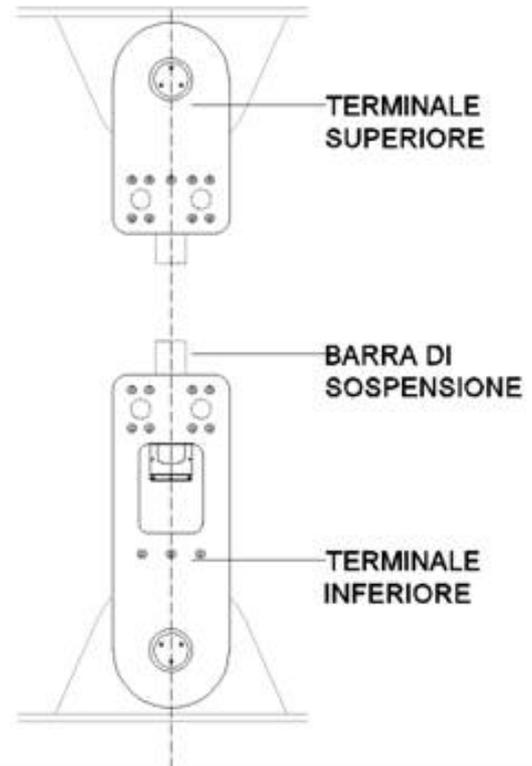
i terminali superiori e inferiori sono composti da un monoblocco centrale che ospita la barra ed i perni e due piatti esterni connessi mediante un perno a taglio allo snodo sferico e successivamente all'impalcato;

Gli snodi sferici sono inseriti in una sede ricavata da una lamiera di attacco all'impalcato con successiva chiusura da un singolo lato mediante una ghiera filettata e grani anti svitamento. Sono presenti tappi con guarnizione esterna avvitati ai perni di collegamento. La guarnizione risulta ermetica poiché a contrasto con le forcelle

Componentistica dello snodo

A destra lo snodo sferico in acciaio-teflon opportunamente protetto dalla corrosione , ulteriormente protetto da una guarnizione in gomma, è fissata alla piastra di attacco mediante una fascetta in acciaio inox che funge da guarnizione di tenuta.

La coppia di perni passanti nel monoblocco sono invece inseriti dentro a dei ribassi nelle forcelle che quindi fungono anche da protezione dagli agenti esterni.



2. NORMATIVE DI RIFERIMENTO

- D.M. Infrastrutture del 17.01.2018 – Aggiornamento delle Norme tecniche per le costruzioni.
- Circolare esplicativa del 21 gennaio 2019, n.7/C.S.LL.PP. - Istruzioni per l'applicazione dell'«Aggiornamento delle “Norme tecniche per le costruzioni”» di cui al decreto ministeriale del 17 gennaio 2018.
- RFI DTC SI PS MA IFS 001 E: *“MANUALE DI PROGETTAZIONE DELLE OPERE CIVILI PARTE II - SEZIONE 2 PONTI E STRUTTURE MANUALE PARTE II*
- RFI DTC INC PO SP IFS 005 A: *“SPECIFICA PER IL PROGETTO, LA PRODUZIONE, IL CONTROLLO DELLA PRODUZIONE E LA POSA IN OPERA DEI DISPOSITIVI DI VINCOLO E DEI COPRIGIUNTI DEGLI IMPALCATI FERROVIARI E DEI CAVALCAVIA “.*
- Norme CNR-10011/85 "Costruzioni in acciaio: istruzioni per il calcolo, l'esecuzione, il collaudo e la manutenzione"
- Norme CNR-10029/85 "Costruzioni in acciaio ad elevata resistenza: istruzioni per il calcolo, l'esecuzione, il collaudo e la manutenzione"
- Norme UNI 7670 "Meccanismi per apparecchi di sollevamento. Istruzioni per il calcolo"
- Istruzioni N. 44M

3. MATERIALI

Tutti i materiali utilizzati risultano ad alta resilienza. Di seguito i materiali e relative normative di riferimento.

acciai laminati - forcelle dei terminali , dado

S460 (norma di riferimento EN 10025-3:2019)

avente le seguenti caratteristiche:

- modulo elastico normale: $E = 206 \text{ KN/mm}^2$
- modulo elastico tangenziale: $G = 72 \text{ KN/mm}^2$
- resilienza: $KV > 27 \text{ J}$ alla temperatura -35°C
- tensione di rottura:
 - $f_t > 540 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 3a 100 mm
 - $f_t > 530 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 100 a 200 mm
 - $f_t > 530 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 200 a 250 mm
- tensione di snervamento:
 - $f_y > 430 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 40 a 63 mm
 - $f_y > 400 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 80 a 100 mm
 - $f_y > 370 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 150 a 200 mm
 - $f_y > 360 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 200 a 250 mm

acciai laminati - piastra di attacco, monoblocchi, contro dado

S355(norma di riferimento EN 10025)

avente le seguenti caratteristiche:

- modulo elastico normale: $E = 206 \text{ KN/mm}^2$
- modulo elastico tangenziale: $G = 72 \text{ KN/mm}^2$
- resilienza: $KV > 27 \text{ J}$ alla temperatura -35°C
- tensione di Rottura:
 - $f_t > 470 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 3a 100 mm
 - $f_t > 450 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 100 a 200 mm
 - $f_t > 450 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 200 a 250 mm
- tensione di snervamento:
 - $f_y > 335 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 40 a 63 mm
 - $f_y > 315 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 80 a 100 mm
 - $f_y > 285 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 150 a 200 mm
 - $f_y > 275 \text{ N/mm}^2$ per spessori da 200 a 250 mm

acciai ad alta resistenza – perni singoli e doppi, coperchi degli stessi.

X2CrNiMoCuN25-6-3 (norma di riferimento EN 10088-3)

avente le seguenti caratteristiche minime :

- modulo elastico normale: $E = 200 \text{ KN/mm}^2$
- modulo elastico tangenziale: $G = 72 \text{ KN/mm}^2$

- tensione di Rottura:
 - $f_t > 700 \text{ N/mm}^2$ per sp $>16/<40$ mm e diam $>16/<40$ mm
 - $f_t > 700 \text{ N/mm}^2$ per sp $>40/<63$ mm e diam $>40/<63$ mm
 - $f_t > 700 \text{ N/mm}^2$ per sp $>63/<160$ mm e diam $>63/<160$ mm
 - $f_t > 700 \text{ N/mm}^2$ per diam >160 mm

- tensione di snervamento:
 - $f_y > 500 \text{ N/mm}^2$ per sp $>16/<40$ mm e diam $>16/<40$ mm
 - $f_y > 500 \text{ N/mm}^2$ per sp $>40/<63$ mm e diam $>40/<63$ mm
 - $f_y > 500 \text{ N/mm}^2$ per sp $>63/<160$ mm e diam $>63/<160$ mm
 - $f_y > 500 \text{ N/mm}^2$ per diam >160 mm

acciai per viteria (norma di riferimento UNI 3740)

Le viti sono realizzate in classe 10.9 zincate e deidrogenate con le seguenti caratteristiche meccaniche

- tensione di rottura a trazione: $f_t > 1000 \text{ N/mm}^2$
- tensione di snervamento: $f_y > 900 \text{ N/mm}^2$

4. TENSIONI DI PROGETTO E VALORI LIMITE A FATICA PER FLESSIONE ALTERNATA

$f_{d_eccezionale} = f_{yk} / \gamma_M = f_y / 1,05$ (condizione di carico eccezionale rottura dei 3 pendini)

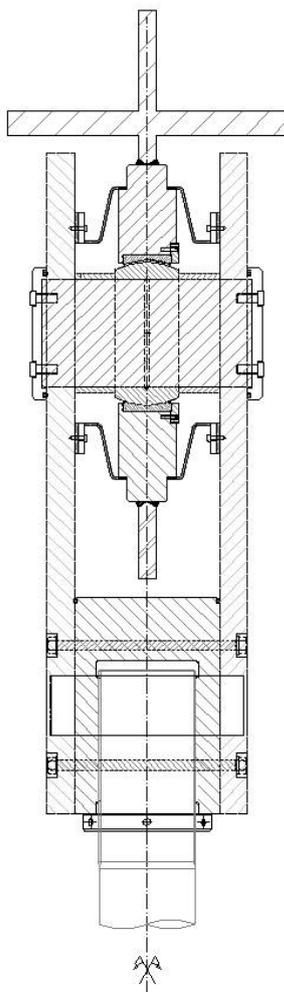
$f_{d_SLU} = f_{yk} / \gamma_M = f_y / 1,05$ (condizione di carico allo SLU con snodi incastrati)

limite di fatica a flessione alternata: $\sigma_{D-1} = 0,5 \times f_t$ - secondo UNI 7670 - 1988

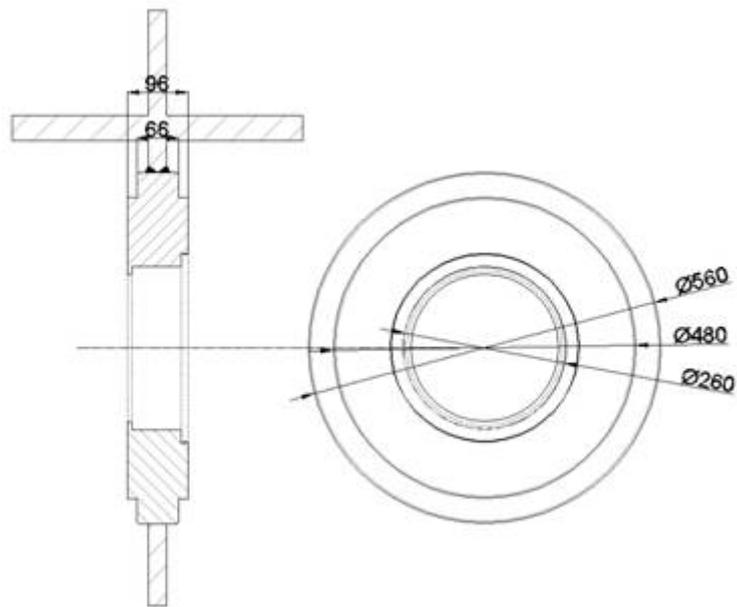
5. DESCRIZIONE DEI PEZZI SOTTOPOSTI A VERIFICA

Si prendono in esame gli elementi delle parti di ancoraggio che seguono:

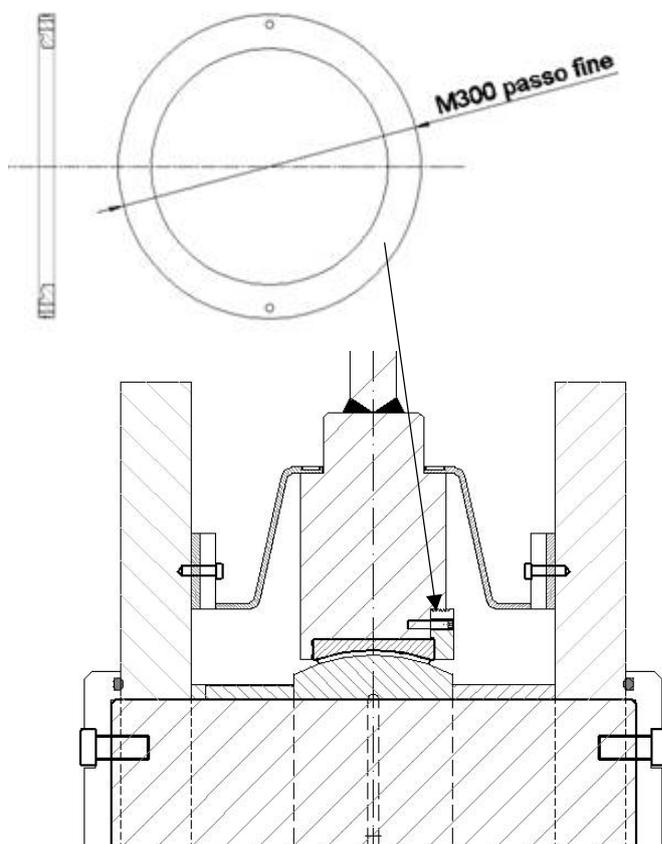
- Forcella superiore composta da 2 laminati in spessore 46 mm assemblati su monoblocco centrale e snodo sferico. Il monoblocco presenta alloggiamenti per un doppio perno passanti di diametro 100 mm ed il secondo è un unico perno cilindrico di diametro 180 mm passante lo snodo sferico e forcella.
- Forcella inferiore composta da 2 laminati in spessore 46 mm assemblati su monoblocco centrale e snodo sferico. Il monoblocco presenta alloggiamenti per un doppio perno passanti di diametro 100 mm ed il secondo è un unico perno cilindrico di diametro 180 mm passante lo snodo sferico e forcella..



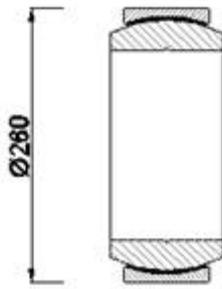
- Rondellone di transizione snodo sferico-struttura con spessore 96 mm e diametro 560 mm



- Ghiera di contrasto dello snodo sferico di sola chiusura spessore 15mm e diametro filettato 300mm



- Snodo sferico tipo GE180-UK-2RS non spingente



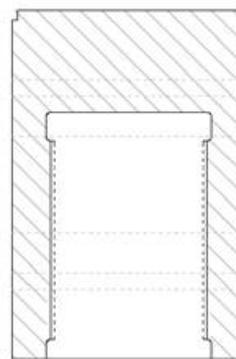
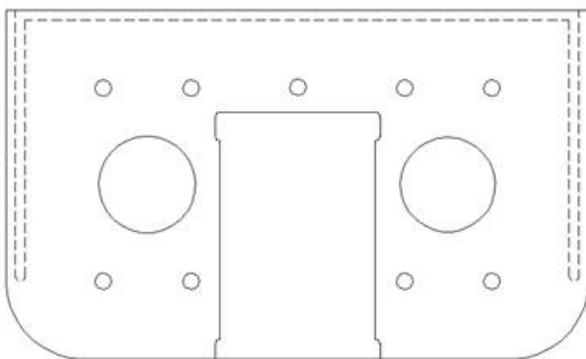
- Perno diametro 180 mm



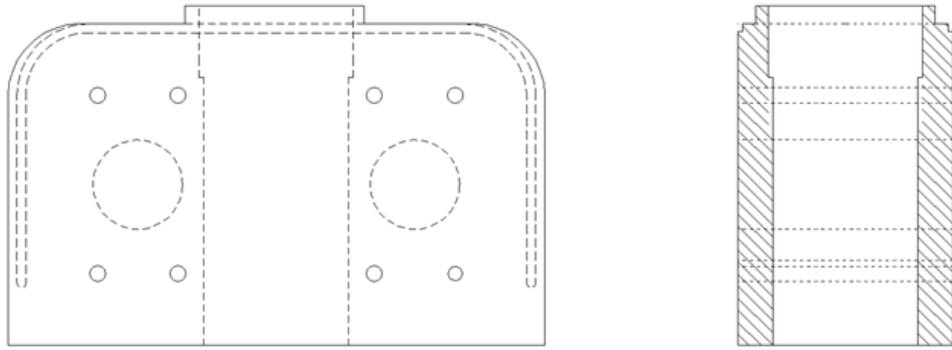
- Coppia di perni di diametro 100 mm



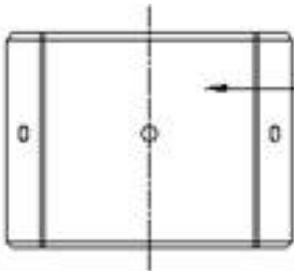
- Monoblocco superiore con madrevite di ancoraggio della barra



- Monoblocco inferiore con foro passante per la barra



- Dado di bloccaggio



6. ANALISI DEI CARICHI

Dalle relazioni del progettista dei 2 ponti, Consorzio Iricav Due, Protocollate *IN17 11 E 12 VII0A5 001 rev A* e *IN17 12 E 12 VI09B5 001 rev A* nei paragrafi:

§5.3.1 , sollecitazioni massime (rottura dei tre pendini)

§5.4.1 , sollecitazioni massime (snodi incastrati)

§5.6.1 , sollecitazioni massime (verifiche di fatica)

si ricavano le combinazioni di carico col quale effettuare le verifiche di:

6.1. CONDIZIONE DI CARICO A SNODI INCASTRATI

La sollecitazione allo SLU con nodi incastrati è ottenuta mediante la somma del massimo effetto di trazione nel tirante più sollecitato (n. 8746 con $N = 2131$ kN di cui si riporta la tabella riassuntiva delle Pagine 289 della relazione “*EI2CLVII0A5001*” e 288 della relazione “*EI2CLVI09B5001*”), e del massimo contributo dovuto alla coppia. Il contributo della coppia viene tradotto in uno sforzo assiale equivalente pari a $N_m = 136$ kN , secondo quanto giustificato in § 7 a seguire.

14.1 Verifica di resistenza dei pendini

ASTA	8110	1854	kN
ASTA	8112	2114	kN
ASTA	8115	1979	kN
ASTA	8118	2037	kN
ASTA	8121	2107	kN
ASTA	8123	2109	kN
ASTA	8127	2065	kN
ASTA	8129	2041	kN
ASTA	8131	2063	kN
ASTA	8135	2108	kN
ASTA	8137	2106	kN
ASTA	8140	2039	kN
ASTA	8143	1980	kN
ASTA	8146	2118	kN
ASTA	8148	1844	kN

ASTA	8710	1876	kN
ASTA	8712	2128	kN
ASTA	8715	1987	kN
ASTA	8718	2040	kN
ASTA	8721	2106	kN
ASTA	8723	2104	kN
ASTA	8727	2054	kN
ASTA	8729	2028	kN
ASTA	8731	2053	kN
ASTA	8735	2102	kN
ASTA	8737	2105	kN
ASTA	8740	2042	kN
ASTA	8743	1985	kN
ASTA	8746	2131	kN
ASTA	8748	1866	kN

Sforzo massimo di trazione del pendino:

$N = 2131$ kN

$N_{max} = N_1 = N_{ax} + N_m = 2267$ kN

6.2. CONDIZIONE DI CARICO PER ROTTURA DI TRE PENDINI

La sollecitazione per la combinazione di rottura dei 3 pendini è dovuta alla massima trazione del pendino più sollecitato (n. 8123) $N = 4346 \text{ kN}$ (di cui si riporta l'unica tabella riassuntiva e numericamente coincidente alle Pagine 544 della relazione "EI2CLVII0A500I" e 543 della relazione "EI2CLVI09B500I"). Per questa combinazione non si cumulano gli effetti del blocco rotazionale dello snodo.

20.1.3 Verifica dei pendini

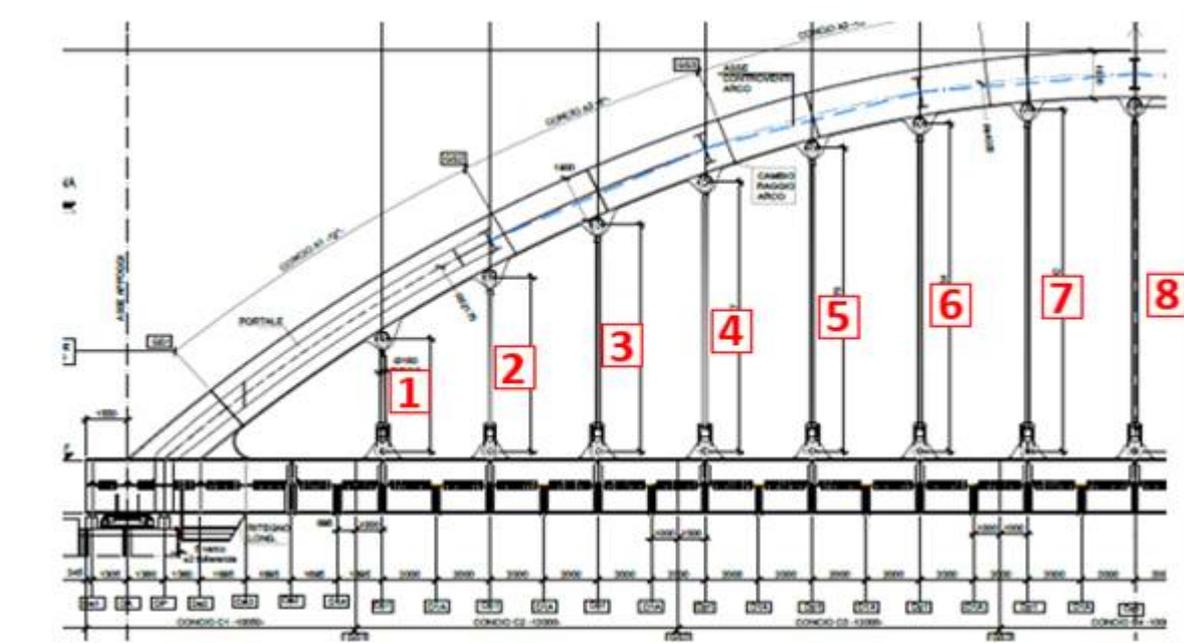
ASTA	8110	779	kN
ASTA	8112	811	kN
ASTA	8115	579	kN
ASTA	8118	536	kN
ASTA	8121	1332	kN
ASTA	8123	4346	kN
ASTA	8127	-	kN
ASTA	8129	-	kN
ASTA	8131	-	kN
ASTA	8135	4345	kN
ASTA	8137	1332	kN
ASTA	8140	536	kN
ASTA	8143	580	kN
ASTA	8146	812	kN
ASTA	8148	774	kN

ASTA	8710	792	kN
ASTA	8712	913	kN
ASTA	8715	861	kN
ASTA	8718	893	kN
ASTA	8721	928	kN
ASTA	8723	930	kN
ASTA	8727	913	kN
ASTA	8729	906	kN
ASTA	8731	913	kN
ASTA	8735	930	kN
ASTA	8737	927	kN
ASTA	8740	893	kN
ASTA	8743	863	kN
ASTA	8746	915	kN
ASTA	8748	786	kN

$$N_{\max} = N_2 = 4346 \text{ kN}$$

6.3. CONDIZIONE DI CARICO DI FATICA

Noti i tiri agenti sui singoli pendini per pesi propri e carichi accidentali da normativa di seguito allegati, si evidenziano i valori massimi in rosso



- riferimenti numerici per carichi accidentali e permanenti-

CARICHI PERMANENTI			
PENDINO	1	650	kN
PENDINO	2	800	kN
PENDINO	3	750	kN
PENDINO	4	800	kN
PENDINO	5	850	kN
PENDINO	6	850	kN
PENDINO	7	800	kN
PENDINO	8	800	kN
PENDINO	7	800	kN
PENDINO	6	850	kN
PENDINO	5	850	kN
PENDINO	4	800	kN
PENDINO	3	750	kN
PENDINO	2	800	kN
PENDINO	1	650	kN

CARICHI ACCIDENTALI			
PENDINO	1	700	kN
PENDINO	2	750	kN
PENDINO	3	650	kN
PENDINO	4	700	kN
PENDINO	5	700	kN
PENDINO	6	700	kN
PENDINO	7	650	kN
PENDINO	8	650	kN
PENDINO	7	650	kN
PENDINO	6	700	kN
PENDINO	5	700	kN
PENDINO	4	700	kN
PENDINO	3	650	kN
PENDINO	2	750	kN
PENDINO	1	700	kN

TOTALE SLE			
PENDINO	1	1350	kN
PENDINO	2	1550	kN
PENDINO	3	1400	kN
PENDINO	4	1500	kN
PENDINO	5	1550	kN
PENDINO	6	1550	kN
PENDINO	7	1450	kN
PENDINO	8	1450	kN
PENDINO	7	1450	kN
PENDINO	6	1550	kN
PENDINO	5	1550	kN
PENDINO	4	1500	kN
PENDINO	3	1400	kN
PENDINO	2	1550	kN
PENDINO	1	1350	kN

Dalle massime variazioni di carico assiale e azione flettente parassita originate dal passaggio di treni convenzionali si ottengono i valori da utilizzarsi per le verifiche di fatica secondo la tabella a seguire

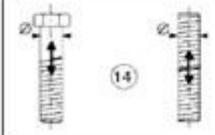
- valori di carico per verifiche a fatica -

2LM71 - MINIMI		
N	-37.9	kN
M _{LONG}	24.2	kNcm
M _{TRASV}	5	kNcm

2LM71 - MASSIMI		
N	516.9	kN
M _{LONG}	71.2	kNcm
M _{TRASV}	-215.6	kNcm

1LM71 - MINIMI		
N	258.4	kN
M _{LONG}	-271.4	kNcm
M _{TRASV}	-57.2	kNcm

1LM71 - MASSIMI		
N	-18	kN
M _{LONG}	13.5	kNcm
M _{TRASV}	13.8	kNcm

50		<p>14) Bulloni e barre filettate soggetti a trazione. Per bulloni di diametro $\phi > 30$ mm, si deve adottare una classe ridotta del coefficiente</p> $k_t = (30/\phi)^{1,2}$	<p>Se riferiti alla sezione della parte filettata, considerando gli effetti dovuti all'effetto leva e alla flessione orbitale. Per bulloni precaricati Δn possono essere ridotti.</p>
----	---	--	--

Dettaglio verifica pendini a 2×10^6 milioni di cicli

Come precedentemente accennato viene tradotto l'effetto dei momenti in uno sforzo assiale equivalente pari a:

$N_m = 136$ kN secondo quanto giustificato in § 7 a seguire.

La massima variazione di tiro cumulata nel modo più sfavorevole con le variazioni precedentemente esposte porta ad un $\Delta N = 516,9$ kN - (- 37,9 kN) = 554,8 kN.

Per tutte le verifiche di fatica saranno adottati i seguenti carichi:

N min = N permanente massimo = 850 kN

N max = N min + massimo ΔN + N_m = 850 kN + 555 kN + 136 kN = 1541 kN

ovvero

ΔN max = 691 kN con un numero di cicli considerati pari a 2 000 000 poiché si tratta di carichi derivanti da treni convenzionali secondo la normativa di riferimento

7. VALUTAZIONE DEL CONTRIBUTO DEI MOMENTI LONGITUDINALI E TRASVERSALI

Al fine di poter modellare mediante FEM piani (Shell) i singoli pezzi componenti il pendino, le sollecitazioni di momento longitudinale e trasversale vengono tradotte in trazioni normali (N^*) di pari effetto; vale a dire si determina il valore di N^* per cui la tensione massima dovuta alla sovrapposizione di N_1 , MT_1 e ML_1 di progetto risulti non maggiore alla tensione dovuta all'applicazione di $N_1 + N^*$.

Essendo la barra di sospensione l'elemento maggiormente sensibile ai fini della resistenza flessionale in quanto sicuramente caratterizzata dal maggiore rapporto fra area resistente e braccio della coppia interna (oggetto con minore modulo elastico W tra tutti quelli presenti nel pendino) il valore N^* viene calcolato cautelativamente per la barra diametro 160 cm ed esteso a tutte le verifiche dei singoli componenti del pendino.

combinando nel modo più sfavorevole le sollecitazioni flettenti dai valori sotto riportati:

2LM71 - MINIMI		
N	-37.9	kN
M_{LONG}	24.2	kNcm
M_{TRASV}	5	kNcm

2LM71 - MASSIMI		
N	516.9	kN
M_{LONG}	71.2	kNcm
M_{TRASV}	-215.6	kNcm

1LM71 - MINIMI		
N	258.4	kN
M_{LONG}	-271.4	kNcm
M_{TRASV}	-57.2	kNcm

1LM71 - MASSIMI		
N	-18	kN
M_{LONG}	13.5	kNcm
M_{TRASV}	13.8	kNcm

Si ottiene il $M_{max} = 27,2$ Ton cm

questo momento produce su una barra di 16 cm una tensione a flessione pari a

$$\sigma = M/W = 27,2 \text{ Ton cm} / 402 \text{ cmc} = 67,66 \text{ Kg/cmq}$$

da cui

$$N^* = \sigma \times A = 67,66 \text{ Kg/cmq} \times 201 \text{ cmq} = 13600 \text{ Kg.}$$

Ogni verifica che include la presenza dei momenti flettenti verrà ricondotta ad una sola verifica a trazione maggiorata del carico $N^* = 13,6$ Ton

8. VALORE DI CALCOLO PER VERIFICHE DI RESISTENZA

Confrontando il valore di tiro trovato nel precedente paragrafo per condizione di carico a snodi incastrati pari a :

$$N1 = 2231 \text{ kN};$$

con quello maggiore per condizione di carico di rottura dei tre pendini pari a :

$$N2 = 4346 \text{ kN};$$

entrambi da verificare in riferimento ad una tensione di progetto pari a f_{yd} .

Si adottano i seguenti:

Le verifiche di resistenza vengono condotte per sola trazione con

$$N = 4346 \text{ kN}$$

con tensione di progetto assunta pari a

$$f_{yd} = f_{yk} / \gamma_{M0}$$

9. VALORI DI CALCOLO PER VERIFICHE DI FATICA

Come esplicitato nei paragrafi precedenti le verifiche di fatica verranno condotte per numero di cicli pari a $2 * 10^6$ sia in modo rigoroso secondo la norma di RFI DTC SI PS MA IFS 001 sia secondo le precedenti UNI7670 non più in vigore; verranno eseguite per sola trazione con i seguenti valori

$$N_{max} = 154,1 \text{ Ton}$$

$$N_{min} = 85 \text{ Ton}$$

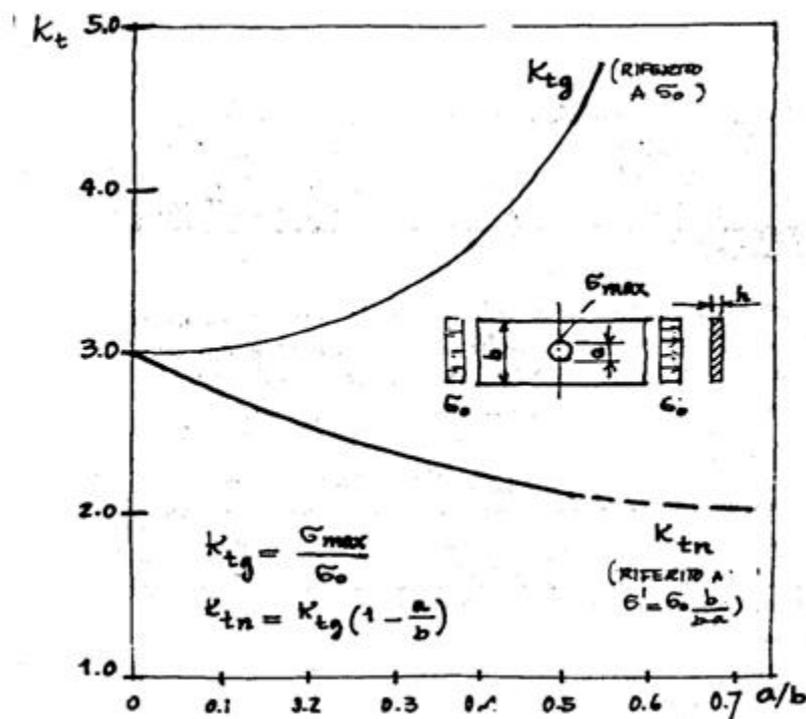
10. VERIFICHE DI RESISTENZA

10.1. VERIFICA DI RESISTENZA DELLE FORCELLE TERMINALE SUPERIORE

Si effettuano verifiche meccaniche dell'elemento nelle zone caratteristiche ovvero dove presenti degli intagli ad indebolire la sezione e nelle zone intorno ai perni.

10.1.1. DETERMINAZIONE DEI COEFFICIENTI DI INTAGLIO SU PIATTI FORATI

In riferimento ai coefficienti di concentrazione di tensione per piastra forata



Giulio Belloni

costruzioni di macchine

1999 – Edizioni Spiegel

Pag. 241 - §1.2.2

vengono valutate le concentrazioni teoriche di tensione intorno ai fori dei perni

Si definisce :

a = diametro del foro

b = larghezza del piatto

sp = spessore del piatto

F = trazione agente sul piatto

σ_0 = tensione di trazione nel piatto fuori dalla zona forata

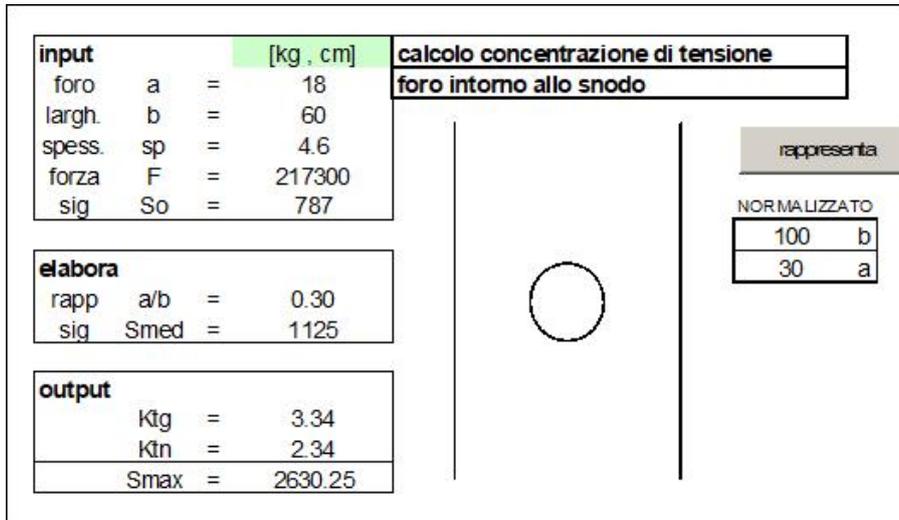
σ_{med} = tensione di trazione media sulla sezione forata

K_{tg} = coefficiente di intaglio per σ_0

K_{tn} = coefficiente di intaglio per σ_{med}

10.1.2. VERIFICA SU ZONA PERNO SNODO SFERICO

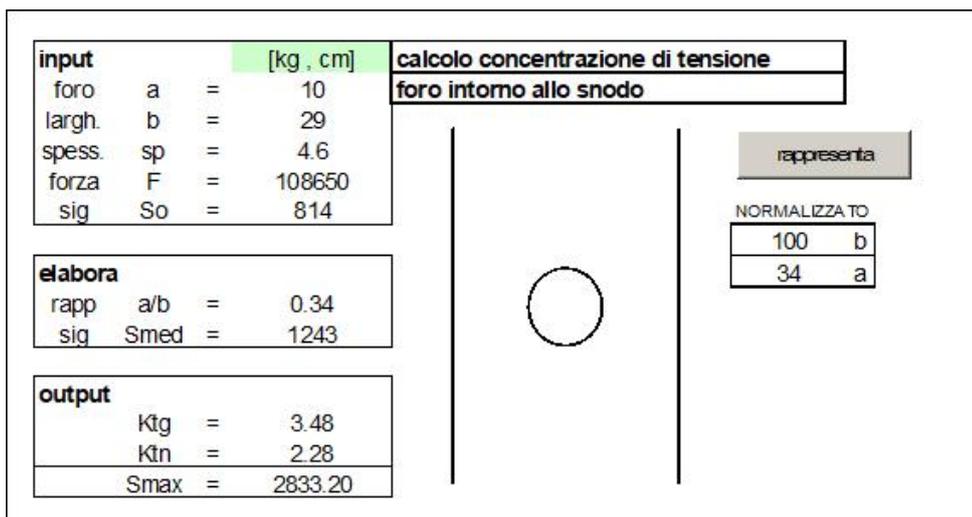
Adottando un foro di 18 cm (diametro del perno) e un piatto di 60 cm (larghezza del terminale) e uno spessore dello stesso di 4,6 cm si ottengono i seguenti valori di tensioni media e massima



Si osserva che le tensioni medie in area al lordo del foro sono veramente contenute (circa 1130 kg/cm²) e che adottando il coefficiente di intaglio teorico Ktn (2,34) si ottengono valori di tensione di picco ampiamente contenuti entro i valori di progetto $\sigma_d = 409.5$ MPa con coefficiente di sicurezza sulla verifica di resistenza di 1,56.

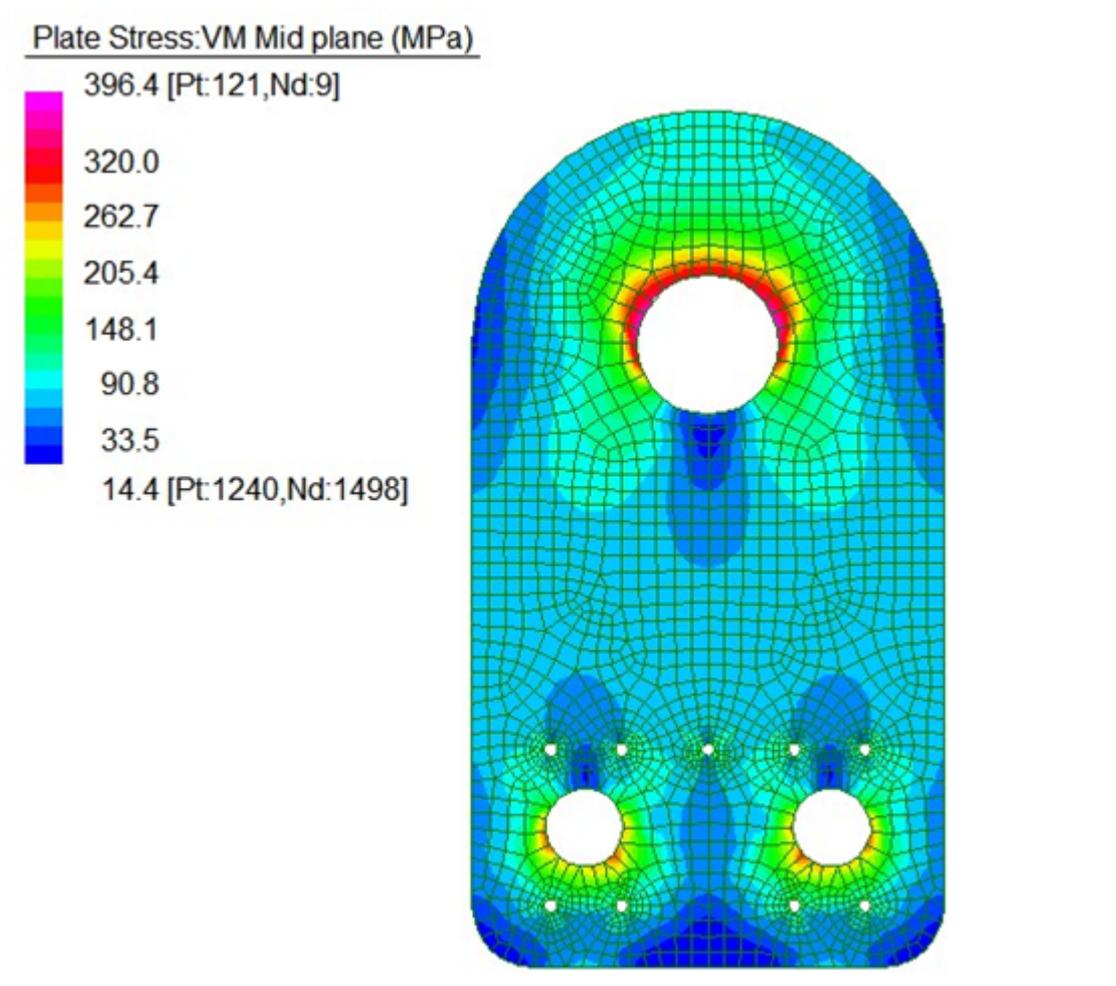
10.1.3. VERIFICA SU ZONA COPPIA DI PERNI

Adottando due fori di 10 cm (diametro della coppia di perni) e un piatto di 29 cm (larghezza collaborante) e uno spessore dello stesso di 4,6 cm si ottengono i seguenti valori di tensioni media e massima



Si osserva che le tensioni medie in area al lordo del foro sono veramente contenute (circa 1250 kg/cm²) e che adottando il coefficiente di intaglio teorico Ktn (2,3) si ottengono valori di tensione di picco entro i valori di progetto $\sigma_d = 2833$ MPa con coefficiente di sicurezza sulla verifica di resistenza di 1,44.

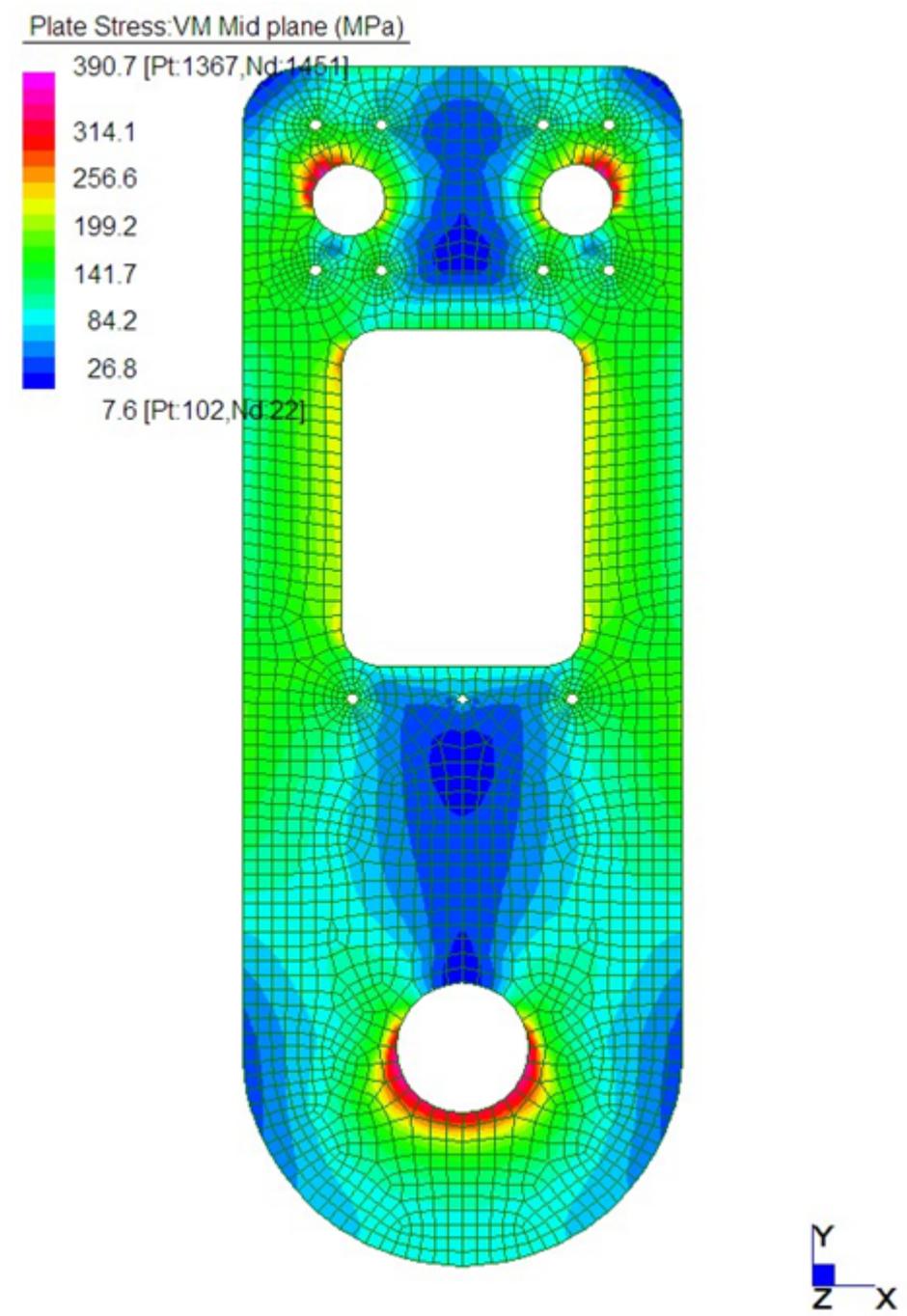
10.1.4. VERIFICA DI INTAGLIO SECONDO MODELLAZIONE FEM



Le analisi FEM in geometria reale, con mesh di dimensione variabile da 1/5 ad 1/10 del foro, evidenziano coefficienti di intaglio K_{tn} per trazione pura nel punto di massimo intaglio maggiori e pari circa a 3.5 contro i 2,3 della modellazione parametrica, cogliendo l'effetto forcilla non computato nel modello di calcolo semplificato. I valori di picco riportati nel FEM rimangono comunque contenuti entro il valore di progetto $\sigma_d = 409,5$ MPa.

10.2. VERIFICA DI RESISTENZA DELLE FORCELLE TERMINALE INFERIORE

Essendo equivalenti i calcoli ed i risultati delle verifiche semplificate per entrambi i terminali al §10.1, si riportano soltanto i risultati delle verifiche effettuate relative all'elemento FEM modellato.



Le analisi FEM in geometria reale, con mesh di dimensione variabile da 1/5 ad 1/10 del foro, evidenziano coefficienti di intaglio K_{tn} per trazione pura nel punto di massimo intaglio pari circa a 3.5 contro i 2,3 della modellazione parametrica, cogliendo l'effetto forcilla non computato nel modello di calcolo semplificato. I valori di picco riportati nel FEM rimangono comunque contenuti entro il valore di progetto $\sigma_d = 409,5$ MPa.

10.1. VERIFICA DI RESISTENZA DEI PERNI E MONOBLOCCHI

10.1.1. VERIFICHE A RIFOLLAMENTO SU PERNO DA 180 MM

Per il perno centrale di diametro 18 cm, la tensione media foro bullone risulta pari a

$$\sigma = 217,3 \text{ Ton} / (18 \times 4,6) = 2623,7 \text{ Kg/cm}^2$$

Il rapporto a/d (distanza dal bordo/diametro del foro) risulta $a/d = 30/18 = 1,66$

secondo le CNR-10011/85 la tensione di progetto risulta quindi :

$$\sigma_{rf} = a/d \times \sigma_d = 1,66 \times 4095 = 6798 \text{ Kg/cm}^2 \text{ (per la forcella S460)}$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della rifollante

$$\sigma = 2623,7 \text{ Kg/cm}^2 \lll \sigma_{rf} = 6798 \text{ Kg/cm}^2$$

Effettuando la verifica secondo NTC2018

$f_u = 5400 \text{ kg/cm}^2$ della forcella

$$k = \min \{ 2,8 e^2/d_0 - 1,7 ; 2,5 \} = 2,5$$

$$\alpha = \min \{ e_1/(3 d_0) ; f_{tbk}/f_{tk} ; 1 \} = 0,55$$

$$F_{u,rd} = k \times \alpha \times f_u \times d \times t / \gamma_{M2} = 4918 \text{ kN}$$

$$F_{ed} = 2173 \text{ kN}$$

Risulta che il carico resistente è molto maggiore rispetto a quello sollecitante

10.1.2. VERIFICA PER CONTATTO LOCALE DEL PERNO DA 180 MM

Per il perno centrale di diametro 18 cm, la tensione media foro bullone risulta pari a $2623,7 \text{ Kg/cm}^2$

la tensione di contatto di riferimento risulta pari a:

$$\sigma_{cont} = 1,35 \sigma_d = 1,35 \times 4095 = 5528 \text{ Kg/cm}^2$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della tensione di contatto di riferimento

$$\sigma = 2623,7 \text{ Kg/cm}^2 \lll \sigma_{cont} = 5528 \text{ Kg/cm}^2$$

10.1.3. VERIFICHE A TRANCIAMENTO DEL PERNO DA 180 MM

Per il perno centrale di diametro 18 cm, l'area risulta

$$A = \pi 9^2 = 254 \text{ cmq}$$

con una conseguente tensione di tranciamento pari a:

$$\tau_{ed} = F/A = 217,3 \text{ Ton} / 254 \text{ cmq} = 856 \text{ kg/cmq}$$

La tensione tangenziale di progetto per l'acciaio utilizzato (X2CrNiMoCuN25-6-3) risulta :

$$f_y = 5000 \text{ kg/cmq}$$

$$\tau_d = 4762 \text{ kg/cmq} / \sqrt{3} = 2749 \text{ kg/cmq}$$

$$\tau_{ed} = 856 \text{ Kg/cmq} \lll \tau_d = 2749 \text{ Kg/cmq}$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della tensione tranciante

10.1.4. VERIFICHE A RIFOLLAMENTO SU COPPIA DI PERNI DA 100 MM

Per la coppia di perni lavorati da inserire nei monoblocchi di diametro 10 cm, la tensione media foro/bullone risulta pari a

$$\sigma = 217,3 \text{ Ton} / (2 \times 10 \times 4,0) = 2716 \text{ Kg/cmq}$$

Il rapporto a/d (distanza dal bordo collaborante/diametro del foro) risulta $a/d = 14.5/10 = 1.45$

secondo le CNR-10011/85 la tensione di progetto risulta quindi :

$$\sigma_{rf} = a/d \times \sigma_d = 1.45 \times 4095 = 7250 \text{ Kg/cmq} \text{ (per le forcelle in S460)}$$

$$\sigma_{rf} = a/d \times \sigma_d = 1.45 \times 361.9 = 5247 \text{ Kg/cmq} \text{ (per i monoblocchi in S355)}$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della rifollante

$$\sigma = 2716 \text{ Kg/cmq} \lll \sigma_{rf} = 5247 \text{ Kg/cmq}$$

Effettuando la verifica secondo NTC2018

$$f_u = 4700 \text{ kg/cmq} \text{ del monoblocco}$$

$$k = \min \{ 2,8 e^2/d_0 - 1,7 ; 2,5 \} = 2.5$$

$$\alpha = \min \{ e_1/(3 d_0); f_{tk}/f_{tk} ; 1 \} = 0.6$$

$$F_{u,rd} = k \times \alpha \times f_u \times d \times t / \gamma_{M2} = 2594.4 \text{ kN}$$

$$F_{ed} = 1086.5 \text{ kN}$$

Risulta che il carico resistente è molto maggiore rispetto a quello sollecitante.

10.1.5. VERIFICA PER CONTATTO LOCALE DELLA COPPIA DI PERNI DA 100 MM

Per la coppia di perni di diametro 10 cm, la tensione media di contatto foro bullone più impegnativa risulta quella sulla flangia esterna comportando una tensione pari a:

$$\sigma = 217,3 \text{ Ton} / (10 \times 2 \times 4) = 2716 \text{ Kg/cmq}$$

la tensione di contatto di riferimento risulta pari a:

$$\sigma_{\text{cont}} = 1,35 \sigma_d = 1,35 \times 4095 = 5528 \text{ Kg/cmq}$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della tensione di contatto di riferimento

$$\sigma = 2716 \text{ Kg/cmq} \lll \sigma_{\text{cont}} = 5528 \text{ Kg/cmq}$$

10.1.6. VERIFICHE A TRANCIAMENTO DELLA COPPIA DI PERNI DA 100 MM

Per la coppia di perni di diametro 10 cm, l'area risulta :

$$A = 2 \times \pi \times 5.0^2 = 157.1 \text{ cmq}$$

con una conseguente tensione di tranciamento pari a:

$$\tau_{\text{ed}} = F/A = 217,3 \text{ Ton} / 157.1 \text{ cmq} = 1383.2 \text{ kg/cmq}$$

La tensione tangenziale di progetto per l'acciaio utilizzato (X2CrNiMoCuN25-6-3) risulta :

$$f_y = 5000 \text{ kg/cmq}$$

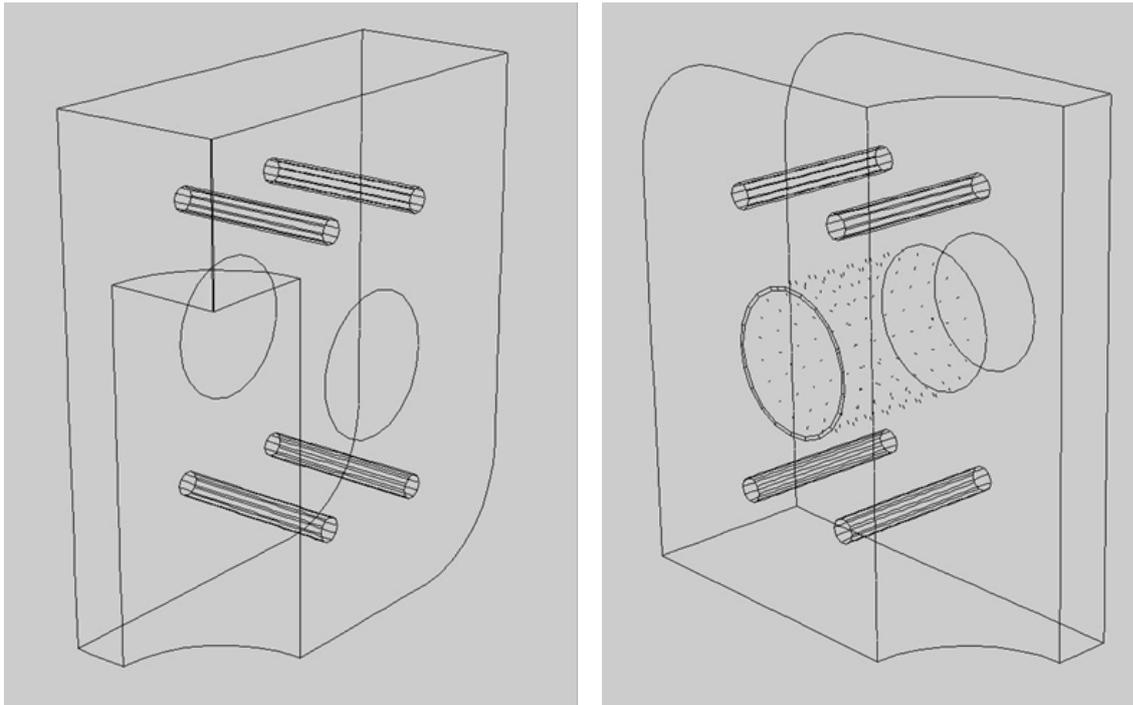
$$\tau_d = 4762 \text{ kg/cmq} / \sqrt{3} = 2749 \text{ kg/cmq}$$

Risulta che la tensione agente è molto minore della tensione tranciante

$$\tau_{\text{ed}} = 1383.2 \text{ Kg/cmq} \lll \tau_d = 2749 \text{ Kg/cmq}$$

10.2. VERIFICA DI RESISTENZA DEL MONOBLOCCO CENTRALE

Il monoblocco centrale in acciaio in 355 NL ed é attraversato orizzontalmente dai due perni da 100 mm su cui si innestano le fiancate delle forcelle e verticalmente dalla barra in maniera passante con foro maggiorato per il terminale inferiore mentre la madrevite ospita il filetto della stessa per il terminale superiore.



sempre per la combinazione di carico ultimo per rottura dei tre pendini di 434,6 Ton, in prima istanza, il monoblocco viene verificato a flessione con carico distribuito, in semplice appoggio con luce di calcolo pari alla distanza tra i due asse perno trasversali con altezza in geometria reale e spessore pari al minimo presente data la barra passante, ovvero :

$$H=360 \text{ mm}$$

$$sp =40 \text{ mm}$$

$$L= 310 \text{ mm}$$

Dal calcolo

$$M = P/L \times L^2 / 8 = 434,6/31 \times 31^2 / 8 = 1684 \text{ Ton cm}$$

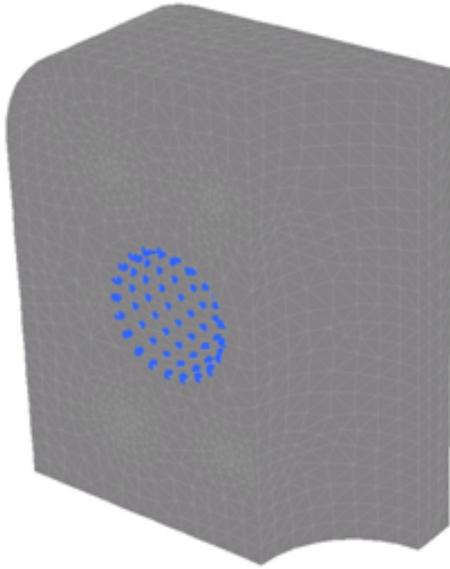
$$W = 2 \times sp \times h^2 / 6 = 2 \times 4 \times 36^2 / 6 = 1728 \text{ cm}^3$$

$$\sigma = M / W = 974 \text{ kg/cm}^2$$

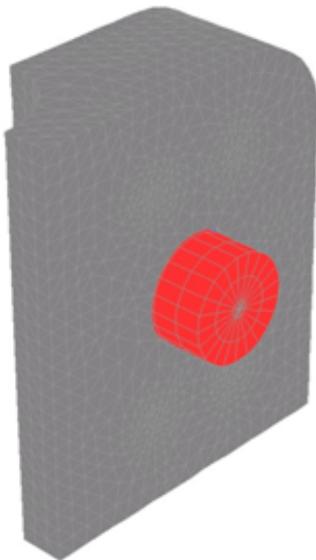
con una tensione di progetto $\sigma_d = 2619 \text{ kg/cm}^2$

Successivamente, anche al fine di ottimizzare dettagli di lavorazione ed affinare i valori di verifica, viene modellato il pezzo in FEM tridimensionale per verificare non ci siano particolari concentrazioni di sforzi e che il campo tensionale rientri comunque entro i valori di progetto.

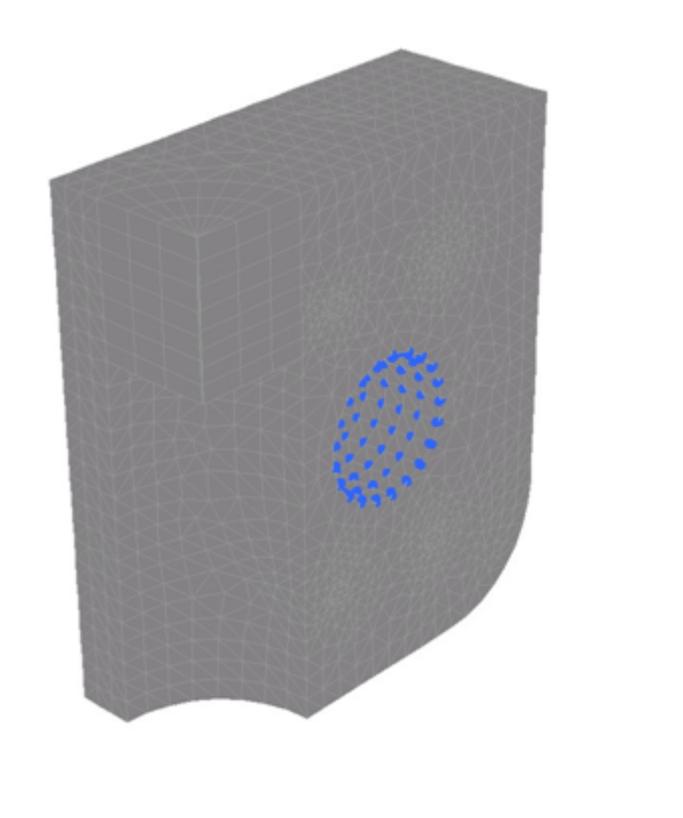
MODELLAZIONE MONOBLOCCO INFERIORE: VISTA 1



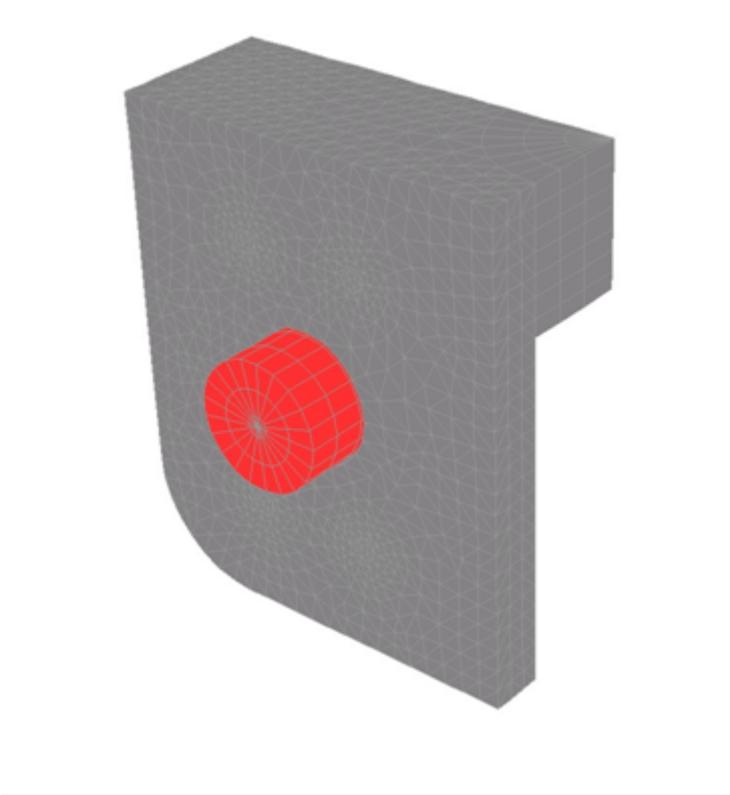
MODELLAZIONE MONOBLOCCO INFERIORE: VISTA 2



MODELLAZIONE MONOBLOCCO SUPERIORE: VISTA 1



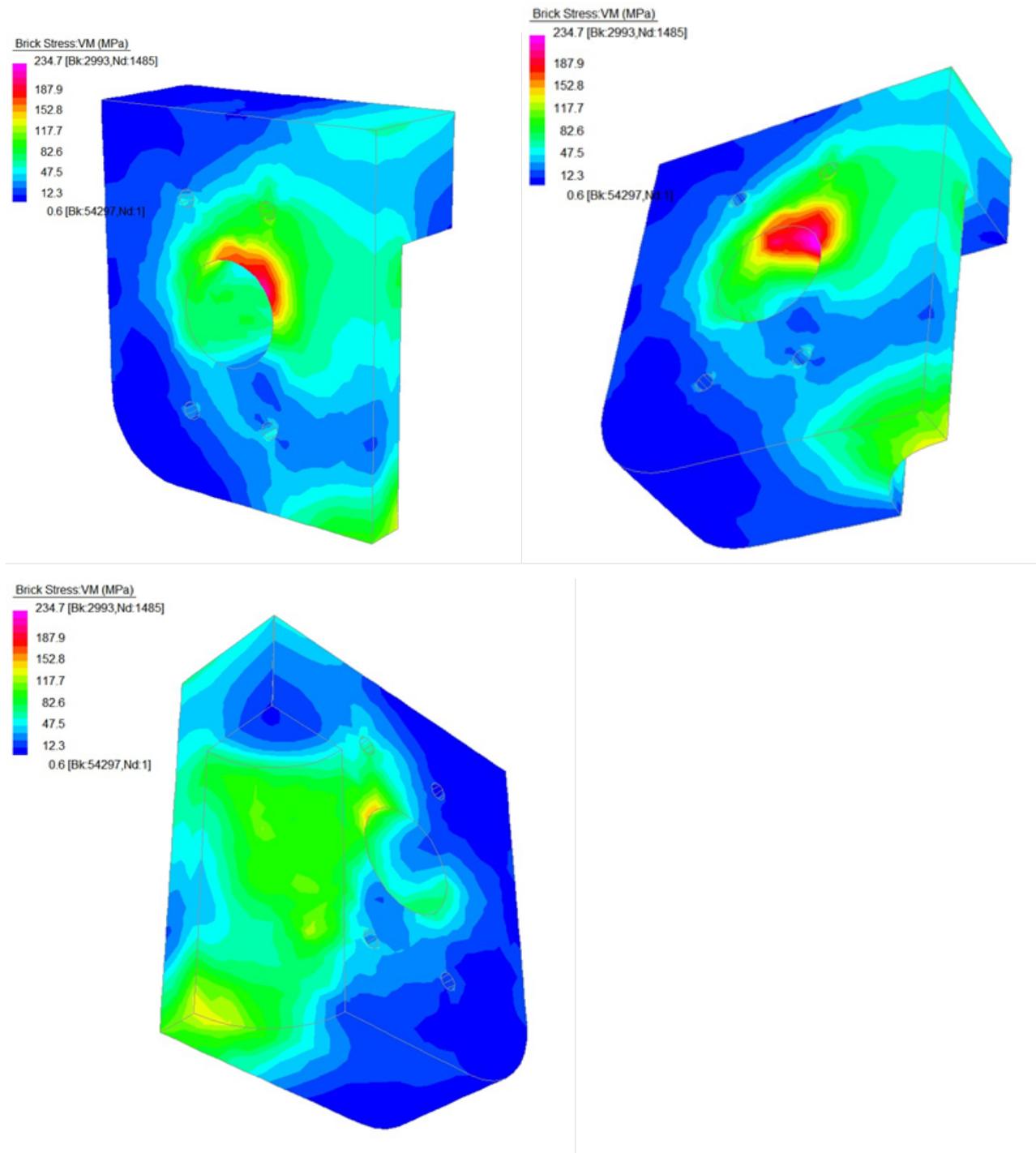
MODELLAZIONE MONOBLOCCO SUPERIORE: VISTA 2



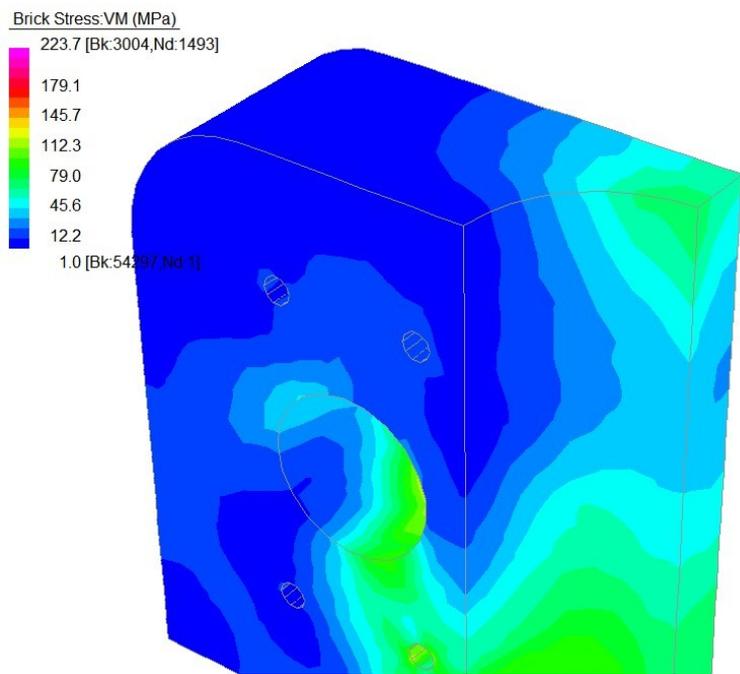
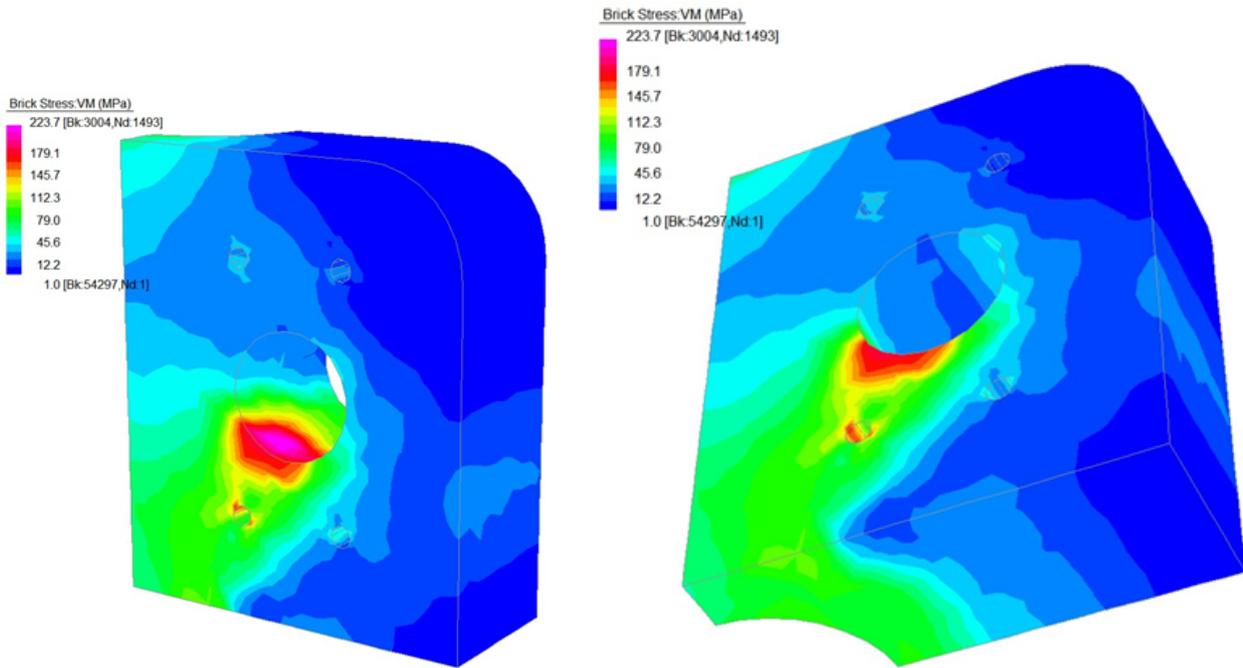
RISULTATI F.E.M.:

dall'analisi in doppia simmetria non lineare per contatti si ottengono tensioni di intaglio massime intorno ai 234 MPa ovvero inferiori a $f_{yd}=261.9$ Mpa.

MONOBLOCCO SUPERIORE

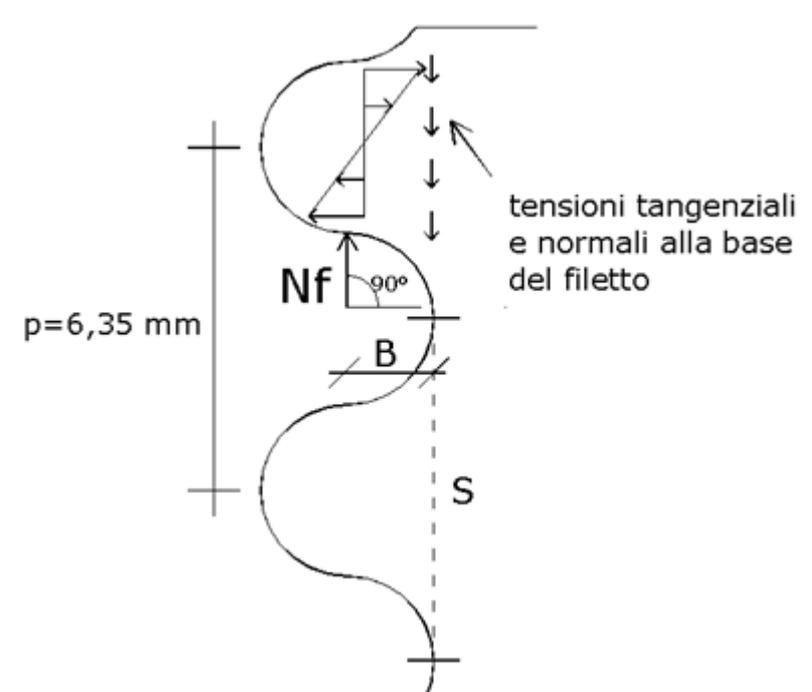


MONOBLOCCO INFERIORE



10.3. VERIFICA DI RESISTENZA DELLA MADREVITE DEL MONOBLOCCO

In riferimento a quanto riportato in figura :



Caratteristiche geometriche del filetto della barra:

H filetto 205 mm

Filetto M160

Rd $160 \times \frac{1}{4} = 6.35 \text{ mm}$ passo filetto

max diam 160/159.38

diam medio 156.82

diam min 153.65/153.15

Si effettua ora la verifica a taglio e flessione dei filetti con le seguenti ipotesi:

- **l'altezza di filetto considerata reagente viene assunta**

$$T_{\text{calcolo}} = 0,5 T_{\text{reale}} = 102.8 \text{ mm}$$

Pur lasciandosi un reale margine di sicurezza nella lunghezza del tratto filettato pari al doppio di quello di calcolo, la T_{calcolo} viene assunta coerentemente al reale comportamento del filetto in cui (per studi e analisi numeriche svolte in analoghe applicazioni) lavora una altezza filettata pari circa al 70% del diametro della barra ovvero nel caso in esame un'altezza di 112 mm circa

- **gli stati tensionali sui filetti relativi all'altezza Tcalcolo sono uguali (ciò equivale a verificare una tensione media sui primi 16 filetti)**
- **il carico agisce lungo una parallela all'asse della barra**

$D = 160 \text{ mm}$ (diametro nominale della barra)

$p = 6,35 \text{ mm}$ (passo del filetto)

$d_m = 156.825 \text{ mm}$ (diametro medio del filetto)

$n = T_{\text{calcolo}} / p = 16.14$ (numero dei filetti)

$S = 6,35 \text{ mm}$ (sezione resistente)

$B = p/4 = 1,5875 \text{ mm}$ (braccio della forza rispetto alla base)

$L = n \pi d_m = 7952.7 \text{ mm}$ (lunghezza d'elica considerata)

$N = 4346 \text{ kN}$ (tiro sulla barra)

$N_f = N/L = 0.546 \text{ kN/mm}$ (carico per unita di lunghezza d'elica)

$M_f = N_f B = 0.867 \text{ kNmm}$ (momento per unita di lunghezza d'elica)

$A_{\text{res}} = S = 6,35 \text{ mm}$ (area resistente)

$W_{\text{res}} = S^2/6 = 6,72 \text{ mm}^2$ (modulo di inerzia)

$\sigma_d = f_{yk} / \gamma_{M0} = 275/1.05 = 261.9 \text{ N/mm}^2$

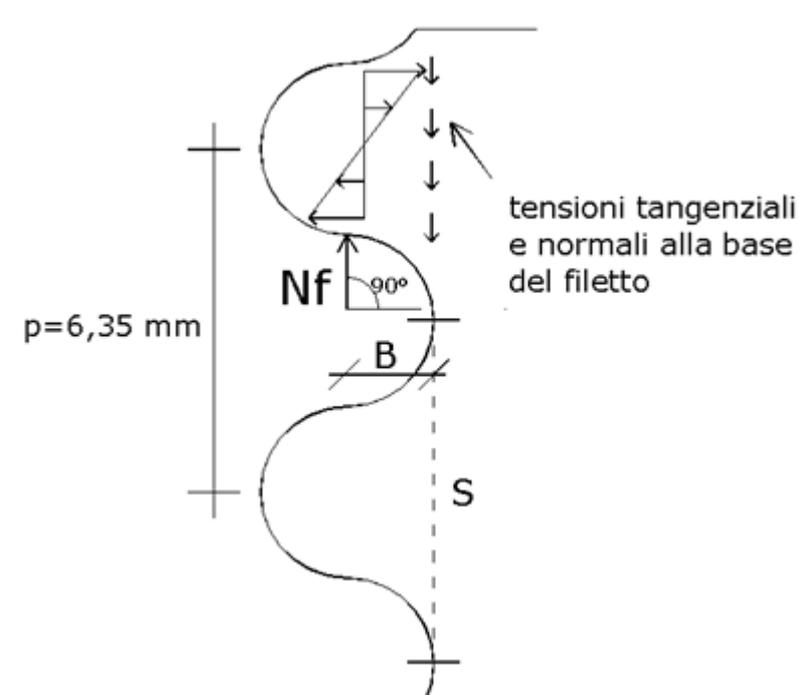
in riferimento a tratto di lunghezza di elica unitario risulta :

$$\sigma_{\text{Mises}} = (3(N_f / A_{\text{res}})^2 + (M_f / W_{\text{res}})^2)^{0,5} = 197.2 < \sigma_d = 261.9 \text{ N/mm}^2$$

10.4. VERIFICA DI RESISTENZA DEL DADO

10.4.1. VERIFICA DI RESISTENZA DEI FILETTI DEL DADO

In riferimento a quanto riportato in figura :



Caratteristiche geometriche del filetto della barra:

H filetto 160 mm dado

Filetto M160

Rd 160 x 1/4 = 6.35 mm passo filetto

max diam 160/159.38

diam medio 156.82

diam min 153.65/153.15

Si effettua ora la verifica a taglio e flessione dei filetti con le seguenti ipotesi:

- l'altezza di filetto considerata reagente viene assunta

Tcalcolo = 0,5 Treale = 80 mm

Pur lasciandosi un reale margine di sicurezza nella lunghezza del tratto filettato pari al doppio di quello di calcolo, la Tcalcolo viene assunta coerentemente al reale comportamento del filetto in cui (per studi e analisi numeriche svolte in analoghe applicazioni) lavora una

altezza filettata pari circa al 70% del diametro della barra ovvero nel caso in esame un altezza di 112 mm circa

- **gli stati tensionali sui filetti relativi all'altezza Tcalcolo sono uguali (ciò equivale a verificare una tensione media sui primi 13 filetti)**
- **il carico agisce lungo una parallela all'asse della barra**

$D = 160 \text{ mm}$ (diametro nominale della barra)

$p = 6,35 \text{ mm}$ (passo del filetto)

$d_m = 156.825 \text{ mm}$ (diametro medio del filetto)

$n = T_{\text{calcolo}} / p = 12.6$ (numero dei filetti)

$S = 6,35 \text{ mm}$ (sezione resistente)

$B = p/4 = 1,5875 \text{ mm}$ (braccio della forza rispetto alla base)

$L = n \pi d_m = 6204.6 \text{ mm}$ (lunghezza d'elica considerata)

$N = 4346 \text{ kN}$ (tiro sulla barra)

$N_f = N/L = 0.70 \text{ kN/mm}$ (carico per unita di lunghezza d'elica)

$M_f = N_f B = 1.112 \text{ kNmm}$ (momento per unita di lunghezza d'elica)

$A_{res} = S = 6,35 \text{ mm}$ (area resistente)

$W_{res} = S^2/6 = 6,72 \text{ mm}^2$ (modulo di inerzia)

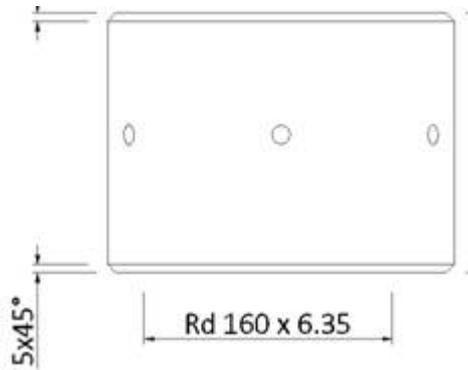
$\sigma_d = f_{yk} / \gamma_{M0} = 370/1.05 = 352.38 \text{ N/mm}^2$

in riferimento a tratto di lunghezza di elica unitario risulta :

$$\sigma_{\text{Mises}} = (3(N_f / A_{res})^2 + (M_f / W_{res})^2)^{0,5} = 252.7 < \sigma_d = 352.4 \text{ N/mm}^2$$

10.4.2. VERIFICA DI RESISTENZA A COMPRESSIONE DEL DADO

Si riportano qui di seguito le caratteristiche geometriche del dado:



Materiale = S460 NL

Diametro esterno $D_e = 216$ mm.

Diametro interno massimo $D_i = 160$ mm.

Area considerata $A = 165.29$ cm²

considerando un tiro $F = 434,6$ ton

si ha:

$$\sigma_{\text{comp}} = F/A = 2629.3 \text{ kg/cm}^2 < \sigma_d = 3523.8 \text{ kg/cm}^2$$

11. VERIFICHE DI FATICA

Nella tabella che segue si riassumono i valori di tensione analizzati nelle verifiche di resistenza per carico di 434,6 Ton (rottura dei 3 pendini) e si proporzionano ai carichi di fatica massimo e minimo, vale a dire, tiro massimo 154,1 Ton e tiro minimo 85 Ton

elemento	materiale	tensione di rottura fk	limite di fatica σ_{D-1}	tensione per trazione di 434,6 ton	tensione per trazione di 85,0 ton	tensione per trazione di 154,1 ton	variazione di tensione per fatica
forcelle laterali inf e sup	S460 NL	540 mpa	270 mpa	396.4 mpa	77.5 mpa	140.6 mpa	63.0 mpa
monoblocco inf e sup	355 NL	450 mpa	225 mpa	234.7 mpa	45.9 mpa	83.2 mpa	37.3 mpa
perni laterali	X2CrNiMoCuN 25-6-3	700 mpa	350 mpa	138.3 mpa	27.0 mpa	49.0 mpa	22.0 mpa
perno centrale	X2CrNiMoCuN 25-6-5	700 mpa	350 mpa	85.4 mpa	16.7 mpa	30.3 mpa	13.6 mpa
madrevite superiore	355 NL	450 mpa	225 mpa	197.2 mpa	38.6 mpa	69.9 mpa	31.4 mpa
dado inferiore	S460 NL	530 mpa	265 mpa	252.7 mpa	49.4 mpa	89.6 mpa	40.2 mpa

seguono verifiche di dettaglio dei particolari sia secondo la norma RFI DTC SI PS MA IFS 001 e comunque integrate successivamente secondo UNI 7670 .

VERIFICHE A FATICA SECONDO RFI DTC SI PS MA IFS 001

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
 (treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

PIATTI LATERALI DEI TERMINALI

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	≤	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC. 1.92
45.34		87.20	

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λi sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	λ3 =	1	
volume di traffico	λ2 =	1	
influenza secondo binario	λ4 =	0.829	cautelativamente $\Delta\sigma_1 / (\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2) = 0.60$
portata teorica	λ1 =	0.724	assunto L = Lc = 4 x interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1,44}{\sqrt{Lc - 0,2}} + 0,82 = 1.20$
 (valori compresi fra 1,00 < Φ2 < 1,67)

in cui Lc lunghezza caratteristica $Lc = 16 \text{ m} = 4 \times \text{interasse pendini}$

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 63.00$

già comprensiva dei valori di intaglio in quanto il valore è dedotto dal massimo valore ottenuto in apposita modellazione FEM dell'intaglio in area netta e geometrie reali

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a 2exp(6) cicli con riduzione dovuta allo spessore dove

$\Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 140.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 4)
 spessore massimo in gioco $t \text{ (mm)} = 50$

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
 (treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

BLOCCO CENTRALE TERMINALI

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	\leq	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC.
26.84		58.32	2.17

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λi sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	λ3 =	1	
volume di traffico	λ2 =	1	
influenza secondo binario	λ4 =	0.829	cautelativamente $\frac{\Delta\sigma_1}{(\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)} = 0.60$
portata teorica	λ1 =	0.724	assunto L = Lc = 4 x interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1.44}{\sqrt{Lc} - 0.2} + 0.82 = 1.20$
 (valori compresi fra 1,00 < Φ2 < 1,67)

in cui Lc lunghezza caratteristica Lc = 16 m = 4 x interasse pendini

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 37.30$

già comprensiva dei valori di intaglio in quanto il valore è dedotto dal massimo valore ottenuto in apposita modellazione FEM dell'intaglio in area netta e geometrie reali

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a 2exp(6) cicli con riduzione dovuta allo spessore dove

$\Delta\sigma_{Cred} = 78.73 = \Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 140.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 4)
 spessore massimo in gioco t (mm) = 250

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
(treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

PERNI LATERALI

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	\leq	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC.
15.83		52.38	3.31

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λ_i sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	$\lambda_3 =$	1	
volume di traffico	$\lambda_2 =$	1	
influenza secondo binario	$\lambda_4 =$	0.829	cautelativamente $\frac{\Delta\sigma_1}{(\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)} = 0.60$
portata teorica	$\lambda_1 =$	0.724	assunto $L = L_c = 4 \times$ interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1.44}{\sqrt{L_c - 0.2}} + 0.82 = 1.20$
 (valori compresi fra $1,00 < \Phi 2 < 1,67$)

in cui L_c lunghezza caratteristica $L_c = 16 \text{ m} = 4 \times$ interasse pendini

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 22.00$

valore in area netta

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a $2 \exp(6)$ cicli con riduzione dovuta allo spessore dove $\Delta\sigma_{Cred} = 70.71 = \Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 100.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 15)
 spessore massimo in gioco $t \text{ (mm)} = 100$

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
 (treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

PERNO CENTRALE

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	\leq	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC.
9.79		44.04	4.50

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λi sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	λ3 =	1	
volume di traffico	λ2 =	1	
influenza secondo binario	λ4 =	0.829	cautelativamente $\frac{\Delta\sigma_1}{(\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)} = 0.60$
portata teorica	λ1 =	0.724	assunto L = Lc = 4 x interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1.44}{\sqrt{Lc} - 0.2} + 0.82 = 1.20$
 (valori compresi fra 1,00 < Φ2 < 1,67)

in cui Lc lunghezza caratteristica Lc = 16 m = 4 x interasse pendini

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 13.60$

valore in area netta

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a 2exp(6) cicli con riduzione dovuta allo spessore dove $\Delta\sigma_{Cred} = 59.46 = \Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 100.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 15)
 spessore massimo in gioco t (mm) = 200

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
(treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

MADREVITE

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	\leq	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC.
22.60		41.65	1.84

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λ_i sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	λ3 =	1	
volume di traffico	λ2 =	1	
influenza secondo binario	λ4 =	0.829	cautelativamente $\frac{\Delta\sigma_1}{(\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)} = 0.60$
portata teorica	λ1 =	0.724	assunto L = Lc = 4 x interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1.44}{\sqrt{Lc} - 0.2} + 0.82 = 1.20$
 (valori compresi fra 1,00 < Φ2 < 1,67)

in cui Lc lunghezza caratteristica Lc = 16 m = 4 x interasse pendini

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 31.40$

già comprensiva dei valori di intaglio in quanto il valore è calcolato come massima tensione ottenuta sovrapponendo effetti di taglio e momento localmente su singolo filetto di lunghezza unitaria

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a 2exp(6) cicli con riduzione dovuta allo spessore dove $\Delta\sigma_{Cred} = 56.23 = \Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 100.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 7)
 spessore massimo in gioco t (mm) = 250

VERIFICHE A FATICA : RFI DTC SI PS MA IFS 001 E - ENTE FERROVIE DELLO STATO - Roma 31 12 2020
(treni da normativa LM71)
 (misure N , mm)

DADO

METODO SEMPLIFICATO O DEI "λ"

per essere in sicurezza nei riguardi della fatica dovrà verificarsi la seguente condizione

$\lambda \times \Phi 2 \times \Delta\sigma_{71}$	\leq	$\frac{\Delta\sigma_{C_red}}{\gamma m F}$	coeff. SIC.
28.93		44.04	1.52

dove

>> coefficiente di sicurezza riduttivo $\gamma m F = 1.35$

>> fattore di correzione $\lambda = \lambda_1 \times \lambda_2 \times \lambda_3 \times \lambda_4 = 0.60$

in cui i λ_i sono fattori che tengono conto di

vita di progetto	λ3 =	1	
volume di traffico	λ2 =	1	
influenza secondo binario	λ4 =	0.829	cautelativamente $\frac{\Delta\sigma_1}{(\Delta\sigma_1 + \Delta\sigma_2)} = 0.60$
portata teorica	λ1 =	0.724	assunto L = Lc = 4 x interasse pendini = 16 m

>> coefficiente di incremento dinamico $\Phi 2 = \frac{1.44}{\sqrt{Lc} - 0.2} + 0.82 = 1.20$
 (valori compresi fra 1,00 < Φ2 < 1,67)

in cui Lc lunghezza caratteristica Lc = 16 m = 4 x interasse pendini

>> massima differenza di tensioni $\Delta\sigma_{71} = 40.20$

già comprensiva dei valori di intaglio in quanto il valore è calcolato come massima tensione ottenuta sovrapponendo effetti di taglio e momento localmente su singolo filetto di lunghezza unitaria

>> resistenza a fatica per il particolare scelto corrispondente a 2exp(6) cicli con riduzione dovuta allo spessore dove

$\Delta\sigma_{Cred} = 59.46 = \Delta\sigma \left(\frac{25}{t} \right)^{\frac{1}{4}}$ vedasi influenza dello spessore § 2.7.1.1.6.4

resistenza del particolare scelto $\Delta\sigma_C = 100.00$ (DETTAGLIO DI FATICA N° 7)
 spessore massimo in gioco t (mm) = 200

VERIFICHE A FATICA SECONDO UNI 7670

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988	(misure N , mm)	<u>PIATTI LATERALI DEI TERMINALI</u>
MATERIALI		
n° di cicli equivalenti	ne = 2.00E+06	
tensione di rottura	R = 540.00	
limite di fatica a flessione alternata	σ_{D-1} = 270.00	
limite di fatica a flessione alternata tenendo conto di	σ_f = 180.00	
- forma del pezzo	$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_I \cdot K_c}$	
- stato superficiale di corrosione		
- dimensioni del pezzo		
- concentrazione di tensione		
dove		
coefficiente di forma	K _f = 1.00	tensioni di verifica direttamente da FEM
coefficiente di dimensioni	K _d = 1.00	laminato
coefficiente di superficie	K _I = 1.50	esterno laminato non lavorato
coefficiente di corrosione	K _c = 1.00	non considerato
limite di fatica a flessione alternata tenendo conto di rapporto fra σ_{max} e σ_{min}	σ_d = 397.43	$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3}\sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$ $K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$
dove	σ _d = K _k σ _f	
coefficiente di rapporto	K _k = 2.21	
il rapporto fra σ _{min} e σ _{max}	k = 0.55	
e	σ _{min} = 77.53 σ _{max} = 140.56	
limite di fatica a flessione alternata tenendo conto di numero di cicli equivalenti	σ_k = 397.43	$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{ne}\right)^{\frac{1}{c_0}}$ $c_0 = c \text{ per } ne < 2 \exp 6$ $c_0 = c' \text{ per } ne > 2 \exp 6$ $c = \frac{5,52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$ $c' = c + \sqrt{c^2 + 1}$
dove	σ _k = K _n σ _d	
coefficiente del numero di cicli	K _n = 1.00	
	c = 18.01	
	c' = 36.05	
	Co = 36.05	
adeguamento al tipo di tensione trazione	σ_{k_T} = 317.94	
dove	σ _{k_T} = K _t σ _k	
	K _t = 0.80	
TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA	σ_{af} = 307.85	σ_{af}/σ_{max} 2.19
dove	σ _{af} = σ _{k_T} / γ _k	$\gamma_k = 3,2^{\frac{1}{c_0}}$
	γ _k = 1.03	

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988

(misure N , mm)

BLOCCO CENTRALE TERMINALI

MATERIALI

n° di cicli equivalenti $n_e = 2.00E+06$
 tensione di rottura $R = 450.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_{D-1} = 225.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_f = 140.63$

tenendo conto di

- forma del pezzo
- stato superficiale di corrosione
- dimensioni del pezzo
- concentrazione di tensione

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_l \cdot K_c}$$

dove

coefficiente di forma $K_f = 1.00$
 coefficiente di dimensioni $K_d = 1.00$
 coefficiente di superficie $K_l = 1.60$
 coefficiente di corrosione $K_c = 1.00$

tensioni di verifica direttamente da FEM laminato esterno laminato non lavorato non considerato

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_d = 318.58$

tenendo conto di

rapporto fra σ_{max} e σ_{min}

dove

coefficiente di rapporto $K_k = 2.27$

il rapporto fra σ_{min} e σ_{max} $k = 0.55$
 e $\sigma_{min} = 45.90$
 $\sigma_{max} = 83.22$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3}\sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_k = 318.58$

tenendo conto di

numero di cicli equivalenti

dove

coefficiente del numero di cicli $K_n = 1.00$
 $c = 15.99$
 $c' = 32.00$
 $C_o = 32.00$

$$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{n_e}\right)^{\frac{1}{c_0}}$$

$c_0 = c$ per $n_e < 2 \exp 6$
 $c_0 = c'$ per $n_e > 2 \exp 6$
 $c = \frac{5,52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$
 $c' = c + \sqrt{c^2 + 1}$

adeguamento al tipo di tensione $\sigma_{k_T} = 254.86$

trazione

dove $\sigma_{k_T} = K_t \sigma_k$
 $K_t = 0.80$

TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA $\sigma_{af} = 245.76$

σ_{af}/σ_{max} 2.95

dove $\sigma_{af} = \sigma_{k_T} / \gamma_k$
 $\gamma_k = 1.04$

$$\gamma_k = 3,2^{\frac{1}{c_0}}$$

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988

(misure N , mm)

PERNI LATERALI

MATERIALI

n° di cicli equivalenti $n_e = 2.00E+06$
 tensione di rottura $R = 700.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_{D-1} = 350.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_f = 81.59$

tenendo conto di

- forma del pezzo
- stato superficiale di corrosione
- dimensioni del pezzo
- concentrazione di tensione

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_l \cdot K_c}$$

dove

coefficiente di forma $K_f = 3.00$
 coefficiente di dimensioni $K_d = 1.30$
 coefficiente di superficie $K_l = 1.10$
 coefficiente di corrosione $K_c = 1.00$

valore cautelativo uni 7670 tabella VI
 tondo 100 mm
 UNI 7670 dettaglio piallato
 non considerato

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_d = 244.75$

tenendo conto di

rapporto fra σ_{max} e σ_{min}

dove

coefficiente di rapporto $K_k = 3.00$

il rapporto fra σ_{min} e σ_{max}
 e

$k = 0.55$
 $\sigma_{min} = 27.05$
 $\sigma_{max} = 49.04$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3} \sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_k = 244.75$

tenendo conto di

numero di cicli equivalenti

dove

coefficiente del numero di cicli $K_n = 1.00$
 $c = 5.25$
 $c' = 10.60$
 $C_o = 10.60$

$$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{n_e}\right)^{\frac{1}{c_0}}$$

$c_0 = c$ per $n_e < 2 \exp 6$

$c_0 = c'$ per $n_e > 2 \exp 6$

$$c = \frac{5.52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$$

$$c' = c + \sqrt{c^2 + 1}$$

adeguamento al tipo di tensione $\sigma_{k_T} = 195.80$

trazione

dove $\sigma_{k_T} = K_t \sigma_k$
 $K_t = 0.800$

TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA $\sigma_{af} = 175.46$

$\sigma_{af} / \sigma_{max} = 3.58$

dove $\sigma_{af} = \sigma_{k_T} / \gamma_k$
 $\gamma_k = 1.12$

$$\gamma_k = 3.2^{\frac{1}{c_0}}$$

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988

(misure N , mm)

PERNO CENTRALE

MATERIALI

n° di cicli equivalenti $n_e = 2.00E+06$
 tensione di rottura $R = 700.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_{D-1} = 350.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_f = 75.76$

tenendo conto di

- forma del pezzo
- stato superficiale di corrosione
- dimensioni del pezzo
- concentrazione di tensione

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_l \cdot K_c}$$

dove

coefficiente di forma $K_f = 3.00$
 coefficiente di dimensioni $K_d = 1.40$
 coefficiente di superficie $K_l = 1.10$
 coefficiente di corrosione $K_c = 1.00$

valore cautelativo uni 7670 tabella VI
 tondo 180 mm
 UNI 7670 dettaglio piallato
 non considerato

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_d = 230.45$

tenendo conto di

rapporto fra σ_{max} e σ_{min}

dove

coefficiente di rapporto $K_k = 3.04$

il rapporto fra σ_{min} e σ_{max}
 e $k = 0.55$
 $\sigma_{min} = 16.70$
 $\sigma_{max} = 30.28$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3} \sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_k = 230.45$

tenendo conto di

numero di cicli equivalenti

dove

coefficiente del numero di cicli $K_n = 1.00$
 $c = 4.97$
 $c' = 10.04$
 $C_o = 10.04$

$$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{n_e}\right)^{\frac{1}{c_0}}$$

$c_0 = c$ per $n_e < 2 \exp 6$
 $c_0 = c'$ per $n_e > 2 \exp 6$
 $c = \frac{5,52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$
 $c' = c + \sqrt{c^2 + 1}$

adeguamento al tipo di tensione $\sigma_{k_T} = 184.36$

trazione

dove $\sigma_{k_T} = K_t \sigma_k$
 $K_t = 0.800$

TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA $\sigma_{af} = 164.19$

$\sigma_{af} / \sigma_{max} = 5.42$

dove $\sigma_{af} = \sigma_{k_T} / \gamma_k$
 $\gamma_k = 1.12$

$$\gamma_k = 3,2^{\frac{1}{c_0}}$$

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988

(misure N , mm)

MADREVITE

MATERIALI

n° di cicli equivalenti ne = 2.00E+06
 tensione di rottura R = 450.00

limite di fatica a flessione alternata **σ_{D-1}** = **225.00**

limite di fatica a flessione alternata **σ_f** = **43.20**

tenendo conto di

- forma del pezzo
- stato superficiale di corrosione
- dimensioni del pezzo
- concentrazione di tensione

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_l \cdot K_c}$$

dove

coefficiente di forma K_f = 3.22
 coefficiente di dimensioni K_d = 1.47
 coefficiente di superficie K_l = 1.10
 coefficiente di corrosione K_c = 1.00

limite di fatica a flessione alternata **σ_d** = 134.15

tenendo conto di

rapporto fra σ_{max} e σ_{min}

dove

coefficiente di rapporto K_k = 3.11

il rapporto fra σ_{min} e σ_{max} k = 0.55
 e σ_{min} = 38.57
 σ_{max} = 69.93

limite di fatica a flessione alternata **σ_k** = **134.15**

tenendo conto di

numero di cicli equivalenti

dove

coefficiente del numero di cicli K_n = 1.00
 c = 4.56
 c' = 9.23
 C_o = 9.23

adeguamento al tipo di tensione **σ_{k_T}** = **107.32**

trazione

dove σ_{k_T} = K_t σ_k
 K_t = 0.800

TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA **σ_{af}** = **94.62**

dove σ_{af} = σ_{k_T} / γ_k
 γ_k = 1.13

da testo del "L.Sors"
senza applicare coefficiente
riduttivo per filettature rullate

K_t = 3.5
 q = 0.889 = 1/(1+a/r)
 r = 1.515
 a = 0.190

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3} \sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$$

$$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{n_e}\right)^{\frac{1}{c_0}}$$

c₀ = c per n_e < 2exp6
 c₀ = c' per n_e > 2exp6

$$c = \frac{5,52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$$

 c' = c + √(c² + 1)

σ_{af}/σ_{max} = 1.35

$$\gamma_k = 3,2^{\frac{1}{c_0}}$$

VERIFICHE A FATICA : UNI 7670 Marzo 1988

(misure N , mm)

DADO

MATERIALI

n° di cicli equivalenti $n_e = 2.00E+06$
 tensione di rottura $R = 530.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_{D-1} = 265.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_f = 54.68$

tenendo conto di

- forma del pezzo
- stato superficiale di corrosione
- dimensioni del pezzo
- concentrazione di tensione

$$\sigma_f = \frac{\sigma_{D-1}}{K_f \cdot K_d \cdot K_I \cdot K_c}$$

dove

coefficiente di forma $K_f = 3.15$
 coefficiente di dimensioni $K_d = 1.40$
 coefficiente di superficie $K_I = 1.10$
 coefficiente di corrosione $K_c = 1.00$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_d = 167.75$

tenendo conto di

rapporto fra σ_{max} e σ_{min}

dove

coefficiente di rapporto $K_k = 3.07$

il rapporto fra σ_{min} e σ_{max}
 e $k = 0.55$
 $\sigma_{min} = 49.42$
 $\sigma_{max} = 89.60$

limite di fatica a flessione alternata $\sigma_k = 167.75$

tenendo conto di

numero di cicli equivalenti

dove

coefficiente del numero di cicli $K_n = 1.00$
 $c = 4.80$
 $c' = 9.70$
 $C_o = 9.70$

adeguamento al tipo di tensione $\sigma_{k_T} = 134.20$
trazione

dove $\sigma_{k_T} = K_t \sigma_k$
 $K_t = 0.800$

TENSIONE AMMISSIBILE A FATICA $\sigma_{af} = 119.04$

dove $\sigma_{af} = \sigma_{k_T} / \gamma_k$
 $\gamma_k = 1.13$

da testo del "L.Sors"
 senza applicare coefficiente
 riduttivo per filettature rullate

$K_t = 3.5$
 $q = 0.859 = 1/(1+a/r)$
 $r = 1.515$
 $a = 0.249$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{1 - \left(1 - \frac{\frac{5}{3} \sigma_f}{R}\right)^k} \quad \text{per } 0 < k < 1$$

$$K_k = \frac{\frac{5}{3}}{3 - 2k} \quad \text{per } -1 < k < 0$$

$$K_n = \left(\frac{2 \cdot 10^6}{n_e}\right)^{\frac{1}{C_o}}$$

$c_o = c$ per $n_e < 2 \exp 6$
 $c_o = c'$ per $n_e > 2 \exp 6$

$$c = \frac{5,52146}{\ln(R) - \ln(\sigma_d)}$$

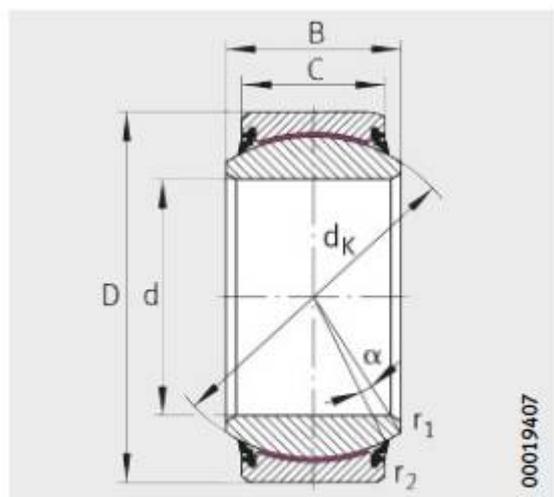
$$c' = c + \sqrt{c^2 + 1}$$

$\sigma_{af} / \sigma_{max} = 1.33$

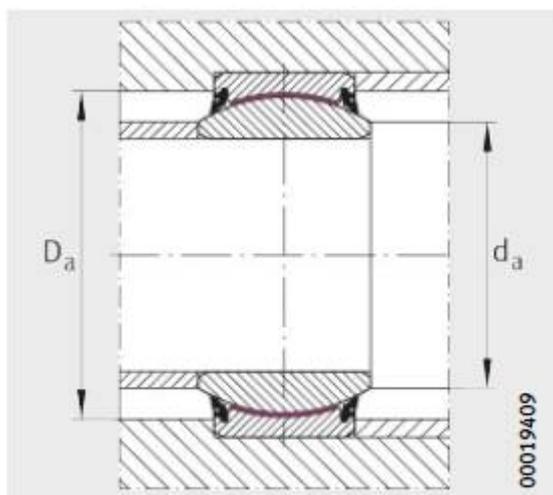
$$\gamma_k = 3,2^{\frac{1}{C_o}}$$

12. DIMENSIONAMENTO DELLO SNODO SFERICO

Lo snodo sferico INA SCHAEFFLER GE 180 UK 2RS, è scelto in base a quanto specificato nei cataloghi delle ditte costruttrici.



GE..-UK-2RS
ELGOGLIDE



Mounting dimensions

Dimension table · Dimensions in mm								
Designation	Mass m ≈kg	Dimensions						
		d	D	B	C	d_K	$\alpha^{2)}$ °	
GE17-UK-2RS	–	0,038	17 _{-0,008}	30 _{-0,009}	14 _{-0,12}	10 _{-0,24}	25	10
GE20-UK-2RS	–	0,061	20 _{-0,01}	35 _{-0,011}	16 _{-0,12}	12 _{-0,24}	29	9
GE25-UK-2RS	–	0,11	25 _{-0,01}	42 _{-0,011}	20 _{-0,12}	16 _{-0,24}	35,5	7
GE30-UK-2RS	GE30-UK-2TS	0,14	30 _{-0,01}	47 _{-0,011}	22 _{-0,12}	18 _{-0,24}	40,7	6
GE35-UK-2RS	GE35-UK-2TS	0,22	35 _{-0,012}	55 _{-0,013}	25 _{-0,12}	20 _{-0,3}	47	6
GE40-UK-2RS	GE40-UK-2TS	0,31	40 _{-0,012}	62 _{-0,013}	28 _{-0,12}	22 _{-0,3}	53	7
GE45-UK-2RS	GE45-UK-2TS	0,41	45 _{-0,012}	68 _{-0,013}	32 _{-0,12}	25 _{-0,3}	60	7
GE50-UK-2RS	GE50-UK-2TS	0,55	50 _{-0,012}	75 _{-0,013}	35 _{-0,12}	28 _{-0,3}	66	6
GE60-UK-2RS	GE60-UK-2TS	1	60 _{-0,015}	90 _{-0,015}	44 _{-0,15}	36 _{-0,4}	80	6
GE70-UK-2RS	GE70-UK-2TS	1,53	70 _{-0,015}	105 _{-0,015}	49 _{-0,15}	40 _{-0,4}	92	6
GE80-UK-2RS	GE80-UK-2TS	2,25	80 _{-0,015}	120 _{-0,015}	55 _{-0,15}	45 _{-0,4}	105	6
GE90-UK-2RS	GE90-UK-2TS	2,73	90 _{-0,02}	130 _{-0,018}	60 _{-0,2}	50 _{-0,5}	115	5
GE100-UK-2RS	GE100-UK-2TS	4,34	100 _{-0,02}	150 _{-0,018}	70 _{-0,2}	55 _{-0,5}	130	7
GE110-UK-2RS	GE110-UK-2TS	4,71	110 _{-0,02}	160 _{-0,025}	70 _{-0,2}	55 _{-0,5}	140	6
GE120-UK-2RS	GE120-UK-2TS	7,98	120 _{-0,02}	180 _{-0,025}	85 _{-0,2}	70 _{-0,5}	160	6
GE140-UK-2RS	GE140-UK-2TS	11,1	140 _{-0,025}	210 _{-0,03}	90 _{-0,25}	70 _{-0,6}	180	7
GE160-UK-2RS	GE160-UK-2TS	14	160 _{-0,025}	230 _{-0,03}	105 _{-0,25}	80 _{-0,6}	200	8
GE180-UK-2RS	GE180-UK-2TS ¹⁾	18,4	180 _{-0,025}	260 _{-0,035}	105 _{-0,25}	80 _{-0,7}	225	6

Chamfer dimensions		Mounting dimensions		Basic load ratings		Radial internal clearance ³⁾
r ₁ min.	r ₂ min.	d _a max.	D _a min.	dyn. C _r N	stat. C _{0r} N	
0,3	0,3	20,7	24	48 800	81 300	0 – 0,04
0,3	0,3	24,2	27,5	67 900	113 000	0 – 0,04
0,6	0,6	29,3	33	128 000	213 000	0 – 0,05
0,6	0,6	34,2	38	165 000	275 000	0 – 0,05
0,6	1	39,8	44,5	212 000	353 000	0 – 0,05
0,6	1	45	51	280 000	466 000	0 – 0,06
0,6	1	50,8	57	360 000	600 000	0 – 0,06
0,6	1	56	63	444 000	739 000	0 – 0,06
1	1	66,8	75	691 000	1 150 000	0 – 0,06
1	1	77,9	87	883 000	1 470 000	0 – 0,072
1	1	89,4	99	1 130 000	1 890 000	0 – 0,072
1	1	98,1	108	1 380 000	2 300 000	0 – 0,072
1	1	109,5	123	1 720 000	2 860 000	0 – 0,085
1	1	121,2	134	1 850 000	3 080 000	0 – 0,085
1	1	135,6	150	2 690 000	4 480 000	0 – 0,085
1	1	155,9	173	3 020 000	5 040 000	0 – 0,085
1	1	170,2	191	3 840 000	6 400 000	0 – 0,1
1,1	1,1	199	219	4 320 000	7 200 000	0 – 0,1

13. VERIFICA DI RESISTENZA DEGLI SPALLAMENTI DELLO SNODO SFERICO

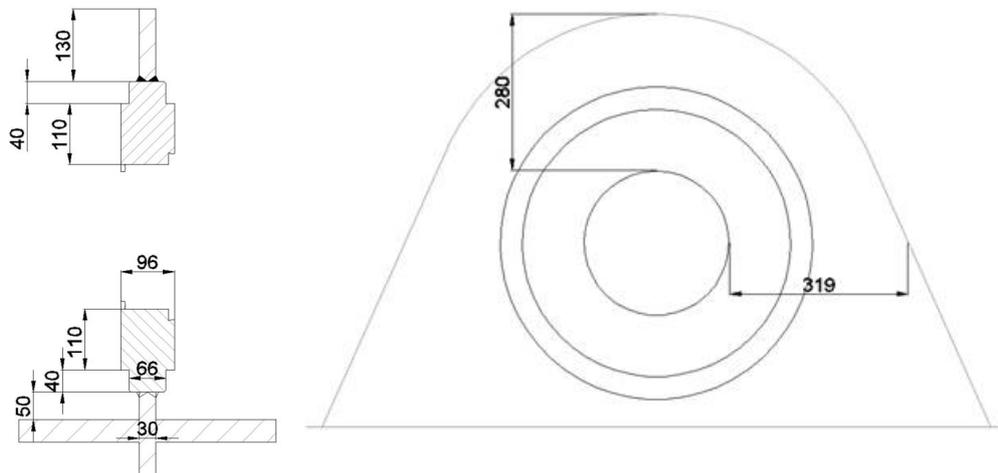
Il particolare snodo scelto non comporta spinte laterali sulla ghiera di contrasto; per tale motivo non si verifica l'elemento presente e viene prevista una chiusura meccanica ai soli fini di impacchettamento e chiusura tecnologica dello snodo.

14. VERIFICA DELLA PIASTRA FRA SNODO SFERICO E ANIMA DEL PONTE.

Per la piastra di transizione tra i due elementi (Impalcato/Arco e snodo sferico) si ripetono le modalità di verifica secondo le Norme CNR-10011/85 già effettuate in relazione di calcolo “EI2CLVII0A500I” e “EI2CLVI09B500I” per le geometrie aggiornate.

La forza di calcolo di riferimento è 2267 kN

La tensione caratteristica di snervamento del materiale è invece 315 N/mm² per il S355 della flangia di transizione



$$1) \quad 2 \cdot b \cdot t \geq 1,4 \cdot F / \sigma_{adm}$$

$$2) \quad t \cdot a \geq F / \sigma_{adm}$$

$$3) \quad b / t \leq 8$$

$$1) = 365.4 \geq 95.96$$

$$2 \times ((31.9 - 11 - 4) \times 3 + 4 \times 6.6 + 11 \times 9.6) = 365.4$$

$$2) = 171 \geq 75.5$$

$$9.6 \times 11 + 6.6 \times 4 + 3 \times 13 = 171$$

$$3) = 5.2 < 8$$

$$31.9 / ((11 \times 9.6 + 4 \times 6.6 + 3 \times 13) / 28) = 5.2$$